

**Autor:**

Manuel Lagos Varas

**Directores:**

Diana Movilla Quesada

Aitor C. Raposeiras Ramos

**Tesis Doctoral**

**ESTUDIO Y DISEÑO DE MEZCLAS  
BITUMINOSAS BAJO PARÁMETROS  
REOLÓGICOS DE MÁSTICOS  
BITUMINOSOS CON MATERIALES DE  
DESECHO Y SUBPRODUCTOS  
INDUSTRIALES**



Escuela de **Doctorado**





# Estudio y diseño de mezclas bituminosas bajo parámetros reológicos de másticos bituminosas con materiales de desechos y subproductos industriales

Manuel Lagos Varas

Programa de Doctorado en Ingeniería Civil  
ETS de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos de Cantabria



**En memoria**

*En honor a Laura Argelia Poveda Gfell, mi fuente inagotable de inspiración y sabiduría*



## Agradecimientos

La culminación de esta tesis no habría sido posible sin el apoyo y la colaboración de muchas personas y entidades a lo largo del proceso. A todos ellos les estoy profundamente agradecido.

En primer lugar, a mis directores de tesis, Diana Movilla Quesada y Aitor Raposeiras Ramos, les agradezco profundamente su experiencia, paciencia y dedicación en cada etapa de este trabajo. Su orientación ha sido invaluable, y sus sugerencias y críticas constructivas han enriquecido enormemente mi investigación. Gracias por su compromiso y por haber sido, además de guías académicos, un ejemplo personal. Extiendo mi más sincero agradecimiento a mi tutor de tesis doctoral, Daniel Castro Fresno, por su apoyo constante durante estos años en la Universidad de Cantabria. Su conocimiento, experiencia y compromiso fueron esenciales para mejorar mi trabajo a través de sus críticas constructivas y orientaciones.

Deseo agradecer especialmente a los profesores Jorge Arenas Bermúdez, por su valiosa colaboración en la simulación numérica; Uwe Muhlich, cuyas enseñanzas en el campo matemático fueron clave; Richard Luco, por su respaldo y confianza en cada asistencia y pasantía; y a Natalia Contreras Suárez, quien dedicó su tiempo y conocimiento a la revisión gramatical de este trabajo y a la traducción de los diversos artículos presentados en esta tesis. Sus aportes han sido fundamentales para el desarrollo y claridad de esta investigación.

Mi especial agradecimiento a Miguel Gómez, por sus enseñanzas en el laboratorio, en el desarrollo de ensayos experimentales, y por insistir siempre en la calidad y precisión del trabajo. Igualmente, a Javier Menocal y Paula del Río, por su invaluable apoyo en la capacitación y el aprendizaje sobre equipos y técnicas de ensayo de laboratorio. La experiencia compartida con ustedes ha sido crucial para el éxito de esta investigación.

A Francisco Movilla y Virginia Quesada, les expreso mi más sincero agradecimiento por los consejos y el cariño brindado durante mis pasantías de investigación. Aprecio profundamente su generosidad al acogerme en su hogar y permitirme escribir esta tesis doctoral en su casa. Su apoyo ha sido invaluable, y siempre estaré eternamente agradecido por su hospitalidad.

A mi madre, Viviana Varas Poveda, y a mi padre, Domingo Lagos Pereira, por su incondicional apoyo y paciencia. Gracias por creer en mí y estar a mi lado en cada paso de este proceso. Su amor y comprensión me han dado la fortaleza necesaria para superar los momentos difíciles y seguir adelante. En especial, a mi hermana Mirsa Lagos Varas, mi mejor y primera profesora en esta investigación. Su guía y apoyo en los primeros pasos fueron fundamentales, y su ejemplo ha sido una fuente constante de inspiración en mi vida académica.

También quiero expresar mi gratitud a Nadejda Vornicescu por su incondicional apoyo y comprensión en este proceso. A mis amigos y colegas, cuyas palabras de aliento y compañía han sido un pilar fundamental en mi vida, les agradezco profundamente. Me siento verdaderamente afortunado de contar con cada uno de ustedes.

Finalmente, quisiera expresar mi sincero agradecimiento al proyecto RheoMast - *Design of Asphalt Mixes under rheological parameters of mastic developed with waste materials and industrial by-products*, cuyo respaldo ha sido fundamental para la realización de este trabajo. Asimismo, al Grupo de Investigación en Ingeniería Vial Gi<sup>2</sup>V y al Grupo de Investigación de Tecnología de la Construcción GITECO, quienes con sus recursos y conocimientos hicieron posible llevar a cabo esta investigación y desarrollar las ideas aquí presentadas.

A todos, muchas gracias.



## Resumen

El presente estudio introduce un enfoque innovador para la predicción y mitigación de deformaciones permanentes en mezclas, ligantes y másticos bituminosos, utilizando un modelo reológico avanzado. El modelo se destaca por su capacidad para ajustar de manera precisa las curvas de datos experimentales obtenidos en ensayos de compresión uniaxial y MSCR, ofreciendo un análisis más eficiente y preciso que los métodos clásicos al reducir el número de constantes reológicas requeridas.

Mediante el uso de exponentes fraccionarios, este nuevo enfoque describe de forma detallada la transición entre los estados elástico y viscoso del material, proporcionando una mejor comprensión de los fenómenos de fluencia y recuperación. Esto no solo mejora la capacidad predictiva de las deformaciones permanentes, sino que también ofrece soluciones prácticas para el diseño y optimización de mezclas bituminosas, reduciendo significativamente los recursos necesarios.

El modelo propuesto permite una caracterización más precisa de los materiales, al identificar distintos rangos de fluencia y ofrecer valores diferenciados de recuperación elástica  $\beta$  y plástica  $\alpha$ . Además, permite distinguir la elasticidad del conjunto de árido y viscoelasticidad del ligante de forma conjunta y/o separada. Un ejemplo práctico de su aplicabilidad muestra un incremento del 89,90% en la elasticidad de una mezcla de áridos con filler de cal hidratada frente al natural, lo que subraya su potencial para mejorar la durabilidad y sostenibilidad de las infraestructuras viales.

Este avance representa una herramienta innovadora para el análisis del comportamiento viscoelástico de las mezclas asfálticas, con importantes aplicaciones en el desarrollo de carreteras más resistentes y sostenibles. Además, este modelo podría ser adoptado por empresas y administraciones públicas para optimizar el diseño de infraestructuras viarias, contribuyendo a la eficiencia y reducción de costos en proyectos futuros.



## Tabla de Contenido

<b>Agradecimientos</b> .....	<b>7</b>
<b>Resumen</b> .....	<b>9</b>
<b>Lista de Figuras</b> .....	<b>15</b>
<b>Lista de Tablas</b> .....	<b>19</b>
<b>1. Introducción</b> .....	<b>23</b>
1.1 Antecedentes de la Investigación.....	23
1.2 Financiación de la Investigación .....	24
1.3 Relación entre los artículos que constituyen la tesis .....	24
1.4 Estructura del documento .....	26
<b>2 Estado del arte</b> .....	<b>31</b>
2.1 Introducción .....	31
2.2 Ligantes Bituminosos.....	31
2.2.1 Modificadores de ligantes bituminosos.....	33
2.3 Másticos bituminosos.....	37
2.3.1 Filleres no convencionales.....	39
2.4 Mezclas bituminosas.....	40
2.5 Parámetros Reológicos.....	41
2.5.1 Viscoelasticidad .....	41
2.5.2 Modelo de Maxwell .....	42
2.5.3 Modelo de Kelvin-Voigt.....	43
2.5.4 Modelo de Zener.....	44
2.5.5 Modelo de Burgers .....	44
2.5.6 Maxwell Generalizado.....	45
2.6 Aplicación de modelos reológicos a ligantes masticos y mezclas bituminosas.....	46
2.6.1 Ligante bituminoso.....	46
2.6.2 Mástico Bituminoso.....	48
2.6.3 Mezcla Bituminosa.....	51
2.7 Discusión y propuesta de un modelo reológico para pavimentos .....	56
<b>3 Hipótesis y Objetivos</b> .....	<b>59</b>
3.1 Introducción .....	59
3.2 Hipótesis.....	59
3.3 Objetivos.....	60
3.3.1 Objetivo General.....	60
3.3.2 Objetivo Especificos .....	60
<b>4 Materiales y Métodos</b> .....	<b>63</b>
4.1 Introducción .....	63
4.2 Materiales .....	63
4.2.1 Ligante Bituminoso .....	63

4.2.2	Agregado mineral .....	65
4.2.3	Filler.....	65
4.2.4	Mástico Bituminoso.....	66
4.2.5	Mezcla Bituminosa.....	68
4.3	Metodología.....	69
4.3.1	Ensayo de Reómetro de Corte Dinámico (DSR) .....	69
4.3.2	Estrés Múltiple de Fluencia y Recuperación (MSCR).....	70
4.3.3	Ensayo de Barrido Lineal de Amplitud (LAS) .....	70
4.3.4	Ensayo de Energía de Fluencia de los ligantes (BYET).....	71
4.3.5	Fluencia y Recuperación en Mezclas Bituminosas .....	71
<b>5</b>	<b>Modelo Reológico de viscoelasticidad.....</b>	<b>75</b>
5.1	Introducción .....	75
5.2	Calculo Fraccionario .....	75
5.2.1	Notación de operadores e identidades fundamentales.....	75
5.2.2	Derivada Fraccionaria de Riemann-Liouville .....	76
5.3	Modelo Reológico de Viscoelasticidad para Mezclas, Másticos y Ligantes Bituminosos.....	77
5.3.1	Fenómeno de Fluencia .....	79
5.3.2	Fenómeno de Recuperación.....	84
5.3.3	Fenómeno de Relajación .....	85
5.4	Detalle del Modelo Reológico a Curvas Experimentales de Fluencia y Recuperación .....	87
<b>6</b>	<b>Ligante Bituminosos.....</b>	<b>91</b>
6.1	Introducción .....	91
6.2	Ensayo MSCR .....	91
6.2.1	Ligante Convencional .....	91
6.2.2	Ligantes Modificados .....	95
6.3	Ensayo LAS.....	107
6.3.1	Ligante Convencional .....	107
6.3.2	Ligantes Modificados .....	109
6.4	Ensayo BYET .....	115
6.4.1	Ligante Convencional .....	115
6.4.2	Ligantes Modificados .....	116
<b>7</b>	<b>Másticos bituminosos .....</b>	<b>121</b>
7.1	Introducción .....	121
7.2	Filleres Convencionales .....	121
7.2.1	Ensayo DSR.....	121
7.2.2	Ensayo MSCR .....	123
7.2.3	Ensayo LAS.....	134
7.2.4	Ensayo BYET .....	138

7.3	Filleres No Convencionales .....	139
7.3.1	Escoria Blanca Hidratada.....	139
7.3.2	Micro filler de Cenizas Volantes .....	147
<b>8</b>	<b>Mezclas Bituminosas.....</b>	<b>161</b>
8.1	Introducción .....	161
8.2	Simulación Numérica para Fenómenos de Fluencia y Recuperación.....	161
8.2.1	Condición de Ensayo: Temperatura.....	161
8.2.2	Condición de Ensayo: Magnitud de Carga .....	164
8.2.3	Correlación de los Fenómenos de Recuperación para Mezclas y Ligantes Bituminosos .....	166
8.3	Propuesta de Caracterización Reológica de Mezclas y Másticos Bituminosos....	169
8.3.1	Mezclas Bituminosas .....	169
8.3.2	Másticos Bituminosos .....	179
<b>9</b>	<b>Conclusiones .....</b>	<b>191</b>
9.1	Conclusiones Generales .....	191
9.2	Conclusiones Específicas .....	192
9.2.1	Fundamentos Teóricos del Modelo Reológico Propuesto .....	192
9.2.2	Desarrollo de Ligantes Modificados con Polímeros y Ceras: Convencionales y no Convencionales .....	193
9.2.3	Desarrollo de Másticos Bituminosos con filleres Convencionales y Subproductos Industriales.....	194
9.3	Aplicación del Modelo Viscoelástico para la Obtención de Parámetro Reológicos en los tres niveles que presenta un pavimento Flexible: (1) Ligante Bituminoso; (2) Mástico Bituminoso; (3) Mezcla Bituminosa.....	195
9.3.1	Ligante Bituminoso .....	195
9.3.2	Mástico Bituminoso.....	196
9.3.3	Mezcla Bituminosa.....	196
9.4	Futuras Líneas de Investigación .....	197
	<b>Bibliografía .....</b>	<b>237</b>



## Lista de Figuras

<b>Figura 2.1.</b> Ensayo en Másticos bituminosos. a) mecánica de fractura; b) Simulación de cohesión por medio de modelos viscoelásticos lineales [86,87].	38
<b>Figura 2.2.</b> Modelo reológico de Maxwell	42
<b>Figura 2.3.</b> Modelo reológico de Kelvin-Voigt	43
<b>Figura 2.4.</b> Modelo reológico de Zener	44
<b>Figura 2.5.</b> Modelo reológico de Burgers	45
<b>Figura 4.1.</b> Modificadores de ligante bituminoso. a) Migas de caucho de neumáticos fuera de uso; b) Estireno-Butadieno-Estireno; c) Ceramida de ácido graso de sebo de cerdo; d) cera Sasobit.	64
<b>Figura 4.2.</b> Esquema de la metodología y combinaciones de los ligantes modificados	64
<b>Figura 4.3.</b> Árido Calizo y ofita	65
<b>Figura 4.4.</b> Filleres de aportación. a) Cal Hidratada HL; b) Cenizas Volantes (FA); Caliza (L); Escoria Blanca de Acero hidratada (LFS <sup>h</sup> )	66
<b>Figura 4.5</b> Imágenes SEM a 100x y 500x de los filleres. a) HL; b) FA; c) L	67
<b>Figura 4.6.</b> Esquema de la fabricación y metodología para determinar las propiedades reológicas de los másticos bituminosos	68
<b>Figura 4.7.</b> Curva de Diseño para mezclas AC16S	69
<b>Figura 4.8.</b> Probetas de mezclas bituminosas AC16S	69
<b>Figura 5.1.</b> Modelo reológico de viscoelasticidad para mezclas bituminosas	77
<b>Figura 5.2.</b> Análisis de Parámetro $\beta$ : a) Para el modelo de Burgers; b) Nuevo modelo propuesto	82
<b>Figura 5.3.</b> Análisis del parámetro $\alpha$ , módulo de fluencia modelo propuesto	83
<b>Figura 5.4.</b> Análisis del parámetro $\beta$ , módulo de recuperación modelo propuesto	85
<b>Figura 5.5.</b> Análisis del parámetro $\beta$ , módulo de relajación modelo propuesto	86
<b>Figura 5.6.</b> Análisis del parámetro $\alpha$ , módulo de relajación modelo propuesto	87
<b>Figura 5.7.</b> Esquema representativo de los fenómenos de fluencia y recuperación	88
<b>Figura 6.1.</b> Ensayo MSCR para ligante base a 3.2 kPa. a) 40°C; b) 50°C; c) 60°C; d) 70°C; e) 80°C	92
<b>Figura 6.2.</b> Simulación reológica del ligante B50/70 para 3,2 kPa a 40°C. a) 1° ciclo; b) 10° ciclo	93
<b>Figura 6.3.</b> Simulación reológica del ligante B50/70 para 3,2 kPa. a) Parámetro $\beta$ ; b) Parámetro $\alpha$ ; c) Viscosidad $\eta$ ; d) Elasticidad $\xi_1$	94
<b>Figura 6.4.</b> Ensayo MSCR para modificación simple a 3.2 kPa. a) 40°C; b) 50°C; c) 60°C; d) 70°C; e) 80°C	96
<b>Figura 6.5.</b> Simulación reológica del ligante B50/70+3%SBS para 3,2 kPa	97
<b>Figura 6.6.</b> Simulación reológica del ligante B50/70+4%SBS para 3,2 kPa	98
<b>Figura 6.7.</b> Simulación reológica del ligante B50/70+5%SBS para 3,2 kPa	98
<b>Figura 6.8.</b> Simulación reológica del ligante B50/70+10%CR para 3,2 kPa	99
<b>Figura 6.9.</b> Simulación reológica del ligante B50/70+2%Sasobit para 3,2 kPa	99
<b>Figura 6.10.</b> Simulación reológica del ligante B50/70+4%Sasobit para 3,2 kPa	100
<b>Figura 6.11.</b> Simulación reológica del ligante B50/70+2%FAA para 3,2 kPa	100
<b>Figura 6.12.</b> Simulación reológica del ligante B50/70+4%FAA para 3,2 kPa	101
<b>Figura 6.13.</b> Ensayo MSCR para modificación doble a 3.2 kPa. a) 40°C; b) 50°C; c) 60°C; d) 70°C; e) 80°C	102
<b>Figura 6.14.</b> Ensayo MSCR para modificación triple con Sasobit a 3.2 kPa. a) 40°C; b) 50°C; b) 60°C; b) 70°C; b) 80°C	104
<b>Figura 6.15.</b> MSCR para modificación triple con FAA a 3.2 kPa. a) 40°C; b) 50°C, c) 60°C; d) 70°C; e) 80°C	105
<b>Figura 6.16.</b> LAS para ligante base B50/70. a) 20°C; b) 25°C	107
<b>Figura 6.17.</b> Integridad v/s Intensidad de daño para B50/70. a) 20°C; b) 25°C	108
<b>Figura 6.18.</b> Curvas de predicción a la fatiga Nf para B50/70. a) 20°C; b) 25°C	108
<b>Figura 6.19.</b> LAS para ligantes con modificación simple. a) 20°C; b) 25°C	110

<b>Figura 6.20.</b> LAS para ligantes con modificación doble. a) 20°C; b) 25°C .....	110
<b>Figura 6.21.</b> LAS para ligantes con modificación triple con cera Sasobit. a) 20°C; b) 25°C .....	110
<b>Figura 6.22.</b> LAS para ligantes con modificación triple con ceramida de ácido graso. a) 20°C; b) 25°C.....	111
<b>Figura 6.23.</b> Integridad v/s Intensidad de daño para modificación simple. a) 20°C; b) 25°C .....	111
<b>Figura 6.24.</b> Integridad v/s Intensidad de daño para modificación doble. a) 20°C; b) 25°C .....	112
<b>Figura 6.25.</b> Integridad v/s Intensidad de daño para modificación triple con cera Sasobit. a) 20°C; b) 25°C.....	112
<b>Figura 6.26.</b> Integridad v/s Intensidad de daño para modificación triple con cera amida de ácido graso. a) 20°C; b) 25°C .....	112
<b>Figura 6.27.</b> Curvas de predicción a la fatiga Nf para modificación simple. a) 20°C; b) 25°C .....	113
<b>Figura 6.28.</b> Curvas de predicción a la fatiga Nf para modificación doble. a) 20°C; b) 25°C .....	114
<b>Figura 6.29.</b> Curvas de predicción a la fatiga Nf para modificación triple con cera Sasobit. a) 20°C; b) 25°C.....	114
<b>Figura 6.30.</b> Curvas de predicción a la fatiga Nf para modificación triple con cera amida de ácido graso. a) 20°C; b) 25°C .....	115
<b>Figura 6.31.</b> Curvas de Esfuerzo-Deformación del BYET para B50/70. a) 20°C; b) 25°C. 116	
<b>Figura 6.32.</b> Curvas de Esfuerzo-Deformación del BYET para modificaciones simples. a) 20°C; b) 25°C.....	117
<b>Figura 6.33.</b> Curvas de Esfuerzo-Deformación del BYET para modificaciones dobles. a) 20°C; b) 25°C.....	117
<b>Figura 6.34.</b> Curvas de Esfuerzo-Deformación del BYET para modificaciones triples con cera Sasobit. a) 20°C; b) 25°C .....	118
<b>Figura 6.35.</b> Curvas de Esfuerzo-Deformación del BYET para modificaciones triples con cera amida de ácido graso. a) 20°C; b) 25°C .....	118
<b>Figura 7.1.</b> Curvas Maestras de $ G^* $ and $\delta$ para masticos bituminosos. a) Cal Hidratada; b) Cenizas Volantes; c) Caliza .....	122
<b>Figura 7.2.</b> Ensayo MSCR para 50°C .....	123
<b>Figura 7.3.</b> Metodología de ajuste para másticos bituminosos .....	124
<b>Figura 7.4.</b> Simulación reológica del ligante B50/70 para 3,2 kPa a 50°C. ....	125
<b>Figura 7.5.</b> Simulación reológica del mástico con filler HL para 3,2 kPa a 50°C. ....	125
<b>Figura 7.6.</b> Simulación reológica del mástico con filler FA para 3,2 kPa a 50°C. ....	126
<b>Figura 7.7.</b> Simulación reológica del mástico con filler L para 3,2 kPa a 50°C.....	126
<b>Figura 7.8.</b> Ensayo MSCR para 60°C. a) Exponente fraccionario $\beta$ ; b) deformación experimental .....	127
<b>Figura 7.9.</b> Simulación reológica del ligante B50/70 para 3,2 kPa a 60°C. ....	128
<b>Figura 7.10.</b> Simulación reológica del mástico con filler HL para 3,2 kPa a 60°C. ....	128
<b>Figura 7.11.</b> Simulación reológica del mástico con filler FA para 3,2 kPa a 60°C. ....	129
<b>Figura 7.12.</b> Simulación reológica del mástico con filler L para 3,2 kPa a 60°C.....	129
<b>Figura 7.13.</b> Ensayo MSCR para 70°C. a) Exponente fraccionario $\beta$ ; b) deformación experimental .....	130
<b>Figura 7.14.</b> Simulación reológica del ligante B50/70 para 3,2 kPa a 70°C. ....	130
<b>Figura 7.15.</b> Simulación reológica del mástico con filler HL para 3,2 kPa a 70°C. ....	131
<b>Figura 7.16.</b> Simulación reológica del mástico con filler FA para 3,2 kPa a 70°C. ....	132
<b>Figura 7.17.</b> Simulación reológica del mástico con filler L para 3,2 kPa a 70°C.....	132
<b>Figura 7.18.</b> Valores MSCR de másticos bituminosos con diferentes relaciones f/b. a) Valores Jnr3.2 v/s R; b) Valores $ G^* /\sin(\delta)$ y Jnr3.2.....	133
<b>Figura 7.19.</b> Curvas Esfuerzo-Deformación LAS a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L .....	135
<b>Figura 7.20.</b> Curvas Integridad-Intensidad de Daño a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L ...	136

<b>Figura 7.21.</b> Vida a la fatiga $N_f$ a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L .....	137
<b>Figura 7.22.</b> Curvas de Esfuerzo-Deformación BYET. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L	138
<b>Figura 7.23.</b> Curvas Maestras del filler LFS <sup>f</sup> .....	139
<b>Figura 7.24.</b> Ensayo MSCR a 50°C. a) Experimental test; b) Parametro $\alpha$ ; b) Parametro $\beta$ .....	141
<b>Figura 7.25.</b> Ensayo MSCR a 60°C. a) Experimental test; b) Parametro $\alpha$ ; b) Parametro $\beta$ .....	142
<b>Figura 7.26.</b> Ensayo MSCR a 70°C. a) Experimental test; b) Parametro $\alpha$ ; b) Parametro $\beta$ .....	143
<b>Figura 7.27.</b> Curva Esfuerzo-Deformación LAS .....	145
<b>Figura 7.28.</b> Curvas de Integridad e Intensidad de Daño.....	145
<b>Figura 7.29.</b> Vida a la fatiga $N_f$ .....	146
<b>Figura 7.30.</b> Curvas de Esfuerzo-Deformación BYET.....	147
<b>Figura 7.31.</b> Curvas maestras del módulo complejo $ G^* $ .....	148
<b>Figura 7.32.</b> ángulo desfase $\delta$ . a) B50/70; b) B50/70+5%SBS; c) 50/70+5%SBS+3% $\mu$ FA; .....	149
<b>Figura 7.33.</b> Ensayo MSCR. a) 30°C; b) 40°C; c) 50°C; d) 60°C; e) 70°C.....	151
<b>Figura 7.34.</b> Simulación reológica del ligante B50/70 para 3,2 kPa. ....	152
<b>Figura 7.35.</b> Simulación reológica del ligante B50/70+5%SBS para 3,2 kPa. ....	152
<b>Figura 7.36.</b> Simulación reológica del ligante B50/70+5%SBS+3% $\mu$ FA para 3,2 kPa. ....	153
<b>Figura 7.37.</b> Simulación reológica del ligante B50/70+5%SBS+5% $\mu$ FA para 3,2 kPa. ....	153
<b>Figura 7.38.</b> Curvas Esfuerzo-Deformación LAS. a) 20°C; b) 25°C .....	154
<b>Figura 7.39.</b> Curvas Integridad v/s Intensidad de Daño. a) 20°C; b) 25°C .....	155
<b>Figura 7.40.</b> Vida a la fatiga $N_f$ . a) 20°C; b) 25°C .....	156
<b>Figura 7.41.</b> Curvas esfuerzo-Deformación BYET. a) 20°C; b) 25°C .....	157
<b>Figura 8.1.</b> Ensayo de Fluencia-Recuperación para una variación de temperatura. a) B50/70; b) PMB45/80-65.....	162
<b>Figura 8.2.</b> Ensayo de Fluencia-Recuperación para una variación de magnitud de carga. a) B50/70; b) PMB45/80-65.....	165
<b>Figura 8.3.</b> Ensayos de Estrés Múltiple de fluencia y recuperación para ligantes bituminosos.....	167
<b>Figura 8.4.</b> Correlación de los fenómenos de Recuperación para mezclas y ligantes bituminosos.....	167
<b>Figura 8.5.</b> Comparación de fenómeno de recuperación para ligantes bituminosos. ....	168
<b>Figura 8.6.</b> Curva de tensión-tiempo .....	169
<b>Figura 8.7.</b> Curvas de fluencia y recuperación de estrés múltiple para mezclas bituminosas AC16S a 20°C. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L.....	170
<b>Figura 8.8.</b> Ilustración del ajuste matemático de las curvas de fluencia y recuperación del 1° ciclo a una 20°C. a) carga tipo Heaviside; b) Filler HL; c) Filler FA; d) Filler L .....	171
<b>Figura 8.9.</b> Exponentes fraccionados para mezclas bituminosas a 20°C. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L.....	172
<b>Figura 8.10.</b> Curvas de fluencia y recuperación de estrés múltiple para mezclas bituminosas AC16S a 30°C. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L.....	174
<b>Figura 8.11.</b> Exponentes fraccionados para mezclas bituminosas a 30°C. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L.....	175
<b>Figura 8.12.</b> Curvas de fluencia y recuperación de estrés múltiple para mezclas bituminosas AC16S a 40°C. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L.....	176
<b>Figura 8.13.</b> Exponentes fraccionados para mezclas bituminosas a 40°C. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L.....	177
<b>Figura 8.14.</b> Variable elástica $\xi_2$ . a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L .....	179
<b>Figura 8.15.</b> Curvas de fluencia y recuperación de estrés múltiple (MSCR) para másticos bituminosos a 20°C. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L.....	180
<b>Figura 8.16.</b> Exponentes fraccionados para másticos bituminosos a 20°C. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L.....	181

**Figura 8.17.** Curvas de fluencia y recuperación de estrés múltiple (MSCR) para másticos bituminosos a 30°C. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L ..... 183

**Figura 8.18.** Exponentes fraccionados para másticos bituminosos a 30°C. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L ..... 184

**Figura 8.19.** Curvas de fluencia y recuperación de estrés múltiple (MSCR) para másticos bituminosos a 40°C. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L ..... 185

**Figura 8.20.** Exponentes fraccionados para másticos bituminosos a 40°C. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L ..... 186

**Figura 8.21.** Variable elástica  $\xi_2$ . a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L ..... 188

## Lista de Tablas

<b>Tabla 2.1.</b> Estudios previos sobre ligantes modificados con CR, SBS y Sasobit.....	35
<b>Tabla 2.2.</b> Ecuaciones y módulos de diferentes modelos viscoelásticos [167].....	46
<b>Tabla 2.3.</b> Resultados de modelos viscoelásticos en ligantes bituminosos .....	49
<b>Tabla 2.4.</b> Resultados de modelos viscoelásticos en Másticos bituminosos .....	52
<b>Tabla 2.5.</b> Resultados de modelos viscoelásticos en Mezclas bituminosas .....	55
<b>Tabla 4.1.</b> Propiedades de ligantes bituminosos.....	63
<b>Tabla 4.2.</b> Propiedades de polímeros modificadores de ligantes bituminosos .....	64
<b>Tabla 4.3.</b> Propiedades del agregado mineral .....	65
<b>Tabla 4.4.</b> Propiedades físicas y geométricas de los filleres. ....	66
<b>Tabla 6.1.</b> <i>Jnr</i> y <i>R</i> para el B50/70 .....	91
<b>Tabla 6.2.</b> Simulación reológica del ligante B50/70 para 3,2 kPa a 40°C.....	93
<b>Tabla 6.3.</b> <i>Jnr</i> y <i>R</i> para modificaciones simples .....	95
<b>Tabla 6.4.</b> <i>Jnr</i> y <i>R</i> para modificaciones dobles.....	101
<b>Tabla 6.5.</b> <i>Jnr</i> y <i>R</i> para modificaciones triple con Sasobit .....	103
<b>Tabla 6.6.</b> <i>Jnr</i> y <i>R</i> para modificaciones triple con sebo de cerdo.....	106
<b>Tabla 7.1.</b> Parámetro elástico $\xi_2$ para másticos bituminosos.....	133
<b>Tabla 7.2.</b> Parámetros <i>Jnr</i> y <i>R</i> para ligante y mástico bituminosos .....	144
<b>Tabla 7.3.</b> Parámetros de viscoelasticidad lineal (kPa).....	148
<b>Tabla 7.4.</b> Parámetros del ensayo MSCR.....	150
<b>Tabla 8.1.</b> Fluencia-recuperación de mezclas bituminosas para una carga de 5 kN.....	163
<b>Tabla 8.2.</b> Fluencia-recuperación de mezclas bituminosas para una temperatura de 20°C .....	166
<b>Tabla 8.3.</b> Fluencia-recuperación de ligantes bituminosos para una temperatura de 20°C. ....	168



## **1. INTRODUCCIÓN**



## 1. Introducción

### 1.1 Antecedentes de la Investigación

La mezcla bituminosa es el material principal en la construcción de pavimentos, empleada en más del 90% de las carreteras pavimentadas. Este compuesto, formado por áridos, ligantes bituminosos y aditivos, proporciona una resistencia excepcional, confort para los usuarios y una durabilidad notable, todo ello a un coste reducido [1].

En el proceso de fabricación de la mezcla bituminosa, el ligante recubre cada partícula de árido, asegurando la cohesión del conjunto. Sin embargo, el filler, cuyo tamaño es menor a 0.063 o 0.080 mm (según las normas EN y ASTM, respectivamente) queda atrapado por el ligante, conformando el mástico bituminoso que facilita la adición de los áridos de mayor tamaño [2,3]. En este contexto, el mástico bituminoso adquiere una reología influenciada por las deformaciones viscoelásticas del ligante y las capacidades elásticas del tipo de filler, dando lugar a una película adhesiva efectiva que se ve afectada por las posibles deformaciones que experimentan tanto el ligante como el mástico bituminoso [4].

El ligante bituminoso, deriva del petróleo y exhibe una reología determinada por un comportamiento viscoelástico, lo que le otorga propiedades que varían según factores como la temperatura y la frecuencia de carga [5,6]. La caracterización de dicho material se lleva a cabo mediante una serie de métodos, incluyendo propiedades clásicas, viscoelásticas lineales y basadas en el daño continuo. Por otro lado, el propósito del filler en el mástico es llenar los espacios vacíos en el esqueleto de los áridos, con el fin de impermeabilizar y compactar la mezcla bituminosa, manteniendo unida la estructura de partículas de árido [7]. La eficacia del filler en el mástico depende de sus propiedades físico-químicas y de su grado de interacción con el ligante [5]. Esta interacción, a su vez, influye en las propiedades mecánicas derivadas de la morfología, composición, fricción entre partículas y comportamiento frente a la humedad y temperatura [2,8].

En las últimas décadas, la caracterización de ligantes convencionales ha cobrado una importancia crucial en el diseño de mezclas bituminosas. Los métodos de diseño actuales incluyen un análisis reológico del ligante, evaluando su respuesta ante diferentes temperaturas y frecuencias de carga, seguido por ensayos de fatiga y deformaciones plásticas [9]. Sin embargo, estos métodos no consideran el impacto individual del filler en el comportamiento del mástico, a pesar de que este es fundamental para el buen desempeño de la mezcla bituminosa. Además, cuando se emplean ligantes modificados no comerciales, no se contempla la interacción entre el filler y el ligante modificado, ni su influencia en el comportamiento del mástico. Por ello, conocer el comportamiento reológico del mástico permite prever con mayor precisión el desempeño posterior de las mezclas bituminosas. Al considerar el efecto del filler en la matriz del ligante, se ajustan los resultados a valores más cercanos que reflejan el comportamiento real de la mezcla bituminosa [10,11].

En la presente tesis doctoral se propone un análisis complementario al diseño existente de mezclas bituminosas, evaluando ligantes, mezclas y másticos bituminosos desarrollados con diversos materiales de desecho y subproductos industriales. Este enfoque permite correlacionar de manera precisa los ligantes y másticos bituminosos con los resultados obtenidos en ensayos realizados sobre las mezclas bituminosas. Además, el proyecto establecerá las bases para desarrollar en el futuro una metodología a escala que facilite el

análisis de mezclas bituminosas, reduciendo el tiempo y los recursos necesarios para el diseño óptimo del pavimento.

## 1.2 Financiación de la Investigación

La presente investigación se ha desarrollado en el marco de un proyecto FONDECYT REGULAR N°1201029 titulado “*RheoMast - Design of Asphalt Mixes under rheological parameters of mastic developed with waste materials and industrial by-products*” financiado por la Agencia Nacional de Investigación y Desarrollo de Chile (ANID).

La relevancia y el potencial de RHEOMAST radican en complementar la metodología de diseño actual, con el objetivo de reducir los recursos energéticos necesarios en el desarrollo de mezclas bituminosas, mejorando al mismo tiempo el comportamiento y la resistencia al desgaste de los pavimentos flexibles bajo diversas temperaturas y velocidades de tráfico.

Al concluir el proyecto, se espera que la tecnología desarrollada ofrezca las siguientes ventajas:

- **Capas de rodadura más duraderas:** La aplicación de materiales modificadores en las mezclas bituminosas permitirá aumentar la vida útil del pavimento, reduciendo la necesidad de rehabilitar la capa de rodadura y minimizando el coste de mantenimiento.
- **Método de diseño de mezclas óptimo:** La correlación reológica del comportamiento viscoelástico de ligantes, másticos y mezclas bituminosas permitirá determinar las cantidades óptimas de modificadores de ligantes y filleres. Esto ayudará a resolver problemas estructurales como el agrietamiento y la deformación plástica, complementando la metodología de diseño actual.
- **Reducción del consumo de recursos naturales** (combustibles fósiles y áridos naturales): El diseño de mezclas utilizando únicamente grupos de ligantes y másticos, con el empleo de residuos y subproductos industriales, extiende significativamente el ciclo de vida de la mezcla.
- **Reducción en las emisiones de gases de efecto invernadero (GEIs):** La prolongación de la vida útil de la capa de rodadura, la reducción de la congestión, el uso de residuos y subproductos industriales, y la disminución de la cantidad de probetas en mezclas asfálticas.

## 1.3 Relación entre los artículos que constituyen la tesis

En la presente Tesis Doctoral se incluyen **diez artículos científicos**, de los cuales ocho están publicados e indexados en revistas científicas reconocidas según los informes de citas de revistas (JCR). Se indica que siete de estos artículos han sido publicados en revistas de alto impacto del primer cuartil ( $Q_1$ ), y uno en una revista del segundo cuartil ( $Q_2$ ). Mientras, que los dos artículos restantes están en proceso de revisión.

Los artículos justifican e interpretan los resultados obtenidos en rigurosos ensayos de laboratorio y evaluaciones teóricas de modelos reológicos. El enfoque principal es la obtención de nuevos parámetros reológicos que faciliten un diseño más eficiente de mezclas, másticos y ligantes bituminosos, cruciales para el desarrollo y mejora de infraestructuras viales.

A continuación, se presentan las fases en las que se ha organizado la investigación:

Fase	Descripción	Artículo (DOI)
I	Se establecen los fundamentos teóricos de un modelo reológico haciendo uso de ecuaciones diferenciales fraccionarias. Durante esta etapa inicial, se examinan nuevas formulaciones matemáticas que permiten caracterizar las deformaciones asociadas a fenómenos de fluencia, recuperación y relajación en mezclas, másticos y ligantes bituminosos.	<a href="https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.12.073">10.1016/j.conbuildmat.2018.12.073</a>
II	Se centra en la evaluación de ligantes modificados con combinaciones simples de Estireno-Butadieno-Estireno (SBS), Migas de caucho (CR) procedentes de Neumático fuera de uso (NFU), Cera Sasobit y la ceramida de ácido grado (FAA) procedente de sebo de cerdo. Durante esta fase, se valida el modelo reológico propuesto para ligantes bituminosos convencionales y modificados, mientras se analiza la implicación de estos en diferentes metodologías de caracterización del daño progresivo. Además, se propone la reducción del copolímero SBS por su alto coste por incorporaciones de CR y FAA, para ello se elaboran ligantes con triples modificación (SBS-CR-FAA).	<a href="https://doi.org/10.1016/j.cscm.2023.e02235">10.1016/j.cscm.2023.e02235</a>  <a href="https://doi.org/10.1016/j.rineng.2024.102570">10.1016/j.rineng.2024.102570</a>
III	<p>En esta fase se analiza la influencia del contenido de filler de piedra caliza en las propiedades reológicas del mástico bituminoso, mediante la elaboración de curvas maestras de susceptibilidad térmica.</p> <p>Se examina el uso de escoria de horno de cuchara hidratada como sustituto de filler en másticos bituminosos.</p> <p>Se realiza un estudio experimental de ligantes modificados con SBS y su interacción con micro-fillers de ceniza volantes (FA). Durante esta etapa, se formula la hipótesis sobre la utilidad que presentan los ensayos realizados en el Reómetro de Corte Dinámico (DSR) para evaluar las propiedades mecánicas de másticos</p>	<a href="https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117116">10.1016/j.conbuildmat.2019.117116</a>  <a href="https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.127370">10.1016/j.conbuildmat.2022.127370</a>  <a href="https://doi.org/10.3390/su16031131">10.3390/su16031131</a>

	bituminosos tradicionales y con sub-productos industriales.	
IV	En esta fase se lleva a cabo la demostración experimental del modelo propuesto en la primera etapa, ya sea para su utilización en ligantes, másticos y mezclas bituminosas. Dichos estudios permiten, mediante un enfoque numérico, asignar propiedades elásticas a los agregados (gruesos, finos y filler), propiedades viscoelásticas al ligante bituminoso y graduar el estado viscoelástico del material en estudio mediante derivadas fraccionarias. Este enfoque matemático proporciona una comprensión detallada de cómo influyen los diferentes componentes en las características de las mezclas bituminosas, contribuyendo así al avance del conocimiento en el diseño de infraestructuras viales.	<a href="https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.120438">10.1016/j.conbuildmat.2020.120438</a>  <a href="https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.127102">10.1016/j.conbuildmat.2022.127102</a>

#### 1.4 Estructura del documento

Este documento ha sido elaborado siguiendo un enfoque cronológico en el desarrollo de los diversos elementos incluidos en la investigación. La estructura del mismo se organiza en diez capítulos con una sección introductoria de antecedentes, donde se realiza un breve análisis del problema identificado, señalando la problemática detectada y las contribuciones que ofrece el documento.

El documento se estructura de manera que en el **Capítulo 1** se ofrece una panorámica de los antecedentes de la investigación, incluyendo el marco del proyecto asociado y las especificaciones relevantes vinculadas al mismo. Seguidamente, el **Capítulo 2** sintetiza la literatura existente sobre los temas de investigación, abarcando tanto los ensayos experimentales pertinentes como la evolución de los modelos reológicos a lo largo de la historia, destacando su importancia y relevancia en la materia. En el **Capítulo 3** se exponen los objetivos de la investigación y la estructura del estudio, proporcionando una visión general del enfoque y alcance de la investigación. El **Capítulo 4** describe detalladamente los materiales y métodos empleados en la tesis doctoral para abordar las hipótesis planteadas, asegurando una comprensión clara de la metodología empleada. El **Capítulo 5** se centra en el desarrollo matemático del modelo fraccionario propuesto y su aplicación en el ámbito de la ciencia de materiales, explorando sus implicaciones teóricas y prácticas. En el **Capítulo 6** se analiza el comportamiento viscoelástico, tanto lineal como no lineal, de ligantes bituminosos convencionales y modificados, así como su modelización a través de ecuaciones diferenciales fraccionarias, especialmente en relación con deformaciones permanentes. El **Capítulo 7** se adentra en la aplicación de másticos bituminosos en ensayos reológicos, considerando la viscoelasticidad lineal y los ensayos basados en el daño continuo para evaluar deformaciones plásticas y fatiga, estableciendo una relación entre las nuevas variables propuestas para el diseño de másticos bituminosos, considerando diferentes tipos de filleres y relaciones f/b. El **Capítulo 8** proporciona una correlación final del modelo propuesto, detallando las deformaciones de las mezclas bituminosas y proponiendo un nuevo

enfoque de caracterización para diferentes condiciones de temperatura, magnitudes de carga y ciclos de carga-descarga. Además, se establece una relación reológica entre los valores obtenidos para mezclas, másticos y ligantes bituminosos, permitiendo la predicción de fenómenos de recuperación. En el **Capítulo 9** se presentan las principales conclusiones generales, así como las conclusiones particulares derivadas del estudio específico realizado, y se discuten las posibles direcciones futuras de investigación. Finalmente, el **Capítulo 10** incluye los artículos derivados de esta investigación, así como información relevante sobre las revistas en las que han sido publicados, conforme al informe de citas pertinente.



## **2. ESTADO DEL ARTE**



## 2 Estado del arte

### 2.1 Introducción

Las mezclas bituminosas son materiales compuestos ampliamente empleados en todo el mundo para la construcción de pavimentos, posicionándose como una de las alternativas más eficiente y versátiles de la ingeniería civil. Su aplicación incluye no solo la construcción de capas de rodadura en carreteras de alta y baja velocidad, sino que también su uso como pistas de aterrizaje de aeropuertos, ciclovía, vías férreas, aceras, aparcamientos, y otras infraestructuras sometidas al tráfico pesado o peatonal. [12,13]. Esta versatilidad se debe a la combinación de materiales que poseen las mezclas bituminosas, donde los áridos (agregados) proporcionan estructura, el ligante bituminoso actúa como material aglomerante, y los aditivos mejoran características específicas como la resistencia a la deformación, la fatiga, la impermeabilidad y la sostenibilidad a largo plazo e incluso envejecimiento [14,15].

El continuo progreso de las mezclas bituminosas responde a la necesidad de infraestructuras más resistentes, duraderas y sostenibles frente al aumento del tráfico vehicular, condiciones climáticas extremas y la creciente demanda por soluciones ambientalmente responsables. En este sentido, se han investigado nuevas formulaciones que incorporan aditivos como fibras, polímeros, caucho reciclado y nanopartículas, con el objetivo de mejorar propiedades como la elasticidad, resistencia a altas temperaturas, comportamiento viscoelástico, contribuyendo a un mejor desempeño en términos de vida útil y mantenimiento. El uso de aditivos contribuye a la optimización de los recursos, reduciendo el impacto ambiental a través de la reutilización de materiales reciclados y disminuyendo las emisiones de gases contaminantes durante su producción.

Este capítulo ofrece una revisión integral de los materiales constitutivos de las mezclas bituminosas, analizando no solo sus componentes básicos, sino también los avances recientes en la inclusión de aditivos y su impacto en las propiedades mecánicas. Asimismo, se exploran las metodologías de diseño y evaluación que permiten estudiar su comportamiento bajo diferentes condiciones de carga y temperatura, con especial atención a los modelos de viscoelasticidad empleados para predecir fenómenos como la deformación plástica, la fatiga y el envejecimiento. Las secciones que siguen recopilan y analizan investigaciones relevantes publicadas desde el año 2019 hasta la fecha, proporcionando una visión actualizada y crítica del estado del arte en este campo.

### 2.2 Ligantes Bituminosos

El ligante bituminoso es un producto orgánico derivado del petróleo, conocido por su capacidad viscoelástica, que lo hace susceptible al envejecimiento cuando se somete a diferentes agentes externos [16–18]. Esta propiedad provoca que el pavimento sea afectado por factores como la luz solar, el agua, el calor y el oxígeno, entre otros, lo que ocasiona fallos en la capa bituminosa, así como una reducción de su vida útil [9].

En las últimas décadas, la caracterización de ligantes ha sido fundamental en el diseño de mezclas bituminosas, utilizando el método *Superpave* y la determinación del grado PG (Performance Grade) o Rango de Temperatura útil para cada ligante. Este enfoque permite clasificar los ligantes según la zona climática en la que se aplicarán las mezclas bituminosas [19,20]. En este contexto, se han desarrollado diferentes tipos de modificadores de ligantes que amplían el rango de temperatura útil de un ligante convencional y extienden la vida útil del pavimento [21]. Por otro lado, la mejora del comportamiento de la mezcla, gracias a los ligantes modificados, permite mitigar en cierta medida los agrietamientos, las deformaciones plásticas, los fallos en las capas por tráfico pesado, los efectos del agua, las fluctuaciones a bajas temperaturas y los ciclos de hielo-deshielo [9].

Hoy en día, los estudios relacionados con el ligante bituminoso muestran una clara tendencia hacia la comprensión de fallos como el agrietamiento, la vida a fatiga, deformaciones permanentes y la trabajabilidad [22]. Las propiedades fundamentales para evaluar los ligantes bituminosos incluyen capacidades reológicas como el módulo de rigidez, elasticidad, fragilidad, durabilidad y resistencia a los daños acumulados, entre otras [23,24]. Además, su caracterización se ha realizado tradicionalmente mediante métodos de propiedades reológicas clásicas, como el punto de reblandecimiento, penetración, viscosidad y ductilidad. Sin embargo, en la actualidad se han incorporado nuevos ensayos que permiten un análisis más detallado, como el módulo complejo o rigidez ( $|G^*|$ ) y el ángulo de desfase ( $\delta$ ), que permiten estudiar los ligantes en un rango de viscoelasticidad lineal [25]. En los últimos años se han desarrollado nuevos ensayos que inducen daños continuos a las muestras de ligantes, logrando un diseño más preciso en términos de deformaciones plásticas y/o fatiga. Estos ensayos se centran en analizar las muestras viscoelásticas sometidas a fenómenos cíclicos, con envejecimiento a corto y largo plazo, entre otros [26,27].

En el estudio de la resistencia del ligante bituminoso a fenómenos de deformaciones permanentes y fatiga, se ha empleado metodologías reológicas de viscoelasticidad lineal como el módulo complejo ( $|G^*|$ ), indicando que valores mayores de  $|G^*|$  favorecen la resistencia a las deformaciones permanentes, mientras que valores menores benefician la resistencia a la fatiga [5]. Sin embargo, aunque este avance es significativo, muchos autores señalan que este parámetro sólo considera la reología viscoelástica lineal (LVE), lo cual no representa eficazmente las deformaciones permanentes ni el agrietamiento térmico. Esto se debe a que en las mezclas bituminosas estas anomalías se producen en un rango de viscoelasticidad no lineal.

Para identificar un índice de plasticidad que describa el daño por deformaciones permanentes causado por la trayectoria del neumático en la mezcla, la Administración Federal de Carreteras (FHWA) propuso estudiar el comportamiento de los ligantes a temperaturas intermedias-altas mediante el ensayo de recuperación de fluencia por tensiones múltiples (MSCR) [28]. Este ensayo genera tensiones a partir de múltiples ciclos de fluencia y recuperación, evaluando la conformidad de fluencia no recuperable ( $J_{nr}$ ) [29] y el porcentaje medio de recuperación ( $R$ ), los cuales indican la tasa potencial de deformaciones permanentes y la elasticidad del ligante bituminoso, respectivamente [30].

Con respecto a los fenómenos de fluencia y recuperación, estos se generan en ciclos estáticos con tiempos controlados [31]. La fluencia ocurre durante el proceso de carga de la probeta, produciendo estados de deformación recuperables y no recuperables en condiciones de viscoelasticidad no lineal [32,33]. Posteriormente, el fenómeno de recuperación mide la capacidad del ligante bituminoso para recuperar las deformaciones obtenidas durante la fluencia, determinando el grado de plastificación en cada ciclo [34].

El agrietamiento por fatiga en los pavimentos bituminosos ha sido un objeto de estudio significativo para varios autores y agencias de investigación, con el objetivo de resolver el problema del deterioro mecánico prematuro de los pavimentos [35]. Como resultado, se han propuesto varios criterios para evaluar la resistencia a la fatiga de los ligantes bituminosos. La prueba de barrido de amplitud lineal (LAS) se ha sugerido como un reemplazo para la prueba de barrido de tiempo (TS) para superar el problema de la duración del tiempo [36,37]. La prueba LAS mantiene algunas características del procedimiento TS, como la aplicación de cargas cíclicas de inversión y el uso de placas paralelas en el reómetro de corte dinámico (DSR). Sin embargo, se diferencia en que aplica incrementos progresivos de tensiones para acelerar el daño en la muestra [38].

Además de los análisis experimentales mencionados, se han propuesto modelos matemáticos para ajustar las curvas de deformación del MSCR y LAS, con el fin de cuantificar propiedades reológicas como la viscosidad, la elasticidad y parámetros que describen la

transición viscoelástica debido a la memoria del material [39]. Algunos investigadores han intentado modelar el comportamiento de fluencia, recuperación y relajación del ligante utilizando estos modelos matemáticos para determinar su capacidad viscoelástica [1,3,9,12]. Con el avance tecnológico en las metodologías de caracterización del ligante bituminoso, también se han desarrollado nuevos materiales modificadores que mejoran el rendimiento de las mezclas bituminosas, permitiendo una mayor cohesión entre los diferentes tipos de áridos presentes en un pavimento [40]. Algunos modificadores abordan problemas estructurales al aumentar las capacidades reológicas del material. Un ejemplo de estas mejoras se logra mediante la adición de aditivos como polímeros o ceras [25].

Los avances en el estudio y caracterización de los ligantes bituminosos han revolucionado la durabilidad y el rendimiento de los pavimentos. Las nuevas metodologías de ensayo y la incorporación de materiales modificadores han demostrado ser eficaces para mejorar la resistencia a fallos como el agrietamiento, deformaciones permanentes y la fatiga, extendiendo significativamente la vida útil de las mezclas bituminosas. A medida que la investigación y la tecnología continúan evolucionando, se prevé que los pavimentos bituminosos se vuelvan aún más eficientes y sostenibles, respondiendo mejor a las exigencias climáticas y de tráfico. Estos avances no solo optimizarán la infraestructura vial, sino que también incrementarán la seguridad y comodidad para los usuarios. En definitiva, el desarrollo continuo en esta área promete una infraestructura de transporte más resiliente y adaptada a los desafíos del futuro.

### 2.2.1 Modificadores de ligantes bituminosos

Los ligantes modificados son materiales primordiales en diversas aplicaciones industriales y de ingeniería, mejorando las propiedades de adhesión, durabilidad y resistencia. El proceso de obtención de ligantes modificados, depende de los modificadores y su tiempo de digestión. La adición de modificadores químicos, como polímeros, cauchos o resinas, permiten ajustar características del ligante convencional según la necesidad del proyecto o estudio. Estos materiales son ampliamente manejados en sectores como la construcción, pavimentación y sellado de superficies, incluso en la fabricación de productos que requieren mayor flexibilidad o resistencia a condiciones extremas.

Los ligantes modificados no solo optimizan el rendimiento del ligante, sino que también pueden contribuir a una mayor sostenibilidad, al reducir el consumo de recursos y mejorar la vida útil de las infraestructuras viales. Su estudio y desarrollo son esenciales para avanzar en la creación de soluciones más eficientes y duraderas en distintos campos de la ingeniería. En concreto, los polímeros permiten ajustar las propiedades viscoelásticas del ligante bituminoso en función de los cambios en el rango de temperaturas de servicio [41]. Estos polímeros modifican tanto la morfología como la reología del ligante, ya que su estructura química facilita la dispersión en el mismo, transformando una matriz bituminosa continua en una matriz polimérica continua [42]. De este modo, el ligante bituminoso puede mantenerse flexible a bajas temperaturas, evitando la fragilización y resistiendo el flujo viscoso a altas temperaturas, reduciendo las deformaciones permanentes [25].

- *Estireno – Butadieno – Estireno (SBS)*

El polímero elastómero más comúnmente utilizado es el Estireno-Butadieno-Estireno (SBS) [43]. Las investigaciones sobre la modificación con SBS se centran en tres aspectos fundamentales: (1) sus propiedades a altas temperaturas, (2) la estabilidad de almacenamiento, y (3) la compatibilidad entre el SBS y el ligante bituminoso [44]. La interacción entre SBS y el ligante se produce mediante métodos físicos, creando un sistema de reticulación reversible [45]. A temperaturas de servicio, los bloques de poliestireno (PS) refuerzan la red de polímeros SBS, mientras que los bloques de polibutadieno (PB) aportan elasticidad [42,46]. Con el contenido adecuado de SBS, se desarrolla una red elástica que

incrementa la viscosidad compleja ( $\eta^*$ ), el módulo complejo ( $|G^*|$ ) y la capacidad de recuperación bajo tensión del ligante modificado ( $R$ ) [47,48].

El ligante modificado con SBS, incluso en bajas concentraciones de polímero, presenta una recuperación elástica mayor que los ligantes convencionales [19]. El punto de reblandecimiento y las fuerzas cohesivas aumentan, generando un mejor comportamiento a bajas temperaturas en comparación a ligantes puros e inclusive con aquellos modificados químicamente con polímeros reactivos [5]. Las condiciones ambientales como los rayos ultravioletas, la acción del oxígeno y las altas temperaturas de mezclado provocan el envejecimiento del ligante, alterando propiedades fisicoquímicas del material y afectando su durabilidad [25]. La modificación con SBS en mezclas bituminosas aporta más resistencia a la acción del agua, lo cual fue analizado mediante un ensayo por humedad inducida simulando un envejecimiento a largo plazo [15,19].

- Miga de caucho (CR)

Debido al alto costo del SBS, en la industria se han explorado otras alternativas para modificar ligantes, como el uso de migas de caucho (CR) provenientes de neumáticos fuera de uso (NFU). Los NFU representan un problema ambiental significativo en muchos países debido a la gran cantidad de residuos generados. Se estima que se fabrican aproximadamente 3.000 millones de neumáticos al año en todo el mundo. Por ello, el esfuerzo por reutilizar los NFU ha llevado al desarrollo de nuevas técnicas que mejoran la resistencia del pavimento frente a la fatiga y las deformaciones permanentes [50]. Por su parte, las migas de caucho derivadas de los NFU contienen una amplia gama de polímeros, además de negro de humo, aceite, óxido de zinc, ácido esteárico y otros compuestos. Estas propiedades hacen que las migas de caucho sean una alternativa viable y sostenible para la modificación de ligantes bituminosos, contribuyendo tanto a la mejora de las características del pavimento como a la reducción de residuos ambientales [49].

El comportamiento del CR en el ligante bituminoso depende de diversos factores, como el tamaño de las partículas, el contenido polimérico e incluso la edad del caucho proveniente de los NFU [51,52]. Numerosas investigaciones recomiendan una modificación con CR inferior al 20% en peso del ligante bituminoso, aunque se ha determinado que el contenido óptimo es del 8-10% [44]. La morfología, el tamaño y la composición química del CR, junto con la temperatura y el tiempo de digestión, son determinantes en su eficacia como modificador del ligante bituminoso [45,46].

La modificación con CR requiere altas temperaturas y largos tiempos de digestión, siendo el material sensible a la descomposición y a la absorción de oxígeno [48]. La interacción entre el CR y el ligante desarrolla un sistema no homogéneo donde las partículas de caucho se incrustan en la matriz bituminosa, resultando en un comportamiento más elástico del ligante [47,48]. Durante este proceso, las partículas de caucho se hinchan y sufren degradación química; el hinchamiento endurece el ligante, mientras que la degradación puede deteriorar sus propiedades mecánicas [51,52]. Sin embargo, un contenido óptimo de CR en el ligante produce una menor penetración y un punto de reblandecimiento más alto, además de aumentar el módulo complejo ( $|G^*|$ ) a altas temperaturas de servicio [54–56]. Estos efectos combinados contribuyen a mejorar la durabilidad y el rendimiento del pavimento, haciendo del CR una alternativa viable y eficaz para la modificación de ligantes bituminosos.

- *Ceras sintéticas*

En la modificación de los ligantes se incluyen otros materiales como las ceras sintéticas, derivadas de procesos como el *Fischer-Tropsch*, y ceras fundidas, entre otras [57]. Las ceras son componentes naturales derivados del petróleo con gran potencial para mejorar el

rendimiento del ligante [58]. Pueden reducir la viscosidad del ligante por encima de los 80°C, mejorar la trabajabilidad al disminuir la temperatura de fabricación entre 20°C y 40°C, y reducir las emisiones de energía y gases de efecto invernadero [58,59].

Investigaciones recientes se centran en el estudio del comportamiento de ligantes bituminosos modificados con cera Sasobit y polímeros, como se muestra en la **Tabla 2.1**. La cera Sasobit es una cera sintética *Fischer-Tropsch* obtenida del proceso de gasificación del carbón. Está compuesta por largas y delicadas cadenas cristalinas de hidrocarburos alifáticos y contiene un aditivo orgánico de bajo punto de fusión que interactúa fisicoquímicamente con el ligante bituminoso [47,58,60]. La adición de Sasobit a los ligantes modificados con polímeros afecta la absorción de los componentes químicos, reduciendo la viscosidad y modificando la temperatura de servicio [61]. La incorporación de un 1% de Sasobit puede reducir la energía térmica de una mezcla bituminosa en un 2,8% y las emisiones de CO<sub>2</sub> en un 3,0%. Además, Sasobit disminuye la penetración y aumenta el punto de reblandecimiento [62,63].

**Tabla 2.1.** Estudios previos sobre ligantes modificados con CR, SBS y Sasobit

No.	Referencias	Año	Diseño (wt%)	Variables
1	Singh et al. [73]	2022	Sasobit: 3%	Estabilidad Marshall
2	Liu et al. [74]	2021	Sasobit: 0%, 2,5%, 3% and 3,5% SBS: 5%	Propiedades físicas básicas, viscosidad rotacional, Estabilidad, Ensayo DSR ( $G^*$ , $d$ and $G^*/\sin(d)$ ) y MSCR ( $J_{nr}$ y $R$ )
3	Almeida et al. [75]	2021	Sasobit: 1,5%	Estabilidad Marshall, Sensibilidad al agua, Rigidez y Fatiga, Deformaciones permanentes, DSR
4	Yue et al. [60]	2021	Sasobit: 3% SBS: 3% and 4% CR: 10% and 15%	Barrido de frecuencia (FS) y barrido de amplitud lineal (LAS)
5	Baskent et al. [47]	2020	Sasobit: 2%, 3.5% and 5% SBS: 2%, 3.5% and 5%	Ensayo DSR, viscosidad, recuperación elástica y reómetro de flexión
6	Gong et al. [76]	2020	Sasobit: 2%, 4% and 6% SBS: 4.5%	Viscosidad, microscopía focal de barrido láser y análisis mecánico dinámico (AMD)
7	Erkus et al. [65]	2020	Sasobit: 2%, 3% and 4% SBS: 2%, 3%, 4%, 5%, 6% 7% and 8% CR: 4%, 6%, 8% and 10%	Punto de reblandecimiento, viscosidad y prueba DSR ( $G^*$ , $d$ y $G^*/\sin(d)$ )
8	Gao et al. [63]	2018	Sasobit: 1%, 2% and 3%	Punto de reblandecimiento, penetración, viscosidad, prueba DSR ( $G^*$ , y $G^*/\sin(d)$ ) y espectroscopia infrarroja por transformada de Fourier.
9	Kök et al. [77]	2014	Sasobit: 2%, 3% and 4% SBS: 2%, 3% and 4%	Punto de reblandecimiento, penetración, viscosidad, prueba DSR ( $G^*/\sin(d)$ )
10	Rodríguez-Alloza et al. [78]	2013	Sasobit: 2% y 4% CR: 15%	Recuperación elástica, Ductilidad, Prueba de penetración y Punto de reblandecimiento
11	Yan et al. [79]	2013	Sasobit: 3%	Ensayo DSR ( $G^*/\sin(d)$ )

Las modificaciones con Sasobit y SBS reducen la viscosidad y aumentan la resistencia a las deformaciones permanentes y a la fatiga [73]. Además, la combinación Sasobit-CR puede mejorar características como la deformación permanente, el fallo por fatiga y los daños por humedad [60,63]. Sin embargo, se ha observado un impacto negativo en el comportamiento a fatiga cuando el contenido de CR supera el 15% [73].

Por otro lado, en estudios recientes se han explorado modificaciones triples con CR-SBS-Sasobit para reducir el contenido polimérico, demostrando que estas combinaciones triples ofrecen una mejor resistencia a las deformaciones permanentes en comparación con la modificación simple con SBS, proporcionando una mejor relación prestaciones/coste [65]. Por ejemplo, una combinación de 8% de CR, 2% de SBS y 2% de Sasobit incrementa la resistencia a las deformaciones permanentes en un 46% utilizando la metodología *Superpave*, en comparación con una modificación simple de 6% de SBS, siendo la modificación triple un 8% más económica. Sin embargo, este estudio se basa en la metodología de rango viscoelástico lineal (LVE), que no representa eficazmente las deformaciones permanentes y el daño por fatiga.

Posteriormente, mediante una simulación del Daño Viscoelástico Continuo Simplificado (S-VECD) se demostró que una modificación triple de 10% CR, 3% SBS y 3% Sasobit tiene una vida a fatiga superior (6% de deformación) a las probetas simples con 4% SBS y 15% CR [61]. No obstante, en este estudio no se determinó si un aumento o una reducción de la cera Sasobit en las modificaciones triples afecta la vida a fatiga de los ligantes modificados bajo diferentes niveles de deformación.

#### - Ácidos grasos

A pesar de las ventajas que ofrece la cera Sasobit en términos de eficiencia energética y medioambiental, nuevas directrices han impulsado el desarrollo de modificadores de ligantes aún más eficientes. Entre estos, destacan los ácidos grasos los cuales se caracterizan por ser componentes básicos de los lípidos, similares a las grasas y los fosfolípidos. Las amidas de ácido graso (FAA) pueden reducir la viscosidad del ligante bituminoso e incluso mejorar la resistencia a las deformaciones permanentes [66,67].

Con relación a las altas temperaturas, las ceras tienden a comportarse como plastificantes debido a la fusión parcial de sus cristales y la debilidad en los enlaces secundarios. En este sentido, las ceras amidas pueden reorganizar su estructura gracias a la movilidad de las partículas sólidas, generando una estructura con mayores propiedades elásticas. Por lo tanto, es viable utilizar ceras amidas lineales o ramificadas para mejorar el rendimiento de los ligantes bituminosos. Las ceras amidas con ramificación en la parte grasa reducen la cristalinidad del ligante modificado, mientras que las amidas lineales la aumentan [66].

A nivel reológico, las FAA no presentan efectos significativos sobre el envejecimiento [57]. En particular, la FAA Licomont puede aumentar el módulo complejo ( $|G^*|$ ) en comparación con otros tipos de ceras. En cuanto a la vida a fatiga, la utilización de FAA junto con copolímeros termoplásticos demuestra una mejor integridad frente al daño. Además, existen ceras FAA derivadas del aceite de semilla de algodón que tienen un efecto rejuvenecedor y mejoran la capacidad elástica en fenómenos de fluencia y recuperación múltiple [68].

Los desechos generados por la industria, en particular la industria animal, contribuyen significativamente a las emisiones y la contaminación ambiental. Estos desechos incluyen aguas residuales y residuos sólidos como órganos viscerales, esqueletos, pieles, aceites y grasas [69]. La eliminación de grasas animales mediante incineración o almacenamiento conlleva elevados costos, que oscilan entre 34 y 59 euros por tonelada [70]. En España, la empresa UNDESA produce una ceramida de ácido graso a partir del sebo de cerdo. Investigaciones recientes han demostrado que su incorporación como modificador de ligante, en combinación con polímeros como el caucho, es eficaz. Por ejemplo, el sebo de cerdo en mezclas porosas (PA) muestra comportamientos aceptables en términos de sensibilidad al agua y pérdida de cohesión por desgaste [71]. Además, se ha comprobado que el sebo de cerdo permite reducir la temperatura de fabricación en aproximadamente 15°C cuando se utiliza en ligantes modificados con CR. En cuanto a las propiedades de viscoelasticidad lineal

(LVE), el sebo de cerdo aumenta la rigidez ( $|G^*|$ ) del ligante, mejorando la susceptibilidad térmica mediante la reducción del ángulo de desfase ( $\delta$ ) [72].

Por todo ello, la utilización de grasa animal, específicamente sebo de cerdo, podría ser una alternativa viable y sostenible para su uso como modificador o rejuvenecedor de ligantes bituminosos, ofreciendo beneficios tanto económicos como ambientales.

En síntesis, tanto los ligantes convencionales como los modificados desempeñan un papel fundamental en el comportamiento mecánico del pavimento flexible. Donde cada uno presenta ventajas y limitaciones a la hora de su uso en carreteras. Mientras, los ligantes convencionales presentan una solución básica, los modificados con polímeros y/o ceras ofrecen un comportamiento más significativo. Un ejemplo, son los ligantes modificados con polímeros elastoméricos, que proporcional al pavimento mejoran en términos de durabilidad, flexibilidad y resistencia en condiciones extremas. Este avance tecnológico en el desarrollo de nuevos productos bituminosos ha permitido avanzar hacia pavimentos más eficientes y sostenibles en las urbes. Sin embargo, el ligante no es el único material relevante en el pavimento, ya que otro componente clave en la estructura de la mezcla bituminosa, es el mástico bituminoso. El mástico bituminoso es crucial para la cohesión y rendimiento global del pavimento, mejorando la resistencia a la deformación de las carreteras.

### 2.3 Másticos bituminosos

Las mezclas bituminosas están compuestas por áridos gruesos y finos, entre otros [1,80]. Estos materiales forman un sistema en el que el árido está envuelto por una película continua de ligante bituminoso [14]. Además, el filler, cuyo tamaño de partícula es inferior a 0,063 mm según la norma EN 13043, queda atrapado por el ligante bituminoso, formando un material conocido como mástico bituminoso. Este mástico favorece la aglomeración de los áridos de mayor tamaño e influye en las propiedades de la mezcla bituminosa en caliente /ver figura 2.1) [4].

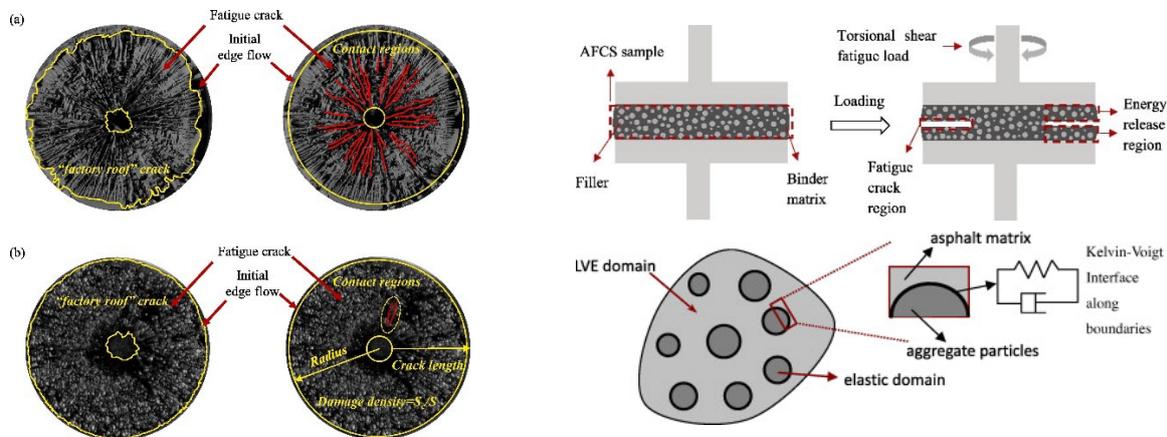
En las últimas décadas, el estudio reológico de la interacción filler/ligante (f/b) ha sido fundamental para comprender las propiedades que más influyen en el rendimiento del pavimento bituminoso. Este análisis ha permitido identificar fallos como las deformaciones permanentes y las irregularidades en la superficie, que provocan un deterioro prematuro y una reducción del confort y la seguridad del tráfico [10,81].

Por otro lado, el análisis reológico de los materiales que componen las mezclas bituminosas ha demostrado, a través de la interfase f/b, que el mástico tiene una alta resistencia a las deformaciones permanentes. Esta propiedad contribuye a mejorar la resistencia al deslizamiento, reducir el ruido de rodadura y aumentar la vida útil del pavimento. Sin embargo, las metodologías mencionadas en el punto 2.2 no están normalizadas para másticos bituminosos, a pesar de que muchos autores subrayan su importancia en el comportamiento final del pavimento.

Entre los ensayos más destacados, se ha observado que los parámetros del MSCR en másticos bituminosos, especialmente los relativos a una carga de 3.2 kPa, generan una correlación más precisa con las deformaciones permanentes en mezclas bituminosas. Sin embargo, son pocos los estudios que establecen parámetros específicos para ensayos de deformaciones permanentes y/o agrietamiento térmico [31,82,83].

Sin embargo, en el año 2023 se publicó un trabajo que adaptó la metodología Linear Amplitude Sweep (LAS) para másticos bituminosos, logrando cuantificar la vida a fatiga de muestras con filler [84]. Posteriormente, en 2024 los investigadores Rys y Szydowski presentaron una nueva metodología para evaluar la vida a fatiga basada en la densidad de

energía de la pseudo-deformación [85]. Este estudio abarca tanto la energía que contribuye a la propagación del daño como la requerida para contrarrestar los efectos de curación. Además, se realizó una prueba de barrido discontinuo de amplitud lineal (D-LAS) para analizar la vida a fatiga de los másticos bituminosos.



**Figura 2.1.** Ensayo en Másticos bituminosos. a) mecánica de fractura; b) Simulación de cohesión por medio de modelos viscoelásticos lineales [86,87].

A pesar de la escasa claridad en los posibles ensayos reológicos aplicados al mástico bituminoso, se reconoce que el filler juega un papel fundamental, ya que, debido a su elevada superficie específica, este puede soportar tensiones provocadas por la fricción interna o por el contacto entre partículas [7]. Las características del filler, como la morfología, composición, fricción entre partículas y comportamiento bajo condiciones de humedad y temperatura, generan propiedades fisicoquímicas que desarrollan un alto grado de interacción con el ligante, mejorando el comportamiento mecánico del mástico. Históricamente, los principales fillers utilizados como esqueleto mineral del mástico incluyen caliza, cal hidratada, cenizas volantes y escorias, entre otros [89].

Entre los fillers utilizados, el más común es la caliza debido a su impacto positivo en la durabilidad de las mezclas bituminosas, ya que reduce la aparición de grietas causadas por el efecto del agua y las variaciones de temperatura. El filler de piedra caliza (denominado "L") aumenta la rigidez de la mezcla y reactiva el ligante bituminoso, mejorando la adhesividad entre el sistema árido-ligante [89].

De manera similar, el uso de cal hidratada (denominada "HL") como filler incrementa la resistencia mecánica de la mezcla bituminosa, minimizando la aparición de grietas, el envejecimiento y aumentando la rigidez del mástico [90, 91]. Cuando el HL tiene un grado de compatibilidad con el ligante, se forma una capa molecular absorbida que afecta positivamente la reología del mástico a altas temperaturas, en mayor medida comparado con los fillers inertes [92]. Este comportamiento se debe a que el filler HL mejora la adhesividad entre el ligante y la superficie del árido en una mezcla bituminosa, gracias a las sales insolubles en agua generadas por la precipitación de iones de calcio, lo que evita la separación prematura de la interfaz árido-ligante [93].

En resumen, los fillers convencionales suelen ser partículas finas de materiales minerales triturados como el polvo de piedra caliza. Este ha sido utilizado durante décadas para mejorar propiedades mecánicas de pavimentos. Y aunque su efectividad esta comprobada en numerosas investigaciones, sus propiedades y explotación puede ser limitada frente a las exigencias actuales de las infraestructuras viales, y cambio climático. En este contexto, los fillers no convencionales han surgido como una alternativa innovadora en los últimos años,

incorporando materiales reciclados, residuos industriales o nanopartículas, que no solo mejoran el rendimiento, sino que también promueven la sostenibilidad. Estos filleres ofrecen mayores posibilidades para optimizar propiedades del pavimento, como la resistencia al envejecimiento, la deformación plástica, daño por humedad, entre otros.

### 2.3.1 Filleres no convencionales

El cambio climático, el aumento del tráfico y el volumen de cargas a los que están sometidos los pavimentos son factores que causan daños a las capas de rodadura, incluso antes de que alcancen su vida útil de diseño [94]. Actualmente, se están utilizando tecnologías innovadoras para mejorar y fortalecer el rendimiento mecánico de las mezclas bituminosas, incorporando subproductos industriales que, además, reducen las emisiones de dióxido de carbono (CO<sub>2</sub>) a la atmósfera [95,96].

Las investigaciones han demostrado que el uso de residuos de construcción y demolición (CDWs) y/o subproductos industriales y comerciales en las mezclas bituminosas es una alternativa viable y sostenible desde los puntos de vista social, económico y medioambiental [97]. Un ejemplo de ello, es el uso de cenizas volantes (FA), un residuo industrial ampliamente utilizado como filler ecológico en las mezclas bituminosas. Estos fillers proporcionan mayor elasticidad en comparación con el filler de piedra caliza, mejorando la flexibilidad del pavimento bituminoso. Además, tienen un impacto significativo en la viscosidad y las propiedades reológicas de los másticos, influyendo en las resistencias finales de las mezclas bituminosas [98].

Según los parámetros Marshall para mezclas bituminosas densas, la adición de FA como sustituto de cal hidratada (HL) hasta en un 4% da como resultado una reducción del 7,5% en el contenido óptimo de ligante bituminoso, lo que minimiza los costos de producción de mezclas bituminosas a gran escala [99]. En 2017, Li *et al.* evaluaron el espesor de la película absorbente entre el filler y el ligante bituminoso, concluyendo que es un indicador clave de la interacción fisicoquímica y las propiedades reológicas del mástico. Sus estudios demostraron que el filler de FA forma una película absorbente más gruesa en comparación con el filler de HL, con el filler de piedra caliza ocupando el último lugar en términos de espesor de la película absorbente [100].

En los últimos años, las escorias procedentes de la metalurgia han sido cada vez más utilizadas en aplicaciones diversas. Un ejemplo notable es la escoria de horno de cuchara (LFS), un subproducto industrial generado durante el refinado del acero mediante la desoxidación y desulfuración del material en estado líquido en su segunda etapa de refinado [102]. Este proceso produce grandes cantidades de LFS, que a menudo se acumulan sin un uso a gran escala [103,104]. La LFS está compuesta principalmente por óxidos de calcio (CaO), óxidos de magnesio (MgO) y óxidos de sílice (SiO<sub>2</sub>), con el óxido de calcio representando aproximadamente el 50% de su composición [101]. Las propiedades hidráulicas de la LFS la convierten en un candidato prometedor para mejorar el rendimiento del mástico bituminoso [96,104].

Sin embargo, la LFS presenta alta expansividad debido a la reacción del MgO con el agua (MgO-H<sub>2</sub>O), lo que puede causar problemas de cohesión en la mezcla bituminosa [8,105]. Varios autores han investigado soluciones para mitigar este efecto expansivo, logrando resultados óptimos a través de procesos de hidratación (LFS<sub>h</sub>), que convierten la LFS en un material estable volumétricamente [101,106]. Actualmente, algunas de las aplicaciones de la escoria de horno de cuchara incluyen la estabilización del suelo, la fabricación de clínker de cemento y su uso como filler [107–111]. Este último uso ha demostrado aumentar la resistencia mecánica de los másticos bituminosos, aunque todavía se necesita un análisis reológico detallado. Además, este subproducto industrial es objeto de estudio continuo con el

objetivo de reducir el uso de áridos naturales no renovables, minimizando así el impacto ambiental asociado a su extracción [100].

Los másticos bituminosos constituidos por ligante bituminoso y la fracción más fina de los áridos, juegan un papel crucial en el comportamiento de las mezclas. Su capacidad para influir en propiedades como rigidez, cohesión y resistencia ha sido evidenciada por diversos autores, resaltando su importancia en el diseño y optimización de pavimentos. Sin embargo, para comprender el comportamiento integral de las mezclas, es esencial considerar también la interacción mástico y áridos de mayor tamaño. En este sentido, las mezclas bituminosas, conformadas por un conjunto de áridos gruesos y finos y el másticos, representan el sistema completo que soportan las cargas aplicadas en los pavimentos. A continuación, se presentan la contribución que provocan los materiales mencionados en ligantes y másticos bituminosos en el comportamiento mecánico de mezclas bituminosas.

#### 2.4 Mezclas bituminosas

Los materiales mencionados en los puntos anteriores se añaden a las mezclas bituminosas con el fin de obtener ventajas específicas, especialmente para mejorar la capacidad de los pavimentos flexibles en el diseño de carreteras.

Con respecto al polímero SBS (Estireno-Butadieno-Estireno) se ha observado que confiere una mayor estabilidad a las mezclas bituminosas en ensayos de tracción indirecta, además de mitigar o retardar la deformación en presencia de fallos por deformaciones permanentes [112]. Existe una relación inversa entre el contenido de SBS y la profundidad de la huella en la mezcla bituminosa [113]. En pruebas realizadas a bajas temperaturas, el SBS mejora la vida a fatiga de las mezclas, con un rendimiento que aumenta proporcionalmente al incremento del polímero en la mezcla [114]. Adicionalmente, altos porcentajes de SBS cumplen con los estándares de resistencia a la deformación por fluencia tanto a altas como a bajas temperaturas, incluso frente a la fisuración. Sin embargo, la inclusión de este aditivo puede resultar en un pavimento costoso en comparación con otros polímeros, como por ejemplo el caucho reciclado (CR) [115,116].

Por otro lado, estudios realizados con una modificación combinada de SBS y CR han demostrado ser más eficientes a bajas temperaturas, debido a su capacidad para contrarrestar la degradación del rendimiento provocada por agentes anticongelantes. A pesar de los resultados favorables obtenidos por el uso de modificadores de ligante, másticos y/o mezcla bituminosa, existe incertidumbre respecto a cómo evaluar de manera precisa sus propiedades mecánicas y físicas en los pavimentos [115].

En los últimos años, las investigaciones se han centrado en el desarrollo de nuevas metodologías, tanto teóricas como experimentales, para comprender el comportamiento real de las mezclas bituminosas. Por ejemplo, se ha estudiado la acumulación de deformaciones permanentes causadas por el tráfico repetitivo, uno de los principales tipos de fallos en los pavimentos [115,116]. Un método muy utilizado para evaluar la resistencia a las deformaciones permanentes es el ensayo de la rueda de Hamburgo (HWT), que es muy utilizado en los departamentos estatales de transporte [117].

Sin embargo, algunos estudios han demostrado que el HWT es sensible a la calidad del árido, la rigidez del ligante, el envejecimiento, entre otros factores [118,119]. Sin embargo, Giwa *et al.* señalan que el uso del enfoque visual/gráfico en el análisis del HWT debería desalentarse en la práctica, debido a la falta de un enfoque unificado en la reproducción de análisis [120]. Los resultados del HWT presentan una complejidad inherente, lo que introduce subjetividad y la necesidad de utilizar software especializado.

Además, Lv. *et al.* demostraron, tras extensas pruebas, que el  $J_{nr}$  del ensayo MSCR no subestima la resistencia a las deformaciones permanentes de los ligantes bituminosos modificados en los ensayos HWT [121,122]. Esto puede deberse a que el método de deformaciones permanentes HWT es empírico y no proporciona una comprensión profunda de las propiedades del material.

En este contexto, debido a que las mezclas bituminosas exhiben un comportamiento viscoelástico, algunos autores proponen evaluar este tipo de falla mediante ensayos de fluencia y recuperación como medida preventiva contra las deformaciones plásticas [125–128]. Para profundizar en la fluencia y recuperación de las mezclas bituminosas, Osa et al. proponen un método para medir la relación de deformación recuperable respecto a la deformación total, demostrando que esta relación es constante independientemente de la deformación axial o confinada [129,130]. Por otro lado, Bai et al. describen la no linealidad de estas mezclas en fenómenos de fluencia-recuperación utilizando el modelo de Schwartz para explicar su comportamiento mecánico [126].

Li et al. evidenciaron mediante un sensor granular que las fuerzas de contacto son desiguales en la mezcla bituminosa durante el ensayo de fluencia, señalando que la mezcla presenta una deformación instantánea mayor al inicio, lo que conduce a una mayor deformación acumulativa al final del ensayo [131]. En 2021, se llevó a cabo un ensayo de fluencia-recuperación en mezclas bituminosas con el objetivo de correlacionar los parámetros del MSCR observados en ligantes bituminosos. En este contexto, Dong et al. propusieron un ensayo de carga repetida multi-secuenciada para niveles de estrés variables, similar al MSCR [132]. Los resultados demostraron que el  $J_{nr}$  para mezclas bituminosas podría ser una alternativa prometedora para evaluar la resistencia a las deformaciones permanentes del pavimento.

Además, Zhao et al. mencionaron que la capacidad de una mezcla bituminosa para soportar la deformación por fluencia se debe a su esqueleto de árido grueso, aunque también señalaron que el mástico bituminoso contribuye a reducir la sensibilidad a la temperatura y, por lo tanto, a mejorar el rendimiento final [133]. Otros investigadores han indicado que la viscoelasticidad de las mezclas bituminosas en ensayos de carga y descarga es diferente, lo que sugiere una distinción asimétrica dominada por el estrés. La temperatura, la frecuencia y la naturaleza del material modifican el comportamiento del material tanto en estado de reposo como en estado de esfuerzo [34,134–136].

Por todo ello, es importante indicar que para comprender mejor los estados de fluencia y recuperación de los pavimentos flexibles y predecir futuras fallas por deformaciones permanentes, es preferible analizar la viscoelasticidad de las mezclas bituminosas mediante modelos reológicos, observando cómo estos han evolucionado a lo largo del tiempo.

## 2.5 Parámetros Reológicos

### 2.5.1 Viscoelasticidad

La reología bituminosa es la ciencia que estudia el comportamiento de las deformaciones de los flujos (ligante bituminoso) y su relevancia en el comportamiento final en la mezcla [137]. En particular, la viscoelasticidad de una mezcla bituminosa, se debe al comportamiento propio del ligante que se caracteriza por exhibir comportamientos tanto elásticos como viscosos, los cuales dependen de: (1) el **tiempo y tipo de material** que generan un comportamiento elástico y/o viscoso, dependiendo de la duración de la fuerza aplicada; (2) La histéresis, es decir, los procesos irreversibles que hacen que el sistema no vuelva a su estado inicial [138].

En la actualidad, existen numerosas investigaciones que detallan este comportamiento de los diferentes ligantes bituminosos mediante ensayos experimentales y/o modelos reológicos

teóricos [139–143]. Sin embargo, la complejidad aumenta al intentar unificar los parámetros matemáticos del comportamiento viscoelástico de ligantes, másticos y mezclas bituminosas en un solo modelo, debido a la variabilidad reológica de los materiales que los componen.

En el ámbito de la reología viscoelástica, se han desarrollado diversos modelos para unificar y representar el comportamiento viscoelástico de materiales a escala individual. Estos modelos describen la transición elástico-viscosa utilizando elementos mecánicos como resortes y amortiguadores, basándose en la ley de elasticidad de Hooke (resorte) y la ley de viscosidad de Newton (amortiguador) [144]. A continuación, en los siguientes puntos de la presente tesis doctoral se presentan los modelos reológicos básicos en la teoría viscoelástica más utilizado en mezclas bituminosas.

### 2.5.2 Modelo de Maxwell

El modelo de Maxwell explica dos fenómenos importantes: la relajación y el comportamiento de fluencia primaria. En la Figura 2.1 se ilustra este modelo, que se representa mediante una ecuación diferencial de primer orden (ecuación 2.1). Este modelo parte de la premisa de que el material se comporta como un sistema en serie, donde la fuerza total aplicada es igual a la suma de las fuerzas individuales ejercidas sobre el resorte y el amortiguador de forma independiente.



**Figura 2.2.** Modelo reológico de Maxwell

$$\dot{\epsilon} = \frac{1}{\xi} \dot{\sigma} + \frac{1}{\eta} \sigma_t \quad (2.1)$$

Sin embargo, no ocurre lo mismo con su deformación total, ya que es el resultado de la suma de sus deformaciones individuales [145,146].

Al desarrollar la ecuación diferencial para la fluencia y la relajación se producen dos restricciones. En primer lugar, el fenómeno de relajación se aplica cuando el cuerpo se somete a una deformación constante en el tiempo  $\epsilon = k$ , obteniendo una fuerza acorde con sus constantes, conduciendo a una velocidad de deformación igual a cero ( $\dot{\epsilon} = 0$ ), eliminando el término del lado izquierdo de la ecuación diferencial y expresando la relajación del sistema [147]:

$$\sigma(t) = \sigma_0 e^{-\frac{\xi}{\eta}t} \quad (2.2)$$

El módulo de relajación se define como el cociente de la fuerza en cualquier instante y la deformación inicial, expresando para el modelo de Maxwell como [148,149]:

$$R(t) = \xi e^{-\frac{\xi}{\eta}t} \quad (2.3)$$

El punto de partida, con respecto al fenómeno de fluencia, es la aplicación de una fuerza constante en el tiempo  $\sigma = \sigma_0 H(t)$  donde  $H(t)$  es la función escalón unitaria, o función de Heaviside, que se define a continuación:

$$H^o = H(t - t_0) = \begin{cases} 0, & \text{si } t < t_0 \\ 1, & \text{si } t \geq t_0 \end{cases} \quad (2.4)$$

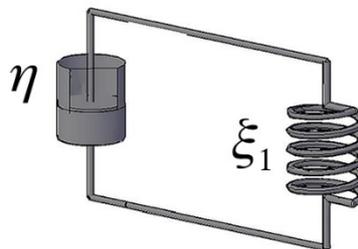
Si la fuerza no varía, su velocidad es nula  $\sigma = 0$ , eliminando el primer término del lado derecho de la ecuación y resolviendo la expresión de la fluencia [150,151]:

$$F(t) = \frac{1}{\xi} + \frac{t}{\eta} \quad (2.5)$$

Es importante señalar que, para los efectos de fluencia en mezclas bituminosas, el modelo de Maxwell describe adecuadamente la deformación instantánea de la componente elástica del material, seguida de una pendiente constante que representa la componente viscosa del modelo. Esta característica es típica de un material viscoso. Sin embargo, el modelo de Maxwell no es capaz de capturar la viscoelasticidad no lineal no recuperable ni la primera transición viscoelástica de la mezcla bituminosa.

### 2.5.3 Modelo de Kelvin-Voigt

El modelo de Kelvin-Voigt está formado por los mismos componentes que el modelo de Maxwell, pero en disposición paralela (ver Figura 2.2). Cuando dos elementos están sometidos en paralelo al trabajo de una fuerza aplicada, las deformaciones son las mismas en cada elemento independiente y las fuerzas serán la suma de las fuerzas constituidas por los elementos distribuidos en paralelo [152].



**Figura 2.3.** Modelo reológico de Kelvin-Voigt

Se define la ecuación diferencial de primer orden del modelo en 2.6 [153,154]:

$$\sigma = \xi \epsilon + \eta \dot{\epsilon} \quad (2.6)$$

El fenómeno de fluencia se remonta a la misma condición presentada en el modelo de Maxwell, en la que un material está sometido a una fuerza constante. La función que representa la fluencia de Kelvin-Voigt viene dada por:

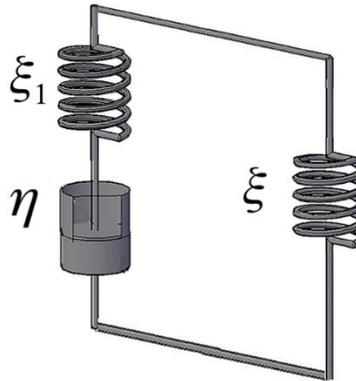
$$F(t) = \frac{1}{\xi} \left[ 1 - e^{-\frac{\xi}{\eta} t} \right] \quad (2.7)$$

El modelo Kelvin-Voigt no explica la deformación instantánea de un material viscoelástico; sin embargo, si demuestra el tipo exponencial de deformación variable típica de un comportamiento viscoelástico (viscoelasticidad recuperable). El punto de inflexión es el cociente de los coeficientes de las partes viscosa y elástica. Por último, el modelo de Kelvin-Voigt no explica bien el fenómeno de la relajación, ya que, al elaborarlo, se encuentra una

ausencia de la variable tiempo  $t$ , y en consecuencia se hace constante, lo que no tiene sentido físico para materiales viscoelásticos [155].

#### 2.5.4 Modelo de Zener

El modelo de Zener, también conocido como modelo de sólido lineal estándar, proporciona una descripción más compleja y precisa de la viscoelasticidad de los materiales bituminosos. Este modelo reológico combina un elemento paralelo del modelo de Maxwell con un resorte, lo que permite una mejor aproximación al comportamiento viscoelástico de estos materiales. (ver Figura 2.4) [156].



**Figura 2.4.** Modelo reológico de Zener

Al aplicar una fuerza, ésta actúa en dos ramas repartiendo la deformación por igual, tanto para el resorte como para el elemento de Maxwell. El comportamiento del modelo sólido lineal estándar se describe con una ecuación diferencial de primer orden [157]:

$$\dot{\sigma} + \frac{\xi_1}{\eta} \sigma = (\xi_1 + \xi) \dot{\epsilon} + \frac{\xi \xi_1}{\eta} \epsilon \quad (2.8)$$

Eliminando la velocidad de la fuerza aplicada, se obtiene lo siguiente [158]:

$$F(t) = \frac{1}{\xi} \left( 1 - \frac{\xi_1}{\xi_1 + \xi} e^{-\frac{\xi}{\xi_1 + \xi} \frac{t}{\tau}} \right) \quad (2.9)$$

La ecuación diferencial está condicionada con la velocidad a la que se deforma, siendo cero, y seguida por el cociente de la fuerza en cualquier instante  $t$  y la deformación inicial, por lo que se define la función de relajación:

$$R(t) = \xi + \xi_1 e^{-\frac{t}{\tau}} \quad (2.10)$$

#### 2.5.5 Modelo de Burgers

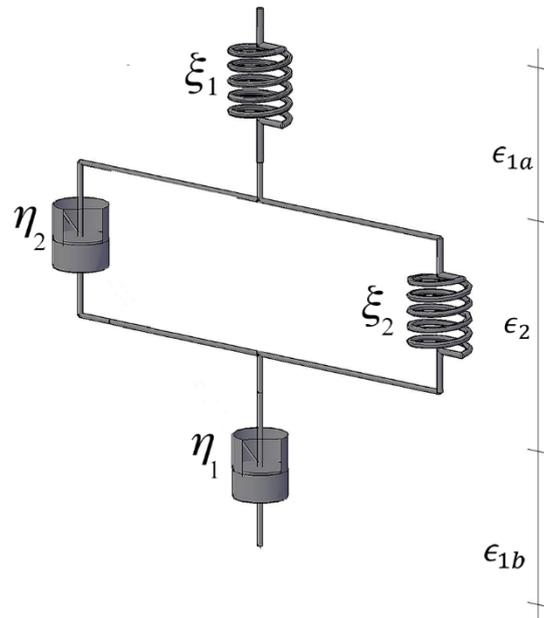
El modelo de Burgers es una disposición mecánica en serie que contiene el modelo de Maxwell y el modelo de Kelvin-Voigt (Figura 2.5). Es un hecho conocido que, en una serie, la suma de todas las deformaciones individuales será igual a la deformación total.

La ecuación diferencial se expresa de la siguiente manera [159]:

$$\sigma + (\lambda_1 + \lambda_2) \dot{\sigma} + \lambda_2 \lambda_1 \ddot{\sigma} = (\eta_1 + \eta_2) \dot{\epsilon} + (\eta_1 \lambda_2 + \eta_2 \lambda_1) \ddot{\epsilon} \quad (2.11)$$

Donde,  $\lambda_i = \eta_i/\xi_i$  pertenece a cada modelo y utilizando la transformada de Laplace, es posible integrar mecánicamente la ecuación, obteniendo una fuerza en términos de deformaciones, considerando una convolución integral propia [160]:

$$\sigma(t) = (\xi_1 + \xi_2)\epsilon(t) + \int_0^t (\xi_1 e^{-\frac{\xi_1}{\eta_1}(t-s)} + \xi_2 e^{-\frac{\xi_2}{\eta_2}(t-s)})\dot{\epsilon}(s)ds \quad (2.12)$$



**Figura 2.5.** Modelo reológico de Burgers

Este modelo responde al desarrollo de fenómenos físicos, como la fluencia. El comportamiento viscoelástico de este modelo es aceptable, ya que utiliza dos modelos que, individualmente, no demuestran completamente el fenómeno. La demostración del fenómeno de fluencia, como su módulo, se expresa en las ecuaciones (2.13) y (2.14) [158,159]:

$$\epsilon(t) = \frac{\sigma_0}{\xi_2} + \frac{\sigma_0}{\eta_1} t + \frac{\sigma_0}{\xi_1} \left[ 1 - e^{-\frac{\xi_1}{\eta_1} t} \right] \quad (2.13)$$

Para el módulo de fluencia se obtiene lo indicado en la ecuación (2.14):

$$F(t) = \frac{1}{\xi_2} + \frac{t}{\eta_1} + \frac{1}{\xi_1} \left[ 1 - e^{-\frac{\xi_1}{\eta_1} t} \right] \quad (2.14)$$

### 2.5.6 Maxwell Generalizado

Además del modelo de Burgers, han desarrollado históricamente modelos con más de cuatro elementos mecánicos. Un ejemplo notable es el modelo generalizado de Maxwell, creado para mejorar la precisión del primer modelo (ver sección 2.5.1). El modelo de Maxwell generalizado consiste en una conexión en paralelo de varios elementos de Maxwell, además de incluir un resorte y/o un amortiguador. A diferencia del modelo de Burgers, este modelo es considerablemente más simple, ya que solo contiene las primeras derivadas en el tiempo, lo que facilita su uso. Además, todos los elementos experimentan la misma deformación. En este modelo, el estrés total puede obtenerse simplemente superponiendo los esfuerzos, lo cual se puede expresar como [164,165]:

$$\sigma(t) = \int_{-\infty}^t E(t - \zeta) \frac{d\epsilon}{d\zeta} d\zeta \tag{2.14}$$

Donde  $\epsilon$  es la deformación y  $E(t)$  es la función de relajación. Habitualmente, el modelo de Maxwell generalizado se expresa en series de prony como sigue:

$$E(t) = E_0 + \sum_{i=1}^n E_i e^{-\frac{t}{\tau_i}} \tag{2.14}$$

Donde  $E_i$  representa la rigidez i-esimo elemento del resorte, y el tiempo de relajación  $\tau_i$  es igual al cociente entre la viscosidad del amortiguador  $\eta_i$  y la rigidez del resorte  $E_i$  [165].

Por último, son muchos los autores que han intentado demostrar con modelos reológicos el comportamiento viscoelástico de un material individual. En la tabla 2.2 se resume las propuestas de otros modelos no detallados anteriormente y que son aplicados en reología [166].

**Tabla 2.2.** Ecuaciones y módulos de diferentes modelos viscoelásticos [167]

	<b>Ecuación constitutiva</b>	<b>Módulo de fluencia</b>	<b>Módulo de Relajación</b>
	$\sigma_{kk}(t) = \int_0^t 3K(t - \tau) \dot{\epsilon}_{kk}(\tau) d\tau$		
Boltzmann	$\sigma_{kk}(t) = 3k^x \epsilon_{kk}(t)$	$J_0 e^{-\frac{t}{\tau_1}} + J^\infty \bar{e}^{-\frac{t}{\tau_1}}$	$E_0 e^{-\frac{t}{\tau_1}} + E \bar{e}^{-\frac{t}{\tau_1}}$ $9K \left[ a_1^E e^{-\frac{t}{\tau_1^E}} + a_2^E e^{-\frac{t}{\tau_2^E}} \right]$
Tsay	$\sigma_{kk}(t) = 3k^+ \epsilon_{kk}(t)$	$J_1 \bar{e}^{-\frac{t}{\tau_1}} + J_2 \bar{e}^{-\frac{t}{\tau_1}}$	$+ E \left[ a_1^E \bar{e}^{-\frac{t}{\tau_1^E}} + a_2^E \bar{e}^{-\frac{t}{\tau_2^E}} \right]$
Weichert	$\sigma_{kk}(t) = 3k^x \epsilon_{kk}(t)$	$J_0 \sum_{N=1}^{N_G} a_n^j e^{-\frac{t}{\tau_n^j}} + J_\infty \sum_{N=1}^{N_G} a_n^j \bar{e}^{-\frac{t}{\tau_n^j}}$	$E_0 \sum_{N=1}^{N_G} a_n^E e^{-\frac{t}{\tau_n^E}} + E_\infty \sum_{N=1}^{N_G} a_n^E \bar{e}^{-\frac{t}{\tau_n^E}}$
G. Kelvin	$\sigma_{kk}(t) = 3k \epsilon_{kk}(t)$	$J_0 \sum_{N=1}^{N_G} a_n^j e^{-\frac{t}{\tau_n^j}} + J_\infty \sum_{N=1}^{N_G} a_n^j \bar{e}^{-\frac{t}{\tau_n^j}}$	$E_0 \sum_{N=1}^{N_G} a_n^E e^{-\frac{t}{\tau_n^E}} + E_\infty \sum_{N=1}^{N_G} a_n^E \bar{e}^{-\frac{t}{\tau_n^E}}$

## 2.6 Aplicación de modelos reológicos a ligantes masticos y mezclas bituminosas

Las investigaciones que utilizan modelos reológicos lineales para el estudio de ligantes bituminosos son fundamentales para comprender el comportamiento mecánico y de deformación de estos materiales bajo diversas condiciones de carga y temperatura. A continuación, se presentan algunas investigaciones y conceptos clave relacionados con el uso de modelos reológicos lineales en ligantes bituminosos.

### 2.6.1 Ligante bituminoso

#### 2.6.1.1 Modelo de Maxwell

La utilización del Modelo de Maxwell en ligantes bituminosos, ha sido de interés para diversos autores. Y. Wang *et al.* calcularon el tiempo de relajación ( $\tau = \eta/\xi_1$ ) para ligantes modificados con EVA, acetato de zinc y ácidos carboxílicos. Sus resultados, demostraron que los valores de  $\tau$  bajos indican una relación rápida y propiedades dinámicas favorables, mientras que  $\tau$  más altos indican una relación de tensión lenta y peores propiedades dinámicas [168]. Otros autores mencionan, que el Maxwell no es muy beneficioso. Por ejemplo, para ensayos dinámicos los módulos de almacenamiento y pérdida del modelo aumentan gradualmente con

el aumento de la frecuencia angular ( $\omega$ ). En este caso, el módulo de pérdida supera al de almacenamiento ( $G'' > G'$ ). Lo que quiere decir, que, el ligante se comporta con una tendencia clara a un líquido. Y esto no correspondería al modelo de Maxwell Clásico para líquidos viscoelásticos, lo que da lugar a un amplio espectro de tiempos de relajación [169].

De igual manera, en otro estudio realizado por A.Y. Yadykova *et al.* se define que el módulo de almacenamiento del ligante tiende a alcanzar valores constantes a bajas frecuencias, y esto puede estar relacionado con la red de enlaces interfibrilares, demostrando que el ligante no es un fluido viscoelástico simple (Maxwell) [170]. Además, para métodos de pulso ultrasónicos se ha mencionado que Maxwell puede ser sensible a un uso inadecuado para fenómenos de deformaciones permanentes [171].

### 2.6.1.2 Modelo de Kelvin-Voigt

El modelo de Kelvin-Voigt en ligantes bituminosos, permite analizar la fluencia en función del tiempo. En un estudio presentado por P. Partal *et al.* demostraron que el espectro retardado obtenido por medio del almacenamiento y pérdida de fluencia se logra ajustar de forma eficiente a curvas experimentales [172]. Asimismo, se obtiene que Kelvin-Voigt perteneciente al modelo de Burgers resulta ser bueno para predecir la transición viscoelástica del ligante bituminoso, con un buen error cuadrático [173]. Esto se debe, a que el modelo es adecuado para explicar el comportamiento de ligantes bajo fenómenos de fluencia y recuperación, no así para la relajación [174]. Por el contrario, Huang sugiere que la utilización de un único modelo kelvin-Voigt no es suficiente para cubrir las deformaciones en cargas múltiples. Así, también se demuestra que para curvas maestras del módulo complejo Kelvin genera una escasa eficacia [175].

### 2.6.1.3 Modelo de Burgers

El modelo de Burgers agrupa los modelos de Maxwell y Kevin-voigt. Lo cual conlleva a que, comparado a los modelos mencionados, Burgers logra caracterizar las propiedades viscoelásticas del ligante bituminoso en un mejor dominio la fluencia. En este sentido, Shi *et al.* [176] obtuvieron un buen ajuste en ligante modificado con errores cuadráticos entre el 0.94 y 0.99 lo que indica un excelente ajuste. Además, el modelo de Burgers permite analizar la energía de disipación mayor, la cual se define como relación entre energía disipada y almacenada. Dicha energía implica si un material tiene un buen flujo interno [177]. Sin embargo, N. Saboo y P. Kumar encontraron que el modelo de Burgers es débil para caracterizar la respuesta elástica de los ligantes modificados [178]. Concluyendo, que el parámetro de viscosidad  $\eta_2$ , el cual obedece al amortiguador del elemento en paralelo (ver figura 2.5), posee una buena correlación con la fluencia no recuperable  $J_{nr}$ . Asimismo, B. He *et al.* [179] menciona que el modelo de burgers posee complicaciones al definir la deformación instantánea, lo cual es debido a la variabilidad de resultados en ligantes modificados.

Otros autores mencionan que el modelo de Burgers debe trabajarse con calculo fraccionario, ya que posee mejores rendimientos respecto al modelo clásico. El modelo propuesto por Oeser *et al.* requiere cuatro parámetros para describir la deformación por fluencia en una mezcla bituminosa [180]. Por ende, el modelo exhibe un mejor acuerdo con las pruebas experimentales que los modelos clásicos anteriores. Además, el modelo de Burgers es indicado para diferenciar la disipación de tensión en un reómetro de flexión (BBR) mediante el tiempo de relajación  $\tau$ . En este sentido, cuanto menor sea  $t$  más rápida será la disipación de tensiones [44].

### 2.6.1.4 Modelo de Maxwell Generalizado

Respecto al modelo de Maxwell Generalizado en ligantes, se ha utilizado para describir los fenómenos dinámicos con mayor frecuencia en comparación a ensayos estáticos. Aunque se ha demostrado que el modelo de Maxwell generalizado puede describir bien las

características dinámicas o estáticas de ligantes cuando se basa en datos estáticos [181,182]. En este sentido, Behzadfar *et al.* [183] encontraron que el modelo Maxwell generalizado se ajustaba a los resultados experimentales del ligante a 30–90 °C. El modelo también permite diferenciar entre ligantes vírgenes y envejecidos para los módulos de relajación [184]. En un estudio realizado por F.J. Ortega *et al.* demostraron por medio de los tiempos de relajación y el software IRIS, que se puede identificar la pérdida del módulo de almacenamiento y pérdida a bajas frecuencias [185]. En otro estudio, se logra comparar las curvas maestras  $|G^*|$  de un ligante bituminoso por medio de dicho modelo, demostrando la transición desde la región elástica a la región newtoniana [186]. Lo cual, permite determinar distintas zonas vítreas de los materiales en el rango de altas frecuencias [184]. A pesar de ajustar de forma efectiva las curvas maestras del módulo dinámico, sigue habiendo una discrepancia notable entre la forma de las curvas maestras respecto a los ensayos experimentales [175].

### 2.6.1.5 Otros Modelos

Además de los modelos mencionados, se han desarrollado y aplicados nuevos modelos que permiten comprender las deformaciones del ligante bituminoso. Un ejemplo es el modelo 2S2P2D. Los resultados demuestran que los modelos Kelvin y Maxwell muestran una eficiencia de ajuste deficiente en las curvas maestras  $G^*$  y  $\delta$ . Mientras que el modelo 2S2P1D muestra la mejor eficacia de ajuste para las curvas maestras  $G^*$  y  $\delta$  de todos los ligantes vírgenes y envejecidos. Sin embargo, existe una pequeña discrepancia en los valores  $\delta$  entre las pruebas y los modelos cuando la frecuencia es inferior a 10–4 Hz.

Por otra parte, Claudia Fecarrotti *et al.* [187] proponen un modelo con cálculo fraccionario con el fin de capturar el comportamiento viscoelástico del ligante bituminoso con mayor precisión que los modelos clásicos. En dicha investigación, logran identificar mediante una ecuación fraccionaria la descripción tanto del comportamiento de fluencia como de recuperación del ligante bituminoso. Dentro de sus conclusiones, mencionan que el ajuste de ensayo de fluencia en el ligante siempre proporciona valores de derivadas entre 0 y 1. Esto confirma la hipótesis de una relación entre el orden de la derivada fraccional como parámetro de memoria o historia. Esto quiere decir, que un material de transición continua del estado sólido (valor fraccionario 0), tendría memoria perfecta para redimir deformaciones, mientras que un estado de fluido (valor fraccionario 1), aplicaría cuando el material no tiene memoria de recuperar dicha deformación [175].

En otra investigación, se generó una implementación de dos expresiones para un modelo viscoelástico fraccional generalizado, el cual puede garantizar una predicción razonable del comportamiento de fluencia de los ligantes bituminosos puros y modificados. Para simular el comportamiento de recuperación del ligante bituminoso es necesario utilizar dos términos adicionales y en total se pueden utilizar cuatro expresiones [12]. Por otro lado, Venudharan y Biligiri trabajaron con el modelo de Weibull (figura 11). Dicha distribución ajusta los valores de diferentes ligantes incluso para explicar el modelo de Burgers. En este sentido, los análisis estadísticos del modelo detallan el comportamiento elástico de los ligantes bituminosos de caucho [188]. En la tabla 2.3, se resumen algunas de las investigaciones más relevantes con modelos reológicos para ligantes bituminosos.

## 2.6.2 Mástico Bituminoso

Las investigaciones que emplean modelos reológicos lineales para el estudio de másticos bituminosos son esenciales para entender el comportamiento mecánico y la deformación del pavimento. Sin embargo, los estudios relaciones a másticos bituminosos son escasos comparados a los realizados en mezclas y ligantes, debido a la poca claridad en nuevos ensayos y procedimientos estandarizados. A continuación, se destacan algunas investigaciones y conceptos clave relacionados con el uso de modelos reológicos, considerando que no existe una gran cantidad de estudios sobre el tema.

**Tabla 2.3.** Resultados de modelos viscoelásticos en ligantes bituminosos

Año	Responses	Models	Design
2024	Estrés múltiple de Fluencia y Recuperación (Jnr and R) [176]	• Burgers	SBS
2024	Módulo dinámico ( $G^*$ ), Módulo de almacenamiento ( $G'$ ) y Módulo de pérdida ( $G''$ ) [186]	• G. Maxwell	HDPE y PP
2024	Módulo de relajación, tiempo de relajación ( $t$ ) y ecuación de Arrhenius [168]	• Maxwell	MAH y PPG
2023	Cumplimiento a la fluencia [179]	• Burgers • Lethersich	Lignosulfonato
2023	Modulo dinámico ( $G^*$ ), Storage Modulus ( $G'$ ) and Loss Modulus ( $G''$ ) [169]	• Maxwell	Bio-Oil
2023	Módulo dinámico ( $G^*$ ), Módulo de almacenamiento ( $G'$ ) y Módulo de pérdida ( $G''$ ) [170]	• Maxwell	Celulosa Microfibrilada
2023	Módulo Dinámico ( $G^*$ ) y Susceptibilidad térmica ( $\tan \delta$ ) [175]	• Maxwell • Kelvin-Voigt • Burgers • G. Maxwell	Bio Oil, Enige-Oil, Naphthenic-oil and Aromatic-oil
2019	Módulo dinámico ( $G^*$ ), Módulo de almacenamiento ( $G'$ ) y Módulo de pérdida ( $G''$ ) [185]	• G. Maxwell	Dodecenyyl Succinic Anhydride
2018	Módulo dinámico ( $G^*$ ), Módulo de almacenamiento ( $G'$ ) y Viscosidad ( $h$ ) [171]	• Maxwell	-
2017	Multiple Stress Creep Recovery (Jnr and R) [173]	• Burgers	SBS y Sasobit
2017	Módulo de rigidez BBR [174]	• Burgers	Rubber Powder
2016	Módulo de relajación y Cumplimiento a la fluencia [181]	• G. Maxwell	-
2016	Módulo de Relajación and Tiempo de Relajación ( $t$ ) [184]	• G. Maxwell	Pyrolytic
2015	Estrés múltiple de Fluencia y Recuperación (Jnr and R) [178]	• Burgers	SBS y EVA
2014	Cumplimiento a la fluencia y Relación de energía de disipación (DER) [177]	• Burgers	EVA
2013	Módulo de Relajación [183]	• G. Maxwell	-
2012	Fluencia-Recuperación y Modulo complejo ( $G^*$ ) [187]	• Fractional Models	-
1999	Modulo Dinámico ( $G^*$ ), Módulo de almacenamiento ( $G'$ ), Módulo de pérdida ( $G''$ ) y Cumplimiento a la fluencia lineal (J) [172]	• Maxwell • Kelvin-Voigt	Sintético pigmentable

### 2.6.2.1 Modelo de Maxwell

Sabemos que el modelo de Maxwell puede utilizarse para analizar el comportamiento de relajación del esfuerzo en materiales viscoelásticos [189]. Es por ello, que se vuelve simple ajustar dicho fenómeno en la teoría LVE. X. Liu *et al.* [190] lograron ajustar con éxito las curvas bajo este fenómeno para másticos bituminoso. Asimismo, Q. You *et al.* [191] mostraron que el modelo de Maxwell puede modelar bien el comportamiento de fluencia del mástico bituminoso, sin embargo, concluyen que mejor es el modelo de Burgers para un mayor detalle.

### 2.6.2.2 Modelo de Kelvin-Voigt

En la teoría LVE la relajación puede describirse mediante el modelo de Maxwell, y la propiedad de recuperación retardada con el modelo de Kelvin [192]. En un estudio realizado por Liu *et al.* [190] analizaron el módulo dinámico de másticos bituminosos por medio del modelo de Kelvin, demostrando que el  $d$  del modelo aumenta con la frecuencia. Además, mencionan que el  $|G^*|$  del modelo Kelvin es constante a diferencia del modelo de Maxwell que disminuye con la frecuencia. Por otro lado, Z. Dai *et al.* [193] realizaron ajustes por medio de Kelvin a pruebas de fluencia de másticos bituminosos, logrando observar que tanto las deformaciones recuperables como las irre recuperables aumentan significativamente con el aumento de la tensión.

### 2.6.2.3 Modelo de Burgers

El modelo de Burgers para másticos bituminosos se utiliza para caracterizar la deformación viscoelástica por fluencia. En un estudio realizado por P. Zhao *et al.* [194] demuestran con la transformada de Laplace que el modelo de Burgers puede usarse eficazmente para parámetros dinámicos. Se logra definir cuatro parámetros para detallar la relación del mástico en los agregados de mayor tamaño. En otro estudio, se logra demostrar que el último amortiguador del modelo de Burgers logra identificar la reducción de viscosidad provocada por el filler. A su vez, se menciona que el arreglo en paralelo (Burgers) logra identificar la deformación elástica la cual permitirá una mayor resistencia a las deformaciones permanentes [195].

El modelo de Burgers da un excelente ajuste para flexibilidad de fluencia de másticos bituminosos a temperaturas de  $-6^{\circ}\text{C}$ ,  $-12^{\circ}\text{C}$  y  $-18^{\circ}\text{C}$ . El uso del modelo de Burgers permite una caracterización exhaustiva tanto de las propiedades viscoelásticas como de la resistencia al agrietamiento a baja temperatura [196]. Para ciclos de hielo-deshielo se logra identificar que la capacidad elástica de Burgers  $\xi_1$  aumenta para ligantes, sin embargo, este parámetro disminuye para másticos, logrando peores propiedades elásticas post congelación [197]. Lo cual, permite identificar la descomposición de la interfaz filler/ligante. Asimismo, C. Wang *et al.* [198] trabajaron con másticos erosionados con sal a bajas temperatura, demostrando con Burgers que la elasticidad y viscosidad aumentaron con la erosión salina.

Por otro lado, el modelo de Burgers fraccionado también puede describir la deformación de másticos bituminosos, por ejemplo, para el daño por fluencia. Con dicho modelo, se puede describir simultáneamente las evoluciones del daño y la capacidad de disipación en másticos bituminoso. Esto significa que se logra identificar cuando un tipo de filler puede ser más beneficioso para reducir el factor de daño en el pavimento [199].

### 2.6.2.4 Modelo de Maxwell Generalizado

El modelo Maxwell generalizado puede predecir con precisión el comportamiento viscoelástico de másticos bituminosos para construir curvas maestras. El modelo GM permite establecer valores de viscosidad de cizallamiento cero (ZSV), demostrando el envejecimiento

y su influencia en las propiedades reológicas de los másticos bituminosos [200]. Las propiedades viscoelásticas del mástico son los parámetros de entrada para los modelos numéricos heterogéneos. Al utilizar el modelo GM se logra describir el comportamiento viscoelástico de la matriz, incluso si se desea incluir formas y tamaños variables para construir el esqueleto granular del pavimento [201]. Asimismo, el modelo de Maxwell Generalizado permite presentar un modelo numérico de elementos finitos (FE) utilizando el módulo dinámico. Con ello, se detalla el comportamiento viscoelástico del mástico bituminoso [202]. Además, dicho estudio tiene buena concordancia con lo obtenido por Qingli Dai al analizar mezclas porosas [203]. Sin embargo, el modelo Maxwell generalizado muestra una deficiencia significativa para predecir adecuadamente el diagrama Cole-Cole relacionado con bajas temperaturas en másticos [204].

### 2.6.2.5 Otros Modelos

Asimismo, se han analizados otros modelos para analizar másticos bituminosos, en este sentido Z. Dong et al. [205] establecieron un modelo físico a partir de generalización de Maxwell para diferentes capas de mástico bituminoso. Para ello, definieron una función a trozos con  $n$ -veces el modelo GM en paralelo para la obtención del módulo del mástico bituminoso. Por otro lado, X. Ma et al. [206] desarrollan un modelo visco plástico para predecir la tensión máxima para diferentes curvas de tensión-deformación. Con dicho modelo estimaron adecuadamente las propiedades mecánicas del mástico bituminoso a partir de datos experimentales. Ahora, Y. Ye et al. [207] diseñaron un modelo reológico el cual consiste en una combinación del modelo de Burgers con una cadena visco plástica. Los resultados obtenidos por medio de este modelo mejoran la precisión en el fenómeno de fluencia, en comparación a otros modelos plásticos como el de potencia.

Por otro lado, se han ajustados ensayos de modulo dinámico, fluencia y relajación con una generalización fraccional del modelo de Zener. Los resultados demuestran que tanto las simulaciones de ensayos dinámicos como estáticos concuerdan con los datos experimentales. Además, S. Liang et al. [208] mencionan que dicho modelo simula de forma más completa la viscoelasticidad del mástico en comparación al modelo 2S2P1D. Sin embargo, B.S. Underwood et al. [209] mencionan que ninguno de los modelos analíticos disponibles actualmente puede captar con precisión la rigidez relacionada con la temperatura y frecuencia. Pero, que con la disminución de la temperatura se reduce los errores de los métodos analíticos, aunque no se está claro si es físicamente significativo. Asimismo, en un estudio se propuso un modelo reológico con ecuaciones diferenciales fraccionarias, que hace la distinción numérica del módulo de Young para el conjunto de filler dispuesto en mástico bituminoso. Además, mediante el ensayo MSCR adaptado a másticos bituminosos se logra ajustar cada curva para definir el grado viscoelástico de las muestras por medio de exponentes fraccionario. Con ello, logra cuantificar la transición de las muestras del estado elástico a viscoso al aumentar la temperatura [3].

En la tabla 2.4 se presenta un resumen de los modelos reológicos lineales para la caracterización de másticos bituminosos bajo efectos de cargas estáticas y dinámicas.

## 2.6.3 Mezcla Bituminosa

Las investigaciones que emplean modelos reológicos lineales para el estudio de mezclas bituminosas son esenciales para entender el comportamiento mecánico y la deformación de estos materiales bajo diferentes condiciones de carga y temperatura. A continuación, se destacan algunas investigaciones y conceptos clave relacionados con el uso de modelos reológicos lineales en mezclas bituminosas.

### 2.6.3.1 Modelo de Maxwell

El modelo de Maxwell es adecuado para describir el comportamiento de relajación de la tensión en mezclas bituminosas [210]. En un estudio realizado por S. Benaboud *et al.* [211] demuestran una perfecta separación entre la energía liberada y la disipación en mezclas bituminosas. La evolución del daño por medio de la función de energía liberada y disipada con el modelo de Maxwell origina un estado estacionario ( $\lim_{t \rightarrow \infty} e^{-\tau t} = 0$ ).

Por otra parte, en pavimentos bituminosos autorreparables B. R. Anupam *et al.* [212] mencionan que la reactivación de los catalizadores se produce mediante la absorción de energía generada en una dirección perpendicular a la propagación de la grieta. Dicha grieta puede compararse con la disposición del modelo Maxwell. Sin embargo, como ya se ha mencionado el modelo de Maxwell solo logra obtener la elasticidad con el primer miembro del modelo, la cual obedece solo a la primera deformación a fluencia [213,214].

**Tabla 2.4.** Resultados de modelos viscoelásticos en Másticos bituminosos

Año	Responses	Models	Design
2024	Uniaxial compression strength test [194]	Burgers	AC-13 and SMA-13
2024	Multiple Stress creep recovery (MSCR) [198]	Burgers	f/b=1.2 Limestone
2024	Dynamic strain-time [199]	Fractional Burgers	-
2023	Multiple Stress creep recovery (MSCR) [195]	Burgers	f/b=0.8 Limestone
2023	Creep test [196]	Burgers	f/b=1.2 Limestone, Basalt mineral, Pyrochlore mineral
2023	Multiple Stress creep recovery (MSCR) and Frequency sweep test [197]	Burgers 2S2P1D	f/b=0.8 Limestone
2022	Multiple Stress Creep Recovery (MSCR) [3]	Proposed Asphalt mastics models	f/b=0.5; 0.75; 1.00 and 1.25. Limestone, Fly ash and Hydrated lime
2022	Multiple Stress Creep Recovery (MSCR) [189]	Burgers	f/b=0.8-1.2 Escoria de Acero de desecho y Caucho de Desecho
2022	Frequency Sweep test [204]	Configuration of FDM-4 model	18-35% el volumen de mástico bituminosos
2021	Creep Recovery test and dynamic test [193]	Kelvin-Voigt Maxwell Generalizado	AC-13 Limestone
2021	Relaxation test and creep test [208]	GFDZ model	f/b=1.00 SBS and diabase
2020	Frequency sweep tests [200]	Maxwell Generalizado	25% en volume Limestone
2019	Shear stress-strain model [206]	Viscopastic model	Volumen 0.75 Limestone
2018	Shear complex modulus [190]	Maxwell	f/b=1.00 Cenizas
2018	Creep test [191]	Kelvin-Voigt Kelvin-Voigt Burgers	Volcanicas f/b= 0.6; 0.9; 1.2; 1.5 and 1.8 Diorite
2018	Shear complex modulus [205]	Rheological model proposal	f/b=0.8 Andesite, granite and limestone
2014	Shear complex modulus [209]	Rheological model proposal	Dosificación por volumen Gneiss, Chorite and Amphibolite

2013	Shear complex modulus [201]	Maxwell Generalized	Mortar asphalt
2011	Shear complex modulus [203]	Maxwell Generalized	-
2009	Creep test [207]	Proposed visco-elastoplastic model.	-

### 2.6.3.2 Modelo de Kelvin-Voigt

El modelo Kelvin-Voigt logra mayores avances en las deformaciones de mezclas bituminosas en comparación a Maxwell. Por ejemplo, X. Zhu *et al.* [215] introdujeron la interfaz viscoelástica Kelvin-Voigt para simular la unión imperfecta entre el mástico bituminoso y el esqueleto mineral, y aplicaron el método Mori-Tanaka para desarrollar el modelo micromecánico de fluencia, teniendo buenos resultados. En otro estudio se analiza las deformaciones de mezclas bituminosas con Kelvin-Voigt para modelar solo la viscosidad de la mezcla, ya que la visco-plasticidad converge con la regla general de flujo [216]. También, se ha logrado que el modelo de Kelvin-Voigt pueda constituir una viscosidad aparente constante, independiente de la temperatura y que puede extenderse al modelo de Huet [217]. Con ello, comprender las propiedades viscoelásticas de materiales termosensibles.

A pesar de los avances favorables, también se ha encontrado que el modelo no es capaz de demostrar todo el rango de deformaciones, y que es necesario utilizar modelos con más elementos mecánicos [1,125,218]. Sin embargo, mediante cálculo fraccionario Gao *et al.* [219] verificaron que dichas funciones fraccionarias, como Kelvin y Maxwell, poseen menos parámetros reológicos y se ajustan bien a las mediciones experimentales a diferencias de los modelos clásicos.

### 2.6.3.3 Modelo de Burgers

Respecto al modelo de Burgers, se sabe que en comparación a los modelos de Maxwell y Kelvin-Voigt presenta ventajas. Saltan *et al.* [9] observaron que el modelo de Burgers es apropiado para determinar la componente viscosa de la rigidez de una mezcla bituminosa. En contraste, Ma *et al.* [220] informaron que es difícil controlar la variabilidad de las pruebas experimentales debido a la complicada interferencia de variables ambientales. Jaczewski *et al.* [221] afirmaron que ningún modelo comúnmente utilizado en la literatura es ideal para predecir las deformaciones de las mezclas bituminosas, ya que cada modelo tiene ventajas y desventajas.

Por otro lado, Celauro *et al.* [222] mencionaron que el ciclo de carga-descarga no puede describirse con el mismo conjunto de parámetros del modelo, ya que los resultados de la predicción son inexactos en el ciclo completo de fluencia y recuperación. Por otro lado, Liu *et al.* [223] emplearon el modelo de Burger y el modelo elástico lineal combinado con un modelo de imagen 2D para simular mortero bituminoso, agregados gruesos de mezclas bituminosas bajo carga dinámica.

Así también, se ha demostrado que se puede lograr obtener parámetros del modelo de Burgers para módulo dinámico en mezclas bituminosas. En concreto, J. Zhang y L. Bao modelaron la respuesta viscoelástica de pavimentos bituminosos en aeropuertos, obteniendo resultados favorables con errores comparativamente pequeños [224]. A pesar de que el modelo de Burgers logra ajustar los ensayos viscoelásticos estáticos (relajación de tensiones, fenómenos de fluencia y recuperación, entre otros). X. Lia *et al.* [225] mencionan que es

necesario un modelo constitutivo con calculo fraccionario que logre tanto las propiedades estáticas y dinámicas.

#### 2.6.3.4 Modelo de Maxwell Generalizado

Respecto a ensayos y fenómenos dinámicos en mezclas bituminosas el modelo de Maxwell Generalizado (GM) ha sido el modelo con mayor utilización. Esto se debe a que el modelo GM permite caracterizar la viscosidad y módulo de relajación [226,227]. La prueba de relajación proporciona acceso directo al módulo de relajación del material. Los parámetros de la serie Prony del modelo GM se pueden ajustar a los datos de la prueba. Sin embargo, I. Onifade et al. [228] mencionaron que los resultados de las pruebas de relajación son propensos a grandes errores debido a la dificultad de controlar la deformación.

El modelo Maxwell generalizado en el rango de viscoelasticidad lineal es adecuado para describir el comportamiento no solo de la mezcla bituminosa, sino que también de la capa base reciclada. Sin embargo, El modelo requiere información completa en cuanto a la distribución de temperatura [229]. También, el modelo GM permite ajustar resultados del módulo de relajación de mezclas con RAP, siempre que se use una longitud de 9 parámetros en la serie Prony [230]. Las rigideces elásticas en los parámetros de la serie de Prony poseen diferentes características según el método utilizado. D. Han et al. demostraron que un ajuste tradicional con mayor  $\tau$  genera menor rigidez. Mientras que, un método de equalización limite y pico la rigidez aumenta y luego disminuye a medida que aumenta el  $\tau$  [231]. Por ende, aumentar el número de elementos de GM (11 elementos de GM) en el espectro discreto elimina gradualmente el fenómeno de "cresta lateral", lo que indica una mayor estabilidad y precisión en los resultados [232].

#### 2.6.3.5 Otros modelos

Otro modelo utilizado es el kelvin generalizado, el cual proporciona un buen ajuste para fenómenos de fluencia. En este aspecto, dicho modelo permite obtener módulos de relajación que conllevan a la creación de curvas maestras del mismo [233]. Por otra parte, otro método utilizado es mediante el modelo Huet-Sayegh el cual posee aristas muy similares a Burgers. L. Mejlun *et al.* [234] mencionaron que dichas similitudes no son significativas desde el punto de vista práctico. Mientras que, Zbiciak and Michalczyk mencionan que en el plano Cole-Cole el modelo de Huet-Sayegh generalizado puede ser una alternativa al modelo convencional [235]. También, se ha utilizado el modelo 2S2P1D para mezclas bituminosas y modelar el comportamiento viscoelástico lineal para pruebas de modulo resiliente por tracción indirecta. En ello, se destaca la importancia de desarrollar métodos que permitan caracterizar con precisión el comportamiento viscoelástico de las mezclas bituminosas para un diseño más eficaz [236].

Por su parte, M. Darabi *et al.* [237] desarrollaron un modelo de daño para predecir el comportamiento no lineal de mezclas, considerando factores como temperatura, velocidad y tiempo. El modelo permite identificar la viscoelasticidad y visco plasticidad, destacando la dependencia del daño de los tensores de esfuerzo y deformación. En otro estudio, se realiza un modelo para caracterizar una prueba llamada creep and step-loading recovery (CSR) la cual mide la fuerza interna del material. Se encuentra que el módulo de recuperación no varía con el nivel de carga, mientras que, en mezclas dañadas, este módulo disminuye, reflejando la pérdida de capacidad de recuperación [238].

Por otro lado, X. Luo *et al.* [239] investigaron la fluencia basándose en un modelo visco plástico 3D mediante parámetros de la ley de la potencia. El modelo fue validado comparando los resultados predichos con los obtenidos en las pruebas de laboratorio. logrando predecir el comportamiento de deformaciones permanentes bajo diferentes condiciones de carga y temperaturas. Asimismo, se utilizó una distribución de Weibull para simular pruebas de

fluencia basado en el método de elementos discretos. Se demuestra que la prueba de fluencia numérica correlaciona bien la prueba experimental, estableciendo una base para evaluar las deformaciones del pavimento [240].

Además, H.K. Shanbara *et al.* [241] utilizaron la transformada discreta de Fourier para evaluar la respuesta viscoelástica lineal de la mezcla bituminosa. La metodología fue validada mediante la comparación de un modelo de Maxwell de 3 parámetros. Los resultados demostraron que el enfoque en el dominio de la frecuencia es preciso y eficaz para analizar las respuestas transitorias LVE. Permitiendo simplificar el análisis al evitar convoluciones complejas. En la tabla 2.5 se presenta un resumen de los modelos reológicos lineales para la caracterización de mezclas bituminosas bajo efectos de cargas estáticas y dinámicas.

**Tabla 2.5.** Resultados de modelos viscoelásticos en Mezclas bituminosas

Año	Responses	Models	Design
2024	Creep Test [214]	Burgers	AC-25; Crumb Rubber modified bitumen
2024	Relaxation modulus and Creep compliance [227]	G. Maxwell	ABT11, ABB16, and AG22 Swedish mixtures
2023	Dissipation and released energy and fatigue damage [211]	Maxwell 2S2P1D	AC
2023	Dynamic modulus and relaxation modulus [230]	G. Maxwell	Reclaimed asphalt pavement (RAP)
2023	Dynamic modulus [229]	G. Maxwell	Reclaimed Asphalt Pavement (RAP), Hydrated Lime and Cement by-padd dust.
2023	Relaxation and complex Modulus [231]	G. Maxwell	Hot and Warm mix asphalt
2023	Relaxation and Creep compliance master curve [232]	G. Maxwell G. Kelvin-Voigt	Hot and Warm mix asphalt
2022	Mechanism of healing of self-healing materials [212]	Maxwell Kelvin-Voigt	Self-healing asphalt pavements
2022	Relaxion and complex modulus [210]	G. Maxwell	AC-13
2021	Creep compliance [213]	Burgers	AC-13 and AC16
2018	Creep Compliance [218]	G. Kelvin-Voigt	Hot and Warm mix asphalt
2018	Relaxation modulus [228]	G. Maxwell	Asphalt mix with void content (VA) was 4%
2017	Creep Compliance [220]	Burgers	AC-13
2016	Stiffness modulus under long time creep [221]	Burgers	AC16
2015	Creep compliance [219]	Findley	HMA
2012	Creep compliance	Fractional Burgers	AC-16
2009	Dynamic modulus, phase angles and young's modulus [223]	Burgers	Asphalt mix with void content (VA) was 4%

## 2.7 Discusión y propuesta de un modelo reológico para pavimentos

En el proceso de formular una ecuación que represente con precisión el comportamiento de los pavimentos bituminosos en cualquier momento  $t$ , es importante considerar que estos no exhiben un comportamiento viscoelástico como un polímero homogéneo. Esto se debe a la naturaleza de la mezcla bituminosa, compuesta por diferentes materiales con propiedades individuales. Al combinarse, estos materiales generan una deformación que puede aproximarse al comportamiento viscoelástico, aunque en realidad presentan comportamientos diferentes según la velocidad y dirección de las cargas aplicadas.

Por ejemplo, al realizar una prueba de compresión y analizar los resultados mediante el modelo de Burgers, ampliamente citado en la literatura, se puede ajustar las curvas de deformación con precisión. Este modelo muestra un salto elástico instantáneo, seguido de un crecimiento exponencial debido a la transición del material de elástico a viscoso, y finalmente un comportamiento viscoso. Sin embargo, al analizar una mezcla bituminosa, se observa un comportamiento elástico instantáneo y una transición de elástico a viscoso, pero nunca se alcanza un estado completamente viscoso, ya que siempre existe una dependencia directa de la elasticidad proporcionada por los agregados.

Surgen así preguntas importantes: ¿Qué material se deforma primero y cómo se ve afectado? ¿Cómo se afectan los materiales durante la transición? ¿Los materiales trabajan conjuntamente? Estos detalles son esenciales para crear un modelo reológico que considere los dos componentes principales de una mezcla bituminosa: el ligante bituminoso y el conjunto de agregados. Esto permitirá comprender con mayor precisión el impacto de nuevos materiales de desecho y subproductos industriales en el pavimento.

Inicialmente, el ligante bituminoso se comporta de manera viscoelástica, actuando como un resorte a bajas temperaturas y como un material viscoso a altas temperaturas, lo que coincide con el modelo de Burgers. Sin embargo, los áridos, independientemente de la frecuencia o temperatura, no exhiben un comportamiento viscoso y pueden representarse mejor como resortes en términos de mecánica clásica. Esto revela una debilidad en la comprensión actual de la deformación de las mezclas bituminosas. Por lo tanto, es necesario desarrollar un modelo que considere las constantes elásticas de los agregados y el ligante, analizando cómo estos materiales trabajan juntos y cómo son afectados por las cargas aplicadas.

La etapa de viscosidad del ligante bituminoso no es útil en términos de ingeniería, ya que el material se desprende en esa condición, siendo relevante solo en el proceso de fabricación (150-180°C para mezclas bituminosas en caliente). Para abordar este problema, se requiere un modelo específico para mezclas bituminosas que capture los fenómenos de fluencia y recuperación, y que pueda aplicarse en pruebas de tracción indirecta, compresión y pruebas dinámicas. La hipótesis y objetivo de esta tesis doctoral es la creación de un modelo mecánico centralizado que contemple las diferencias reológicas entre los áridos y los ligantes bituminosos, explicando cada deformación a través de una demostración fraccional.

### **3. HIPÓTESIS Y OBJETIVOS**



### 3 Hipótesis y Objetivos

#### 3.1 Introducción

La hipótesis principal de este estudio se basa en las limitaciones de los modelos reológicos de viscoelasticidad para caracterizar con precisión las mezclas bituminosas, considerando en detalle cada uno de los materiales que componen los pavimentos. A partir de la revisión del estado del arte presentada en el capítulo anterior, se plantea que los modelos reológicos presentan deficiencias en la interpretación física del comportamiento de estos materiales. Para abordar esta problemática, se propone la incorporación de materiales de desecho y subproductos industriales, fomentando así una economía circular en el diseño y optimización de mezclas bituminosas.

Un ejemplo de ello es la dificultad para cuantificar de manera independiente el efecto de los aditivos y/o modificadores en los ligantes bituminosos, a pesar de que estos contribuyen a mejorar la durabilidad de las mezclas. Asimismo, se presenta un desafío similar en la caracterización de la adhesividad entre los áridos de mayor tamaño en una mezcla, la cual está determinada por el mástico bituminoso (interfaz filler/ligante). Esta unión juega un papel crucial en la resistencia del pavimento frente a las variaciones provocadas por factores externos.

Por ello, los resultados de esta investigación complementarán la metodología actual de diseño y caracterización de mezclas, másticos y ligantes bituminosos, con el objetivo de reducir el consumo de recursos energéticos. Al finalizar el estudio, se espera que la tecnología desarrollada ofrezca los siguientes beneficios y ventajas:

- **Capas de rodadura más duraderas:** La aplicación de materiales modificadores de ligantes bituminosos permitirá aumentar la vida útil del pavimento, retrasando la necesidad de realizar una rehabilitación de la capa de rodadura y minimizar los costos de mantenimiento.
- **Método de diseño de mezclas bituminosas óptimas:** La correlación reológica del comportamiento viscoelástico de ligantes, másticos y mezclas bituminosas permitirá establecer las cantidades óptimas de modificadores de ligantes y filleres para solucionar problemas estructurales como agrietamiento y deformaciones plásticas.
- **Reducción del consumo de recursos fósiles y áridos naturales:** Mediante el análisis del comportamiento reológico de ligantes, másticos y mezclas bituminosas, será posible optimizar su diseño incorporando residuos y subproductos industriales. Esto permitirá minimizar la dependencia de materiales no renovables, promoviendo el uso de materiales reciclados sin comprometer las propiedades mecánicas y de durabilidad.

#### 3.2 Hipótesis

- **Hipótesis 1:** Los resultados obtenidos en la caracterización reológica de los grupos de ligantes y másticos bituminosos, tanto convencionales como modificados, permitirán establecer nuevos parámetros óptimos para el diseño de mezclas bituminosas, evaluando su plasticidad y resistencia, y mejorando su comportamiento frente a las sollicitaciones mecánicas.
- **Hipótesis 2:** La combinación de modificadores de ligantes, como polímeros y ceras, mejorará la durabilidad de las mezclas bituminosas al optimizar su desempeño bajo distintos parámetros operacionales, tales como la velocidad del tráfico y las variaciones de temperatura.

- **Hipótesis 3:** La incorporación de residuos o subproductos industriales como filler mejorará el comportamiento de la interfaz filler/ligante, incrementando la rigidez de las mezclas bituminosas a altas temperaturas y ofreciendo una solución eficaz a las deformaciones permanentes.

### 3.3 Objetivos

#### 3.3.1 Objetivo General

Determinar la influencia reológica de los ligantes, másticos y mezclas bituminosas mediante la correlación reológica centrada en el interfaz árido/ligante, evaluando su comportamiento bajo distintas condiciones de tráfico, variaciones de temperatura y ensayos mecánicos.

#### 3.3.2 Objetivo Específicos

- Identificar los parámetros críticos para el diseño y caracterización de mezclas bituminosas a través de una revisión exhaustiva del estado del arte y las metodologías actuales.
- Caracterizar la estructura física de diversos tipos de filler, tanto naturales como procedentes de subproductos industriales.
- Analizar la influencia reológica de ligantes bituminosos convencionales y modificados mediante el estudio de sus propiedades reológicas bajo diferentes condiciones de temperatura, frecuencia de carga y viscosidad.
- Evaluar la influencia reológica de másticos bituminosos convencionales y modificados a través del análisis de sus parámetros reológicos bajo diversas condiciones de temperatura y frecuencia de carga.
- Determinar las propiedades mecánicas de mezclas bituminosas, considerando la variabilidad de los ligantes y filleres, tanto convencionales como modificados.
- Establecer una correlación entre el comportamiento reológico de los ligantes, másticos y mezclas bituminosas, que permita optimizar el diseño de pavimentos flexibles basados en la relación filler/ligante.
- Divulgar los resultados del proyecto mediante publicaciones en revistas indexadas en WoS y/o SCOPUS, así como presentaciones en congresos nacionales e internacionales, seminarios y conferencias.

## **4. MATERIALES Y MÉTODOS**



## 4 Materiales y Métodos

### 4.1 Introducción

En el presente capítulo, se describen los materiales y las metodologías empleadas para alcanzar los objetivos planteados en esta Tesis Doctoral. Para ello, se han seleccionado los materiales objeto de estudio, los cuales han sido diseñados y caracterizados en función de sus propiedades y de su naturaleza.

La primera línea de investigación se centra en la formulación de un nuevo modelo reológico de viscoelasticidad, orientado al análisis de ligantes, másticos y mezclas bituminosas. Este modelo permitirá evaluar las propiedades reológicas de los materiales que componen las mezclas bituminosas en diferentes dominios, facilitando así una comprensión más profunda de cómo los distintos componentes influyen en la respuesta a las deformaciones. Esta herramienta innovadora está destinada a mejorar el diseño de mezclas bituminosas, optimizando su desempeño en función de su capacidad para resistir las sollicitaciones mecánicas.

La segunda línea de investigación aborda la influencia de distintos tipos de filler, tanto convencionales como no convencionales, utilizados en la creación de másticos bituminosos. A través de ensayos reológicos basados en fenómenos de fluencia y recuperación múltiple, se busca establecer una correlación entre la composición del filler y su impacto en el comportamiento de los másticos bituminosos.

Finalmente, la tercera línea de investigación se enfoca en el desarrollo de ligantes modificados mediante la incorporación de aditivos simples, dobles y triples. Estos ligantes se diseñan con el objetivo de reducir la dependencia de ligantes con altos contenidos de polímeros, como el estireno-butadieno-estireno (SBS) y las migas de caucho reciclado (CR). Además, se evalúa la incorporación de ceras como Sasobit y amidas de ácido graso, buscando mejorar el rendimiento y la sostenibilidad de los ligantes bituminosos.

A continuación, se detallan los materiales seleccionados y las metodologías empleadas en el desarrollo de esta Tesis Doctoral.

### 4.2 Materiales

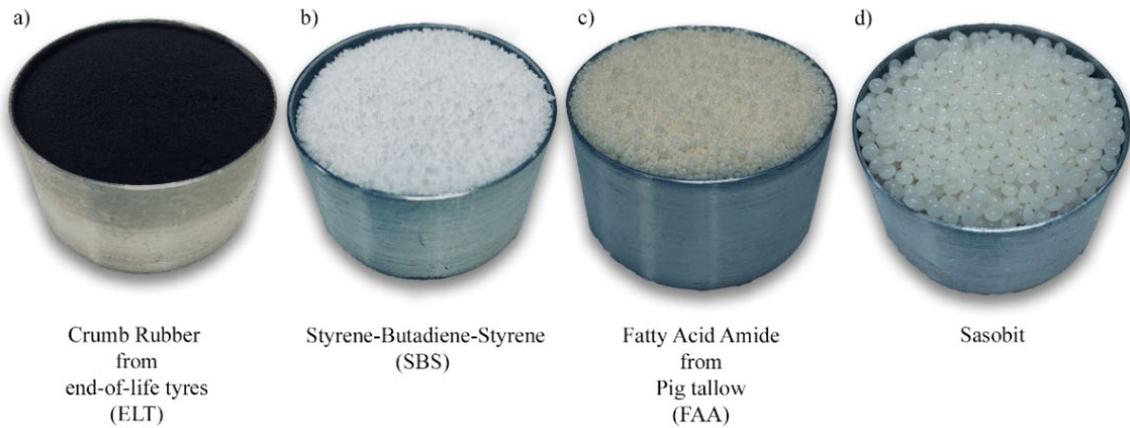
#### 4.2.1 Ligante Bituminoso

Los ligantes bituminosos seleccionados para este estudio son B50/70 y PMB 45/80-65 y sus propiedades físicas se detallan en la Tabla 4.1.

**Tabla 4.1.** Propiedades de ligantes bituminosos

	Unidad	Norma	Ligante Bituminoso	
			B50/70	PMB45/80-65
Penetración a 25°C	0.1 mm	EN 1426	57.0	49.5
P. de Reblandecimiento	°C	EN1427	51.6	72.3
Punto de Fragilidad	°C	EN 12593	-13.0	-13.0
Densidad at 25°C	g·cm <sup>-3</sup>	EN 15326	1.035	1.030

La modificación se llevó a cabo sobre el ligante B50/70, utilizando como aditivos (Figura 4.1) polímeros provenientes de migas de caucho reciclado (CR) de neumáticos fuera de uso (NFU) y estireno-butadieno-estireno (SBS). Adicionalmente, se emplearon ceras, entre las que se incluyen Sasobit y ceramida de ácido graso (FAA), derivada del sebo de cerdo.

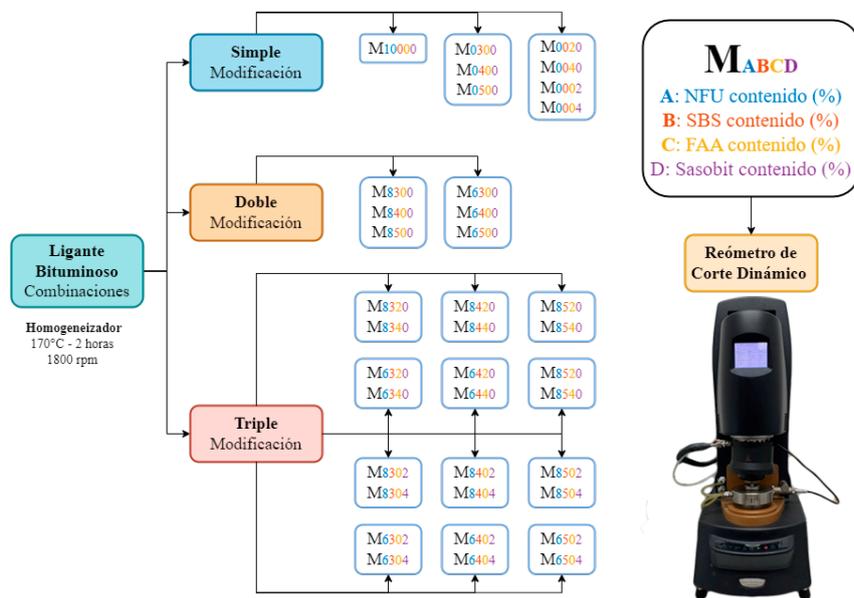


**Figura 4.1.** Modificadores de ligante bituminoso. a) Migas de caucho de neumáticos fuera de uso; b) Estireno-Butadieno-Estireno; c) Ceramida de ácido graso de sebo de cerdo; d) cera Sasobit.

Las propiedades fundamentales del SBS y CR se presentan en la Tabla 4.2. Asimismo, se empleó una cera amida de ácido graso (FAA) proporcionada por UNDESA, fabricada en Zaragoza (España). Esta FAA, derivada del sebo de cerdo, presenta un punto de fusión de entre 140 y 145°C, un índice de acidez máximo de 10 mgKOH/g y se suministra en forma de microesferas (Figura 4.1c) [177,178].

**Tabla 4.2.** Propiedades de polímeros modificadores de ligantes bituminosos

	Unidades	SBS	NFU
Tamaño máximo	mm	6.30	0.60
Peso específico	g·cm <sup>-3</sup>	0.93	1.15
Tipo	-	Copolímero	-



**Figura 4.2.** Esquema de la metodología y combinaciones de los ligantes modificados

Se prepararon un total de 38 combinaciones de ligantes con modificaciones simples, dobles y triples (Figura 4.2). El caucho CR de neumáticos fuera de uso se incorporó en proporciones del 10%, 8% y 6% del peso del ligante. El copolímero SBS se añadió en concentraciones del 3%, 4% y 5%. Por último, las ceras FAA derivadas del sebo de cerdo y Sasobit se incorporaron en porcentajes del 2% y 4%.

La fabricación de las muestras se realizó a una temperatura de 170°C, tras un calentamiento previo del ligante B50/70 durante 2 horas, con el fin de simular el envejecimiento típico de una mezcla bituminosa. Las muestras se prepararon incorporando la cantidad exacta de aditivo a aproximadamente 350 g de ligante, mezclado en un homogeneizador de hélice IKA durante 60 minutos a una velocidad constante de 1800 rpm. Se mantuvieron los mismos parámetros para todas las probetas, de 8 mm y 25 mm, normalizadas para su uso en el Reómetro de Corte Dinámico (DSR).

Las ceras Sasobit y amida de ácido graso se incorporaron al homogeneizador en los últimos 30 minutos del proceso de mezclado, tanto en las formulaciones simples como en las triples.

#### 4.2.2 Agregado mineral

El conjunto de áridos empleados en las mezclas bituminosas consistió en árido ofítico para las fracciones gruesas y árido calizo para las fracciones finas (ver Figura 4.3). Estos materiales se seleccionaron por sus propiedades antideslizantes y su alta resistencia al desgaste, lo que garantiza una adecuada textura superficial y un rendimiento óptimo en capas de rodadura durante un periodo prolongado.



**Figura 4.3.** Árido Calizo y ofita

Las propiedades del agregado mineral se muestran en la Tabla 4.3.

**Tabla 4.3.** Propiedades del agregado mineral

Propiedades	Resultados	Limites	Normativa
<i>Árido calizo</i>			
Coefficiente de los Ángeles	28	-	EN 1097-2
Peso específico (g·cm <sup>-3</sup> )	2.724	-	EN 1097-6
Equivalente de arena	78	>55	EN 933-8
<i>Árido ofítico</i>			
Coefficiente de los Ángeles	13	≤20	EN 1097-2
Peso específico (g·cm <sup>-3</sup> )	2.794	-	EN 1097-2
Coefficiente de pulimiento acelerado	>56	≥50	EN 1097-8
Absorción de agua	0.60	-	EN 1097-6
Índice de laja	8	≤20	EN 933-3

#### 4.2.3 Filler

Los filleres utilizados (ver figura 4.4 y figura 4.5) en la fabricación del mastico bituminoso son cal hidratada (HL), cenizas volantes (FA), caliza (L) y escoria blanca de acero hidratada (LFS<sup>h</sup>). Es sabido que los filleres HL y L poseen un alto contenido en óxido de calcio (CaO), con un 90,67% y un 88,65%, respectivamente, así como otros componentes principales como el dióxido de silicio (SiO<sub>2</sub>) y el óxido de magnesio (MgO) [179,180]. Por su parte, las FA presentan un alto contenido en SiO<sub>2</sub> entre 43,53-60,31% dependiendo de su naturaleza, además de otros compuestos como CaO y Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> en menor medida [181,182].



**Figura 4.4.** Filleres de aportación. a) Cal Hidratada HL; b) Cenizas Volantes (FA); Caliza (L); Escoria Blanca de Acero hidratada (LFS<sup>n</sup>)

La caracterización de las propiedades fundamentales de los filleres utilizados (ver Tabla 4.4) se realizó mediante la determinación de la densidad de partícula, empleando el método del picnómetro conforme a la norma EN 1097-7. A partir de la densidad obtenida, se calculó el contenido de huecos por el método Rigden (RV) mediante el procedimiento descrito en la norma EN 1097-4. Finalmente, se realizó un análisis granulométrico para cada tipo de filler.

**Tabla 4.4.** Propiedades físicas y geométricas de los filleres.

Propiedades	HL	FA	L	LFS <sup>n</sup>
Densidad (g·cm <sup>-3</sup> )	1.959	2.450	2.725	2.946
Huecos Rigden (%)	76	73	74	80
Análisis granulométrico (%)				
Tamaño (mm)	Porcentaje retenido (%)			
0.056	98.65	97.65	81.28	90.03
0.040	76.90	72.77	39.81	50.32
0.032	63.94	62.69	24.42	34.54
0.025	46.21	37.65	7.86	16.08
0.015	21.58	11.60	0.17	5.67

#### 4.2.4 Mástico Bituminoso

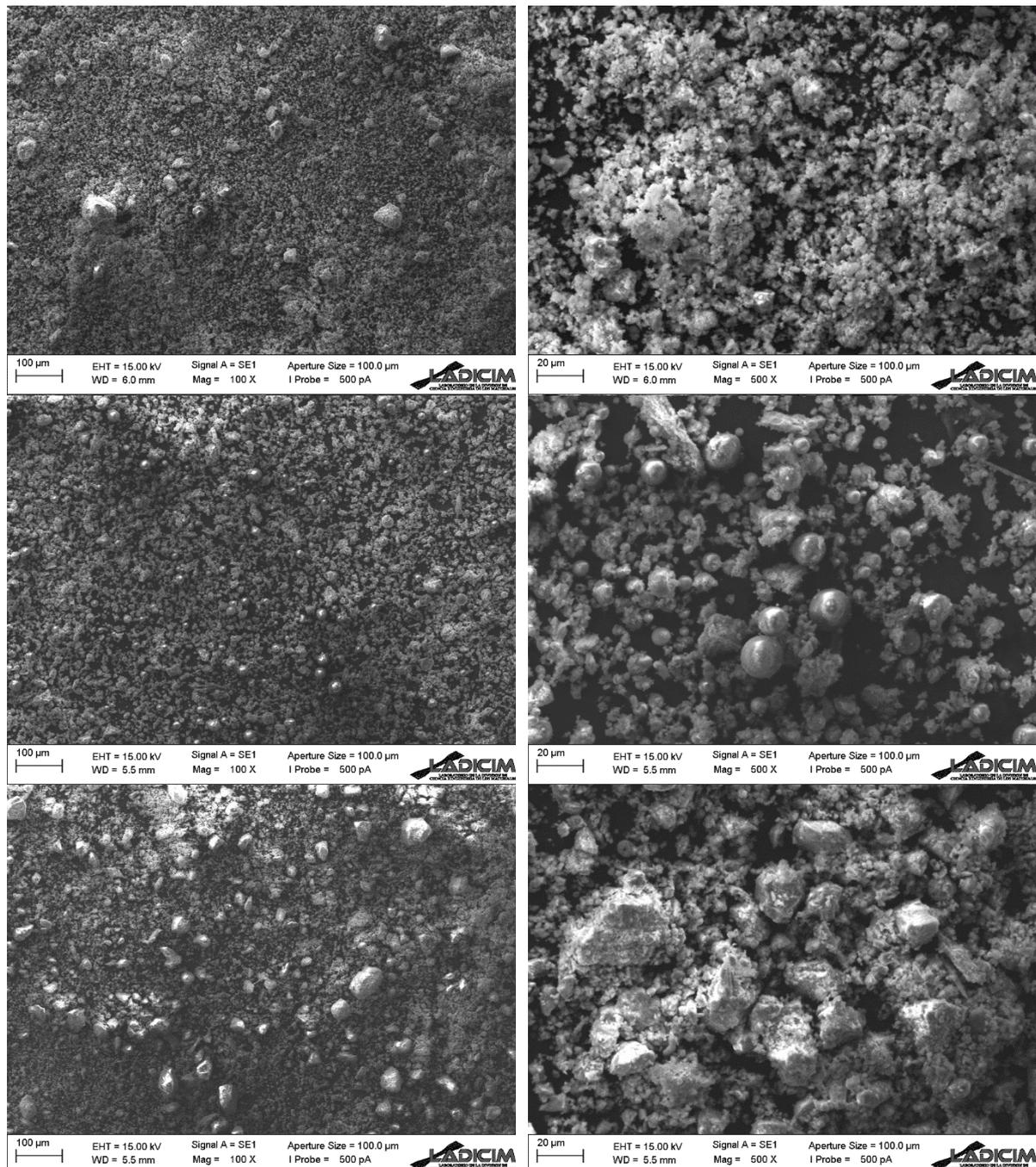
La fabricación de los másticos bituminosos se realizó utilizando como base el ligante bituminoso B50/70, combinado de manera independiente con los filleres HL, FA, L y LFS<sup>n</sup> (ver Figura 4.4). Se fabricaron varias muestras en función de la dosificación filler/bitumen (f/b) para cada uno de los filleres mencionados, con relaciones f/b en masa de 0.50, 0.75, 1.00 y 1.25. Adicionalmente, se prepararon muestras de ligante base B50/70 como referencia para los análisis comparativos.

Para la preparación de las muestras, el B50/70 se calentó en un horno a 153°C durante 2 horas, simulando un envejecimiento medio típico de una mezcla bituminosa (Figura 4.6).

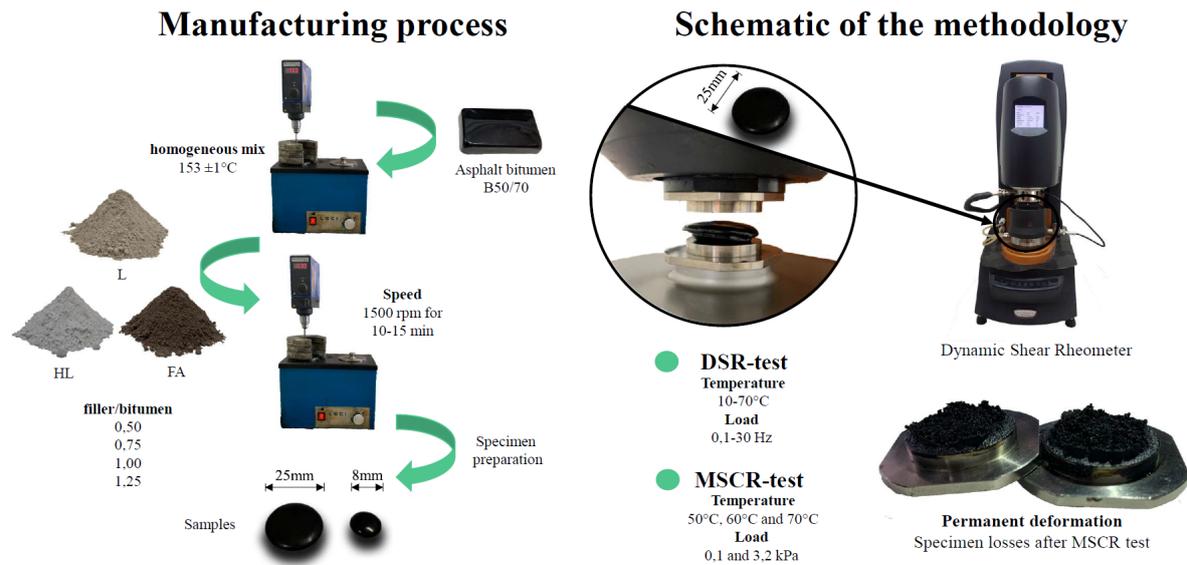
Los filleres fueron calentados a 170°C durante cuatro horas, con el fin de garantizar que las condiciones de las muestras de mástico fuesen equivalentes a las de las mezclas bituminosas. Cabe señalar, que las muestras de mástico no se envejecieron utilizando el Ensayo de Horno de Película Delgada en Rodillo (RTFOT), conforme a la norma AASHTO M 332, debido a la falta de dicho equipo en el laboratorio. No obstante, el objetivo principal de

este estudio es simular las curvas de fluencia-recuperación de los másticos bituminosos, para clasificar la elasticidad del sistema filler-ligante y la viscoelasticidad del ligante bituminoso, buscando que los másticos fabricados en laboratorio sean equivalentes a los utilizados en las mezclas bituminosas.

Posteriormente, una fracción de la cantidad dosificada de ligante bituminoso se coloca en un homogeneizador de hélice a una temperatura de 153°C. Los filleres preparados previamente (HL, FA, L y LFS<sup>h</sup>) se añaden de manera individual al ligante base en cada dosificación, incorporándolos lentamente para asegurar una mejor homogeneización.



**Figura 4.5** Imágenes SEM a 100x y 500x de los filleres. a) HL; b) FA; c) L



**Figura 4.6.** Esquema de la fabricación y metodología para determinar las propiedades reológicas de los másticos bituminosos

Según estudios previos, la velocidad y el tiempo de mezclado varían en función del proceso de digestión y/o eliminación de aire, oscilando entre 5 y 30 minutos, con velocidades de 500 a 4500 rpm. En este estudio, se tomó como referencia el filler HL con la dosificación más alta ( $f/b = 1.25$ ) para definir el tiempo y la velocidad de mezclado, debido a su mayor concentración de masa. Se estableció un proceso de homogeneización a 1500 rpm durante 10-15 minutos, lo cual se encuentra dentro de los parámetros recomendados. Finalmente, la mezcla homogénea se deposita en moldes estandarizados de 8 mm y 25 mm para realizar las pruebas en el reómetro de corte dinámico (DSR), obteniendo un total de 17 tipos diferentes de muestras de mástico asfáltico.

#### 4.2.5 Mezcla Bituminosa

Se diseñaron mezclas bituminosas semidensas con granulometría AC16S (ver Figuras 4.7 y 4.8) para su evaluación mediante ensayos de compresión uniaxial, en cumplimiento con las especificaciones técnicas del PG-3. Las muestras AC fueron fabricadas siguiendo el proceso convencional, manteniendo una temperatura de 153°C.

La muestra de referencia consistió en una combinación de ligante B50/70 con filler calizo L en una relación  $f/b$  de 1:1. Posteriormente, se fabricaron mezclas bituminosas utilizando filleres FA y HL, de acuerdo con los criterios de  $f/b$  establecidos en el Capítulo 7.

El diseño y la determinación del contenido óptimo de ligante (OBC) para la muestra de referencia se realizaron siguiendo el método Marshall, obteniéndose un porcentaje óptimo de ligante del 5.0% sobre el árido. Las muestras Marshall fueron fabricadas con un diámetro de 101.6 mm y una altura de 65 mm, aplicando 75 golpes de compactación por cada lado.

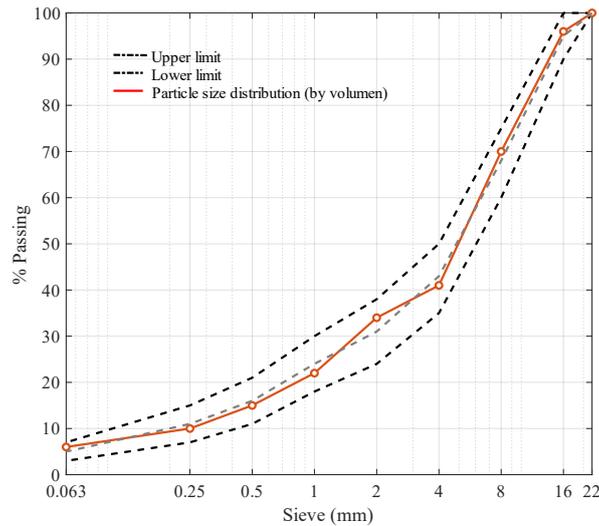


Figura 4.7. Curva de Diseño para mezclas AC16S



Figura 4.8. Probetas de mezclas bituminosas AC16S

### 4.3 Metodología

#### 4.3.1 Ensayo de Reómetro de Corte Dinámico (DSR)

Las propiedades viscoelásticas lineales (LVE) se determinaron mediante ensayos con reómetro de corte dinámico (DSR). Se aplicó el ajuste de la curva maestra para el módulo complejo  $|G^*|$  y el ángulo de fase  $\delta$ . Los valores de  $|G^*|$  y  $\delta$  se obtuvieron utilizando dos placas paralelas de geometría conocida. El barrido de temperatura del ensayo abarcó desde los 10°C hasta los 70°C. Se empleó una placa de 25 mm de diámetro para el intervalo de temperatura de 30°C a 70°C, y una placa de 8 mm para el intervalo de 10°C a 30°C. A 30°C, los resultados de ambos rangos fueron promediados, obteniéndose una diferencia inferior al 5%. El ensayo oscilante se llevó a cabo a 10 frecuencias, en un rango de 0,1 a 30 Hz, con una deformación sinusoidal controlada del 0,1% [183,184].

Las curvas maestras se emplean para analizar la relación entre la temperatura y la frecuencia de carga en dos dimensiones, facilitando la comprensión de la susceptibilidad del material a estas variables. Para ello, se utiliza un ajuste de curva maestra mediante la técnica de superposición tiempo-temperatura, aplicada a los valores de  $|G^*|$  y  $\delta$ . La ecuación que define las curvas maestras se presenta en la ecuación 4.1 [185].

$$\log(G^*) = \lambda + \frac{\mu}{1 + e^{\varphi - \phi \cdot \log(\omega_r)}} \quad (4.1)$$

donde,  $\lambda$  es la asíntota inferior,  $\mu$  es la diferencia entre los valores de la asíntota superior e inferior,  $\varphi$  es el punto de inflexión,  $\phi$  es la pendiente y  $\omega_r$  es la frecuencia reducida.

Además, se define un índice ( $I_{mástico}$ ) para proporcionar una interpretación de los resultados y cuantificar la variación del aumento de rigidez producto de la masa de los filleres. La variable  $I_{mástico}$  (ver Ecuación 4.2) es sólo un indicador propuesto para obtener los rangos de posibles valores de  $G^*$  provocados por el tipo de filler para una  $\omega_r$ . El objetivo es únicamente calcular el valor máximo y mínimo de  $G^*$  al variar la concentración, con respecto a su dosificación inferior.

$$I_{Mastic} = \int_{\alpha}^{\alpha+\lambda} \left[ \log \frac{G^*(\omega_r, f/b=1.25)}{G^*(\omega_r, f/b=0.50)} - \log G^*(\omega_r, f/b=0.50) \right] d\omega_r \quad (4.2)$$

El fundamento teórico se basa únicamente en el principio de superposición tiempo-temperatura, definido por la Ecuación 4.1 para las concentraciones extremas (f/b 0,50 y 1,25). La diferencia del área bajo la curva se calcula mediante una integral definida y calculada con MATLAB© para cada curva, obteniéndose un dominio de rigidez por tipo de filler utilizado.

#### 4.3.2 Estrés Múltiple de Fluencia y Recuperación (MSCR)

La prueba MSCR se realiza para el ligante base y los másticos bituminosos a una temperatura de prueba de 40°C, 50°C, 60°C, 70°C y 80°C realizando 20 ciclos continuos de carga y descarga con una placa de 25 mm de diámetro en el DSR (AASHTO T 350). La carga se fija con un par de 0,1 kPa para acondicionar las probetas y después a 3,2 kPa para provocar daños en la probeta [186,187].

El fenómeno de fluencia se fija con un tiempo de 1s y la recuperación se prolonga 9s. Los dos parámetros del ensayo MSCR son la deformación no recuperable ( $J_{nr}$ ) y el porcentaje de recuperación ( $R$ ) (AASHTO M 332). Los parámetros anteriores establecen criterios para evaluar la deformación de fluencia y la capacidad de recuperación de las muestras mediante las **Ecuaciones 4.3 y 4.4**, respectivamente [29]:

$$J_{nr}(1/kPa) = \frac{1}{10} \sum_{i=1}^{10} \frac{\gamma_{n_i} - \gamma_{0_i}}{\sigma} \quad (4.3)$$

$$R(\%) = \frac{1}{10} \sum_{n=1}^{10} \frac{\gamma_{p_i} - \gamma_{n_i}}{\gamma_{p_i} - \gamma_{0_i}} \quad (4.4)$$

donde  $\gamma_0$  representa el esfuerzo cortante al inicio del ciclo,  $\gamma_p$  es el punto de deformación más significativa tras 1 s de carga y  $\gamma_n$  representa el esfuerzo no recuperable al final del primer ciclo. Así, se obtienen cuatro parámetros ( $R_{0.1}$ ,  $J_{nr 0.1}$ ,  $R_{3.2}$  y  $J_{nr 3.2}$ ) que indican la media estándar de cada fenómeno para las dos magnitudes de carga.

#### 4.3.3 Ensayo de Barrido Lineal de Amplitud (LAS)

El Ensayo LAS se desarrolla según la normativa AASHTO TP 101 para predecir la vida de fatiga bajo cargas cíclicas de ligante convencional y modificado a temperaturas de ensayo de 20°C y 25°C. Se utiliza el DSR en placas paralelas de diámetro 8 mm y una separación de 2 mm [186]. El ensayo se ejecuta en dos etapas, la primera consiste en aplicar un barrido de frecuencias de 0,2Hz a 30Hz a una deformación constante de 0,1%, con el objetivo de conocer las propiedades viscoelásticas lineales, la segunda parte somete la muestra a un barrido de deformaciones crecientes de 0,1-30% a una frecuencia de 10 Hz, con el objetivo de evaluar la acumulación de daño en el material.

Se calcula el parámetro de desempeño a fatiga del ligante  $N_f$  al realizar el análisis de Daño Continuo Viscoelástico (VECD) a través de las **Ecuaciones 4.5 a 4.10** [60,188].

$$\frac{ds}{dt} = \left( -\frac{\partial W^R}{\partial S} \right)^\alpha \quad (4.5)$$

$$D(t) \cong \sum_{i=1}^N [\pi \gamma_0^2 (C_{i-1} - C_i)]^{\frac{\alpha}{1+\alpha}} (t_i - t_{i-1})^{\frac{1}{1+\alpha}}, \quad (4.6)$$

$$N_f = A \cdot (\gamma_{max})^{-B} \quad (4.7)$$

$$A = \frac{f \cdot (D_f)^k}{k(\pi C_1 C_2)^\alpha} \quad (4.8)$$

$$k = 1 + (1 - C_2)\alpha \quad (4.9)$$

$$B = 2\alpha \quad (4.10)$$

Donde la **Ecuación 4.5** representa la variación de daño, que se simplifica en la variable  $D(t)$  que es el daño en el tiempo.  $N_f$  es el número de ciclos hasta el fallo y es un parámetro de vida a fatiga,  $\gamma_{max}$  es la deformación máxima,  $D_f$  es el daño por fatiga al alcanzar el esfuerzo máximo,  $A$  y  $B$  son constantes dependientes del material,  $\alpha$  se determina a través del barrido de frecuencia, y por último  $C_1$  y  $C_2$  son coeficientes de ajuste de curvas.

#### 4.3.4 Ensayo de Energía de Fluencia de los ligantes (BYET)

La prueba BYET se realiza según la normativa AASHTO TP-123 a muestras a 20°C y 25°C en el DSR en platos de 8 mm y separación de 2 mm [189]. Se aplica una carga monótona de tasa de deformación constante de 2.315% s<sup>-1</sup>, registrando la tensión y deformación en el tiempo. Se obtienen dos parámetros relevantes relacionados al comportamiento de fatiga; la energía de fluencia y la deformación en el esfuerzo cortante máximo. La energía de fluencia se cuantifica como el área bajo la curva tensión-deformación hasta el máximo esfuerzo cortante (ver **Ecuación 4.11**). Este ensayo se utiliza como indicador de rendimiento de fatiga del ligante a temperaturas intermedias [190,192].

$$E_R = A + \sum_{i=1}^N \left( \frac{\tau_i + \tau_{i-1}}{2} \right) (\gamma_i - \gamma_{i-1}) \quad (4.11)$$

donde  $\tau$  es el esfuerzo cortante;  $\gamma$  es la deformación alcanzada;  $A$  es el área del primer punto máximo bajo la curva esfuerzo-deformación.

#### 4.3.5 Fluencia y Recuperación en Mezclas Bituminosas

El ensayo de fluencia y recuperación estática uniaxial se llevó a cabo utilizando la máquina universal de ensayos (UTM) para mezclas bituminosas a diferentes temperaturas, frecuencias de carga y números de ciclo.

En primer lugar, se determinó una deformación permanente del material mediante una carga constante de 5kN dentro de un periodo establecido de 10 minutos, para una variación de temperatura de -10°C, 5°C, 20°C y 35°C. En segundo lugar, se estableció una temperatura fija de 20°C, variando la carga monótona desde 3 kN, 4 kN, 5 kN y 6 kN. Por último, se establece un ensayo de 10 ciclos de carga-descarga para una carga monótona constante de 5 kN a 20°C, 30°C y 40°C [256].



## **5. MODELO REOLÓGICO DE VISCOELASTICIDAD**



## 5 Modelo Reológico de viscoelasticidad

### 5.1 Introducción

En la actualidad, las mezclas bituminosas se caracterizan mediante diversos modelos reológicos, siendo el modelo de Burgers, o modelo de los cuatro elementos, uno de los más utilizados. Sin embargo, este modelo presenta limitaciones para describir con precisión las deformaciones específicas que se producen en la mezcla, el mástico y el ligante bituminoso, ya que no distingue de manera adecuada las propiedades de los diferentes materiales que la componen.

Con el fin de superar estas limitaciones, se ha desarrollado un modelo mecánico basado en la viscoelasticidad fraccionaria, que introduce una diferenciación numérica entre los materiales de la mezcla bituminosa. Este enfoque permite individualizar las propiedades elásticas y viscosas de cada componente. Es importante destacar que, para fundamentar las hipótesis presentadas en el Capítulo 3, se requiere un análisis detallado del uso del cálculo fraccional en el ámbito de la reología aplicada a las mezclas y ligantes bituminosos. Esto facilitará la comprensión de las ecuaciones y los fenómenos viscoelásticos asociados a la mezcla.

### 5.2 Calculo Fraccionario

#### 5.2.1 Notación de operadores e identidades fundamentales

El desarrollo matemático del modelo se basa en el uso de ecuaciones diferenciales fraccionarias. La comprensión de las derivadas e integrales fraccionarias requiere un alto nivel de abstracción, comenzando con la interpretación de los operadores matemáticos. Para ilustrar este concepto, consideremos dos operadores: el operador de cuadrado ( $S$ ) y el operador de raíz cuadrada ( $R$ ), los cuales actúan sobre números reales positivos y producen resultados también en el conjunto de los números reales.

$$\begin{aligned} S: a &\rightarrow a^2 \\ R: a &\rightarrow \sqrt{a} \end{aligned} \quad (5.1)$$

Con  $a$  perteneciente a  $\mathbb{R}^+$ ,  $S$  y  $R$  a operaciones inversas, por lo que se deduce:

$$\begin{aligned} S \circ R(a) &= \sqrt{a}^2 = a \\ R(a) &= S^{-1}(a) \Rightarrow R = S^{-1} \end{aligned} \quad (5.2)$$

Donde  $\circ$  es el operador de composición. Asimismo, la aplicación repetida de un operador puede expresarse de la siguiente manera:

$$S \circ S(a) = S^2, \quad (5.3)$$

o, en general:

$$S^n(a) = S_1 \circ S_2 \dots \circ S_n(a), \quad (5.4)$$

La diferenciación y la integración son también operadores que están definidos en un intervalo  $\Omega$ , por ejemplo  $\Omega = (0,1)$  es decir,

$$D: f(x) \rightarrow \frac{d}{dx} f(x) \quad (5.5)$$

$$I: f(x) \rightarrow \int_0^x f(s) ds$$

$I$  y  $D$  son operaciones inversas. Además, aplicando  $I$  dos veces se formula de la siguiente manera:

$$I^2 f(x) = I \circ I f = \int_0^x \int_0^y f(s) ds dy \quad (5.6)$$

Además, se puede generalizar para un número arbitrario de aplicaciones  $n \in \mathbb{N}$ . La fórmula de *Cauchy* para la integración repetida es [193]:

$$I^n f(x) = \frac{1}{(n-1)!} \int_0^x [x-s]^{n-1} f(s) ds \quad (5.7)$$

Según la regla de *Lagrange* para los operadores diferenciales, al aplicar el operador derivada  $n$  veces sobre una integral de orden  $n-k$  se obtiene la derivada de orden  $k$ , es decir [194]

$$D^k f(x) = D^n I^{n-k} f(x) \quad (5.8)$$

Que se define utilizando [195]:

$$D^k f(x) = \frac{1}{(n-k-1)!} \frac{d^n}{dx^n} \int_0^x [x-s]^{n-k-1} f(s) ds \quad (5.9)$$

Las Ecuaciones (5.7) y (5.9) constituyen una base adecuada para desarrollar el cálculo fraccionario.

### 5.2.2 Derivada Fraccionaria de Riemann-Liouville

El objetivo es reemplazar  $k \in \mathbb{N}$  en la Ecuación (5.9) por algún número  $a \in \mathbb{R}^+$ . No obstante, para lograrlo es necesario sustituir la factorial presente en (5.9), ya que este está definido únicamente para números naturales.

Para encontrar un sustituto adecuado de la factorial  $(n-1)!$  se define el siguiente problema de interpolación. Se busca una función  $g(x)$  con propiedades de interpolación, es decir  $g(x=n) = (n-1)!$  Si  $n \in \mathbb{N}$ . Además, de propiedades recursiva, es decir,  $g(1) = 1$ , donde  $g(x+1) = x \cdot g(x)$ , debido a que factorial es recursivo.

La ausencia de una solución única para este tipo de problema de interpolación exige la inclusión de la condición de que  $\ln g(x)$  sea una función convexa. De esta condición se deduce que  $g(x)$  debe ser equivalente a la función Gamma  $\Gamma(x)$  (ver Ecuación (5.10)) [196].

$$\Gamma(x) = \int_0^{\infty} t^{x-1} e^{-t} dt, \quad \text{Re}(x) > 0 \quad (5.10)$$

Esta integral puede ser extendida a todo el plano complejo, excluyendo los enteros negativos y el cero. Entonces, si  $x \in \mathbb{Z}^+$  se puede expresar como  $\Gamma(x) = (x-1)!$ . Ahora, al sustituir  $k$  por

$1 - \alpha$  con  $\alpha \in (0,1)$ . En este caso,  $n = 1$ , y la factorial  $(n - k - 1)!$  Es remplazado primero por  $\Gamma(1 - k)$ , y finalmente por  $\Gamma(\alpha)$ , es decir [197]:

$$D^{1-\alpha} f(x) = \frac{1}{\Gamma(\alpha)} \frac{d}{dx} \int_0^x [x-s]^{\alpha-1} f(s) ds \quad (5.11)$$

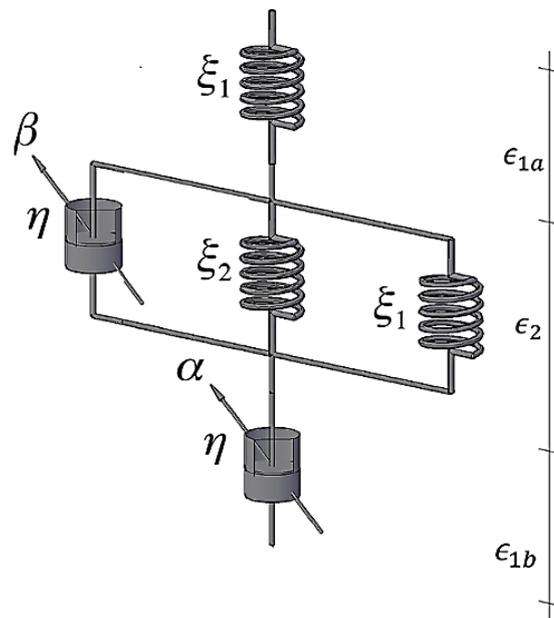
Lo que se conoce como derivada fraccionada de *Riemann-Liouville*.

### 5.3 Modelo Reológico de Viscoelasticidad para Mezclas, Másticos y Ligantes Bituminosos

El modelo mecánico de viscoelasticidad fraccionaria se plantea a partir de una partícula de árido rodeada de material bituminoso, representada como un elemento elástico (resorte) acoplado con un sistema elástico-viscoso en serie (resortes y amortiguadores).

El objetivo principal del modelo es analizar el comportamiento de las deformaciones en las mezclas bituminosas, distinguiendo claramente las propiedades reológicas del árido y del ligante bituminoso. Esta distinción facilita la comprensión de su respuesta ante diferentes ensayos mecánicos y los mecanismos de falla asociados.

En la Figura 5.1, se observa el modelo reológico a partir de la caracterización elástica del árido, el cual se representa a través de la constante  $\xi_2$ , seguido por las constantes elásticas  $\xi_1$  y viscosas  $\eta$  representativas del ligante bituminoso.



**Figura 5.1.** Modelo reológico de viscoelasticidad para mezclas bituminosas.

Para derivar la ecuación diferencial del modelo mecánico, es necesario sumar las deformaciones que ocurren en serie en cada uno de los elementos mecánicos involucrados [198]:

$$\epsilon = \epsilon_{1a} + \epsilon_2 + \epsilon_{1b} \quad (5.12)$$

Las deformaciones  $\epsilon_{1a}$  y  $\epsilon_{1b}$  corresponden al modelo de Maxwell y la ecuación de dicho modelo se presenta de forma fraccionaria sumando los elementos en serie [199-201]:

$$D_t^\alpha \epsilon_{1a+1b}(t) = \frac{1}{\xi_1} D_t^\gamma \sigma(t) + \frac{1}{\eta} \sigma(t) \quad (5.13)$$

De este modo, se establecen las derivadas fraccionarias  $\alpha$  y  $\gamma$  cuyos valores se encuentran en el rango de 0 a 1, para ajustar las ecuaciones clásicas del modelo de Maxwell. La segunda deformación  $\epsilon_2$  corresponde a una versión modificada del modelo de Kelvin-Voigt, que en su forma fraccionaria se describe en [202]:

$$D_t^\beta \epsilon_2(t) = \frac{1}{\eta} \sigma(t) - \frac{(\xi_1 + \xi_2)}{\eta} \epsilon_2 \quad (5.14)$$

Con ello se establecen las derivadas fraccionarias  $\beta$  que tienen un rango de valores posibles entre 0 y 1. Para obtener la ecuación diferencial del modelo se debe derivar con exponentes fraccionarios de la Ecuación (5.12). Resultando:

$$D_t^{\alpha+\beta} \epsilon(t) = D_t^{\alpha+\beta} \epsilon_{1a+1b} + D_t^{\alpha+\beta} \epsilon_2 \quad (5.15)$$

Las Ecuaciones (5.16) y (5.17), se derivan con respecto a los exponentes fraccionarios  $\beta$  y  $\alpha$  respectivamente, obteniendo:

$$D_t^{\alpha+\beta} \epsilon_{1a+1b}(t) = \frac{1}{\xi_1} D_t^{\gamma+\beta} \sigma(t) + \frac{1}{\eta} D_t^\beta \sigma(t) \quad (5.16)$$

$$D_t^{\alpha+\beta} \epsilon_2(t) = \frac{1}{\eta} D_t^\alpha \sigma(t) - \frac{(\xi_1 + \xi_2)}{\eta} D_t^\alpha \epsilon_2 \quad (5.17)$$

Reemplazando las Ecuaciones (5.16) y (5.17) en (5.15), se obtiene:

$$D_t^{\alpha+\beta} \epsilon(t) = \frac{1}{\xi_1} D_t^{\gamma+\beta} \sigma(t) + \frac{1}{\eta} D_t^\beta \sigma(t) + \frac{1}{\eta} D_t^\alpha \sigma(t) - \frac{(\xi_1 + \xi_2)}{\eta} D_t^\alpha \epsilon_2 \quad (5.18)$$

La Ecuación (5.18) depende de la deformación ocurrida por el arreglo en paralelo  $\epsilon_2$ . Para solucionar esto, se debe volver a la ecuación (5.12) y derivar con respecto a el exponente  $\alpha$ , obteniendo:

$$D_t^\alpha \epsilon = D_t^\alpha \epsilon_{1a+1b} + D_t^\alpha \epsilon_2 \quad (5.19)$$

Despejando y reemplazando la Ecuación (5.19) en (5.18):

$$D_t^\alpha \epsilon_2 = D_t^\alpha \epsilon - \frac{1}{\xi_1} D_t^\gamma \sigma(t) - \frac{1}{\eta} \sigma(t) \quad (5.20)$$

Posteriormente, se reemplaza:

$$D_t^{\alpha+\beta} \epsilon(t) = \frac{1}{\xi_1} D_t^{\gamma+\beta} \sigma(t) + \frac{1}{\eta} D_t^\beta \sigma(t) + \frac{1}{\eta} D_t^\alpha \sigma(t) - \frac{(\xi_1 + \xi_2)}{\eta} \cdot \left( D_t^\alpha \epsilon - \frac{1}{\xi_1} D_t^\gamma \sigma(t) - \frac{1}{\eta} \sigma \right) \quad (5.21)$$

Mediante arreglos algebraicos se obtiene la ecuación diferencial del modelo propuesto:

$$D_t^{\alpha+\beta} \epsilon + \psi_1 D_t^\alpha \epsilon = \psi_2 D_t^{\beta+\gamma} \sigma + \psi_3 \left[ D_t^\beta \sigma + D_t^\alpha \sigma \right] + \psi_4 D_t^\gamma \sigma + \psi_5 \sigma \quad (5.22)$$

Donde  $\psi_1$  es  $\frac{(\xi_1+\xi_2)}{\eta}$ ,  $\psi_2$  es  $\frac{1}{\xi_1}$ ,  $\psi_3$  es  $\frac{1}{\eta}$ ,  $\psi_4$  es  $\frac{(\xi_1+\xi_2)}{\xi_1\eta}$  y  $\psi_5$  es  $\frac{(\xi_1+\xi_2)}{\eta^2}$ .

### 5.3.1 Fenómeno de Fluencia

El fenómeno de fluencia aparece cuando el material está sujeto a un esfuerzo constante en un momento determinado por una función de carga de un solo paso  $\sigma = \sigma_0 H(t)$ , donde  $H(t)$  es la función de paso de la unidad Heaviside [203,204].

Para solucionar la Ecuación (5.22) se debe aplicar la transformada de Laplace  $\mathcal{L}$ , la cual se define como [205]:

$$\mathcal{L}(f(x)) = \int_0^{\infty} e^{-st} f(t) dt = \hat{F}(s) \quad (5.23)$$

Para derivadas de orden entero la transformada de Laplace debe cumplir con una propiedad importante, la cual queda expresada a continuación:

$$\mathcal{L}\{D^\lambda f(t)\} = s^\lambda \hat{f}(s) - \sum_{k=0}^{m-1} s^k D^{(\lambda-k-1)} f(0) \quad (5.24)$$

Asimismo, la transformada de Laplace para derivadas fraccionarias se define por:

$$\mathcal{L}\left\{\frac{d^\alpha f(t)}{dt^\alpha}\right\} = s^\alpha \mathcal{L}\{\hat{f}(s)\} - \sum_{k=0}^{m-1} s^k \left[\frac{d^{\alpha-m-1} f(t)}{dt^{\alpha-m-1}}\right]_{t=0} \quad (5.25)$$

Para que se haga válida la transformada de Laplace, se debe cumplir que la variable  $t$  se encuentre entre  $0 < t < \infty$ . No obstante, se puede simplificar la ecuación anterior si para todo  $\alpha$ , existe un  $n$  que es entero de la siguiente manera  $n - 1 < \alpha < n$ , con ello la fórmula anterior se reduce a lo siguiente:

$$\mathcal{L}\left[\frac{d^\alpha f(t)}{dt^\alpha}\right] = s^\alpha \hat{f}(s) \quad (5.26)$$

Sustituyendo la Transformada de Laplace en la Ecuación (5.22), se obtiene:

$$\hat{\epsilon}(s) \left[ s^{\alpha+\beta} + \frac{M}{\eta} s^\alpha \right] = \hat{\sigma}(s) \left[ \frac{1}{\xi_1} s^{\gamma+\beta} + \frac{1}{\eta} s^\beta + \frac{1}{\eta} s^\alpha + \frac{M}{\xi_1\eta} s^\gamma + \frac{M}{\eta^2} \right] \quad (5.27)$$

Realizando arreglos algebraicos, se obtiene:

$$\hat{\epsilon}(s) = \left[ \frac{s^{\gamma-\alpha}}{\xi_1} + \frac{s^{-\alpha}}{\eta} + \frac{1}{\eta(s^\beta + \frac{M}{\eta})} \right] \frac{\sigma_0}{s} \quad (5.28)$$

Para predecir la fluencia, se utiliza la función de Mittag-Leffler, una generalización de la función exponencial. Su aplicación en las ecuaciones diferenciales fraccionarias es

fundamental debido a su relevancia en la descripción precisa de fenómenos viscoelásticos [206].

$$E_{\alpha,\beta}(t) = \sum_{k=0}^{\infty} \frac{t^{(k+\frac{\beta-1}{\alpha})}}{\Gamma(\alpha k + \beta)}, \quad \forall \alpha, \beta \in \mathbb{R}^+, k \in \mathbb{C} \quad (5.29)$$

Para efectos prácticos del fenómeno de fluencia, la función de interés viene dada por la forma  $t = -at^\alpha$ , obteniendo la siguiente expresión [207]:

$$E_\alpha[-at^\alpha] = \sum_{k=0}^{\infty} \frac{-a^k t^{k\alpha}}{\Gamma(k\alpha + 1)}, \quad \alpha > 0 \quad (5.30)$$

La Transformada de Laplace inversa de la función Mittag-Leffler se define por [208]:

$$\mathcal{L}\{E_\alpha[-at^\alpha]\} = \frac{s^\alpha}{s(s^\alpha + a)} \quad (5.31)$$

Finalmente, aplicando la Transformada inversa de Laplace se obtiene la Ecuación de Fluencia (5.32) [209,2010]:

$$F_{mezcla\ bituminosa}(t) = \frac{\sigma_0}{\xi_1} + \frac{\sigma_0}{\eta} \frac{t^\alpha}{\Gamma(\alpha + 1)} + \frac{\sigma_0}{\eta} t^\beta \sum_{k=0}^{\infty} \frac{(-\frac{M}{\eta} t^\beta)^k}{\Gamma(\beta + 1 + \beta k)} \quad (5.32)$$

La función de fluencia es aplicable a mezclas y másticos bituminosos, ya que hace la dotación de un conjunto de áridos limitado por un material aglomerante. Para el caso de un ligante bituminoso, se debe considerar el modelo propuesto sin el resorte que simboliza el conjunto de áridos  $\xi_2$ . De esta manera, la Ecuación de Fluencia para ligantes bituminosos se define como:

$$F_{Ligante\ Bituminoso}(t) = \frac{\sigma_0}{\xi_1} + \frac{\sigma_0}{\eta} \frac{t^\alpha}{\Gamma(\alpha + 1)} + \frac{\sigma_0}{\eta} t^\beta \sum_{k=0}^{\infty} \frac{(-\frac{\xi_1}{\eta} t^\beta)^k}{\Gamma(\beta + 1 + \beta k)} \quad (5.33)$$

El modelo para ligantes bituminosos sin el resorte en su interior difiere del modelo de Burgers, ya que este solo denota dos variables reológicas propias del material  $\xi_1$  y  $\eta$ .

### 5.3.1.1 Fenómeno de Fluencia para Calculo Clásico

Para demostrar que la Ecuación (5.32) converge a la solución clásica cuando  $\alpha$  y  $\beta$  obtienen el valor de 1. Para ello, se individualiza el tercer termino de (5.32) y se denomina  $F_3(t)$  al último miembro de la función fluencia:

$$F_3(t) = \frac{\sigma_0}{\eta} t^\beta \sum_{k=0}^{\infty} \frac{(-\frac{M}{\eta} t^\beta)^k}{\Gamma(\beta + 1 + \beta k)} \quad (5.34)$$

Implementando manipulaciones algebraicas, la función se expresa tomando en cuenta la factorial de  $k$ :

$$\sum_{k=0}^{\infty} \frac{\left(-\frac{M}{\eta}\right)^k}{k!} \frac{k!}{\Gamma(\beta + 1 + \beta k)} t^{\beta} t^{\beta k} \quad (5.35)$$

Se sabe que  $k!$  se puede dejar expresado utilizando la función  $\Gamma(\cdot)$  [211]:

$$\sum_{k=0}^{\infty} \frac{\left(-\frac{M}{\eta}\right)^k}{k!} \frac{\Gamma(k + 1)}{\Gamma(\beta + 1 + \beta k)} t^{\beta} t^{\beta k} \quad (5.36)$$

Una propiedad de la función  $\Gamma(\cdot)$ , es que el cociente entre la función gamma producto de una variable  $t$ , origina la siguiente ecuación [212]:

$$\sum_{k=0}^{\infty} \frac{\left(-\frac{M}{\eta}\right)^k}{k!} I^{\beta} t^{\beta k} \quad (5.37)$$

De esta manera, aparece la función exponencial  $f(t) = e^{at}$ , la cual se deja expresada como una serie de Maclaurin, siempre que sea mayor que 0. Dado que en este caso  $\beta$  para cualquier valor es mayor a 0, se puede dejar expresado como la integral de Riemann-Liouville:

$$I^{\beta} e^{-\psi t^{\beta}} = \frac{1}{\Gamma(\beta)} \int_0^t (t - \tau)^{\beta-1} e^{-\psi \tau^{\beta}} d\tau \quad (5.38)$$

Sustituyendo la ecuación (5.38) en (5.32):

$$F(t) = \frac{\sigma_0}{\xi_1} \frac{t^{\alpha-\gamma}}{\Gamma(\alpha - \gamma + 1)} + \frac{\sigma_0}{\eta} \frac{t^{\alpha}}{\Gamma(\alpha + 1)} + \frac{\sigma_0}{\eta} \frac{1}{\Gamma(\beta)} \int_0^t (t - \tau)^{\beta-1} e^{-\frac{M}{\eta} \tau^{\beta}} d\tau \quad (5.39)$$

Al considerar que  $\alpha$ ,  $\beta$  y  $\gamma = 1$ , se demuestra que la fluencia para ecuaciones diferenciales clásicas es:

$$F(t) = \frac{\sigma_0}{\xi_1} + \frac{\sigma_0 t}{\eta} + \frac{\sigma_0}{M} \left[ 1 - e^{-\frac{M}{\eta} t} \right] \quad (5.40)$$

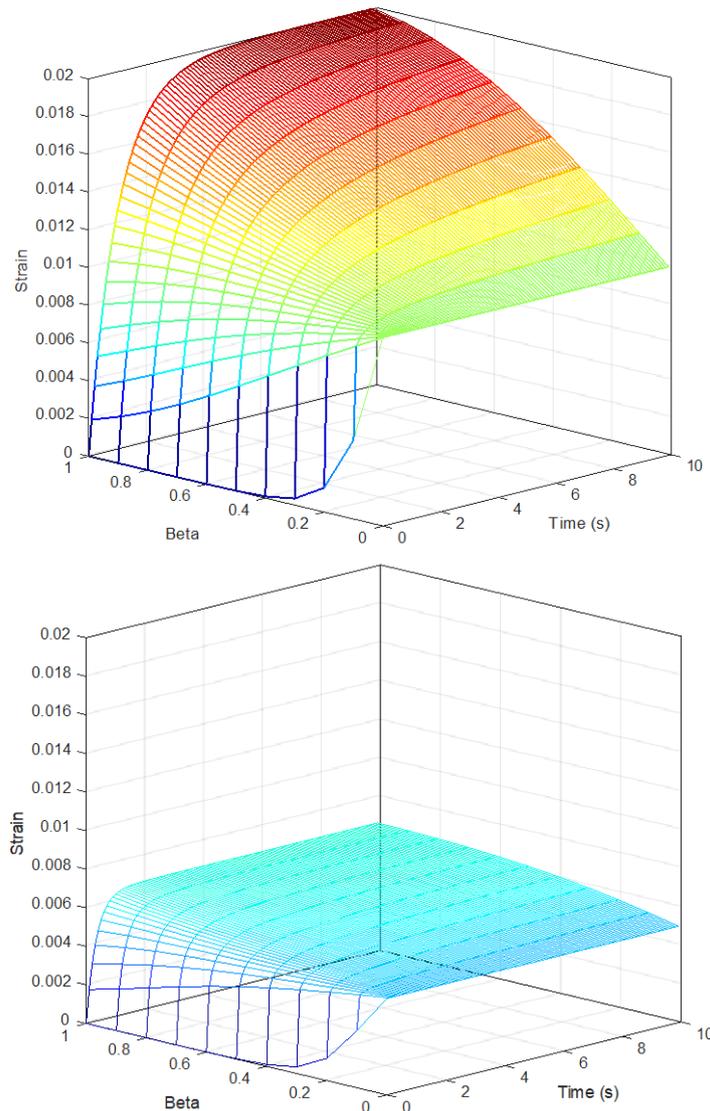
### 5.3.1.2 Parámetro Fraccionario $\beta$

El parámetro  $\beta$  representa un cambio en el estado de la mezcla bituminosa, interpretando físicamente la transformación del estado elástico a viscoso [213]. Su dominio matemático está limitado en su parte inferior por el valor 0 hasta alcanzar un valor máximo de 1.

A partir de ello, se deduce de manera mecánica que el modelo presenta en su estado de viscoelasticidad no lineal recuperable dos resortes ( $\xi_1$  y  $\xi_2$ ) y un amortiguador en paralelo ( $\eta$  y  $\beta$ ), mostrando ciertas diferencias con respecto al modelo de Burgers. A partir de esto, se establecen dos hipótesis:

- (1) El modelo propuesto se caracteriza por una modificación en la curvatura viscoelástica no lineal recuperable, la cual considera el segundo salto elástico relacionado a la mezcla bituminosa en su totalidad.

- (2) El intervalo deformación-tiempo del modelo para el sistema en paralelo, hace distinción sobre la diferenciación del cálculo fraccionario  $\beta$ .



**Figura 5.2.** Análisis de Parámetro  $\beta$ : a) Para el modelo de Burgers; b) Nuevo modelo propuesto

Para dar una respuesta más exacta a las hipótesis planteadas, se compara el modelo de Burgers (clásico) con el nuevo modelo propuesto. Para ello, se proponen parámetros determinados de elasticidad y viscosidad, siendo una elasticidad  $\xi_1=50$  (kPa/mm) para el ligante,  $\xi_2=100$  (kPa/mm) para el árido y una viscosidad  $\eta=50$  (kPa·s/mm) para el ligante.

En la Figura 5.2 se muestra de manera paramétrica, como el exponente fraccionario adquiere diferentes curvas al variar el rango de  $\beta$ , tanto para el modelo de Burgers como el modelo propuesto en la presente investigación.

A partir de los resultados obtenidos, se observan diferencias claras entre ambos modelos. Cuando el parámetro  $\beta$  alcanza valores cercanos a 0, el ligante resiste determinadas cargas y su transición al estado viscoso es nula. Desde el punto de vista mecánico, este comportamiento corresponde a un resorte, en vez de un amortiguador, quedando el modelo comprendido por tres resortes en paralelo. Por el contrario, si el parámetro  $\beta$  alcanza valores cercanos a 1, el ligante comienza a mostrar un comportamiento próximo a un material

viscoelástico con crecimiento exponencial, creándose un modelo con dos resortes y un amortiguador en paralelo.

La Figura 5.2a (modelo de Burgers) alcanza deformaciones de 0.02mm, mientras que con el nuevo modelo propuesto (Figura 2b) el valor máximo de deformación no supera los 0.007mm. Lo anterior, se debe a la diferenciación realizada por la individualización entre el árido y el ligante. El modelo de Burgers presenta un punto de inflexión, donde su deformación es 0.01 mm, siendo el salto elástico para  $\beta = 0$ ; En cambio, el nuevo modelo alcanza un valor de 0.005 mm, ya que suma la elasticidad del complemento árido  $\xi_2$ .

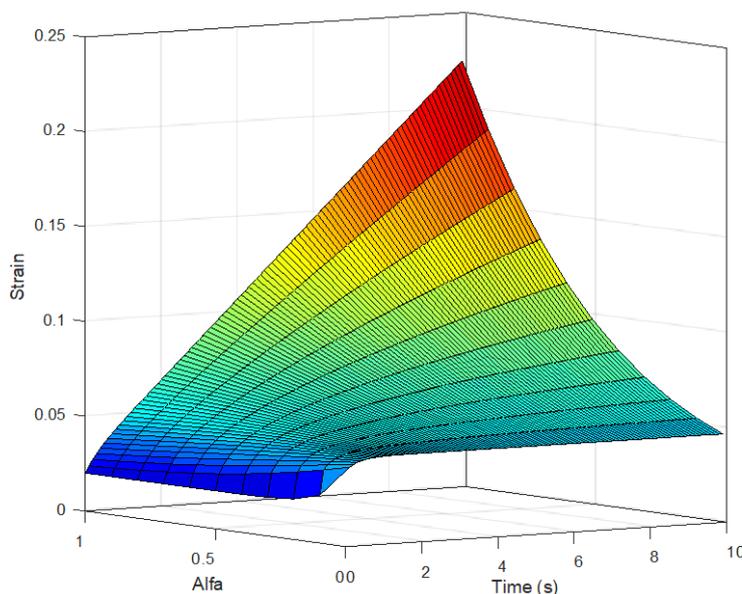
Sin embargo, es importante indicar, que cada parámetro  $\beta$  será diferente para los distintos ligantes, temperaturas y frecuencias de ensayo, sintetizando que estos modelos se basan en valores supuestos que se establecen para la propia simulación.

Por lo tanto, se comprueba que la mayor diferencia entre ambos modelos se basa en el tiempo de relajación, ya que posee una suma de elasticidades que condiciona una deformación (con valores de pendientes cercanas a la viscosidad propuesta). Por su parte, el modelo propuesto en esta investigación, presenta la curva con una tendencia paralela típica de un material elástico, representando de esta forma la participación del árido en la mezcla bituminosa.

### 5.3.1.3 Parámetro Fraccionario $\alpha$

El parámetro  $\alpha$  corresponde al último amortiguador del modelo, tanto para el modelo de Burgers como para el nuevo modelo [214]. Este elemento indica la última fase del fenómeno de fluencia, demostrando que su estado final nunca será el de un fluido newtoniano debido a la dependencia del árido.

Para ejemplificar el módulo de fluencia desde el punto de vista del parámetro  $\alpha$ , se determina un valor supuesto para el parámetro  $\beta$ . Con ello, se representa la fluencia del material, simulando la variación que puede alcanzar este parámetro. Se propone un valor de  $\beta$  igual a 1, simulando que el ligante sufre una transformación viscoelástica posterior al salto elástico mediante un sistema resorte-amortiguador (Figura 5.3).



**Figura 5.3.** Análisis del parámetro  $\alpha$ , módulo de fluencia modelo propuesto.

Las curvas obtenidas confirman que el parámetro  $\alpha$  actúa cuando el material comienza a deformarse con pendiente constante. Se observa un salto elástico con una deformación inicial de 0.02 mm, para un valor de  $\alpha = 1$ , lo que da lugar a una deformación final de 0.2247 mm tras 10 segundos.

Por otro lado, cuando  $\alpha$  toma valores más bajos (valor 0), la deformación instantánea aumenta. Esto se debe a la transformación del exponente fraccionario ya que un valor de  $\alpha = 0$  representa un comportamiento puramente elástico, similar a un resorte. En este caso, se observan dos saltos instantáneos en la deformación, con un valor inicial de 0.04 mm, seguido de un crecimiento lineal hasta un valor máximo de 0.0467mm. Este crecimiento es independiente del tiempo  $t$ .

### 5.3.2 Fenómeno de Recuperación

El fenómeno de recuperación comienza cuando el esfuerzo  $\sigma_0$  inicial aplicado al material se libera [214]. Esta recuperación dependiente del tiempo es una característica de cada material y depende del tipo de carga que se aplique como de la variación a la que se somete la muestra de material [215].

En un experimento, cuando la carga aplicada superaba el límite elástico, la muestra se vuelve plástica, modificando sus propiedades físicas. Para describir este proceso, es necesario considerar la ecuación diferencial fraccionaria (5.22), eliminando el concepto de tensión inicial  $\sigma_0 = 0$ . Sin embargo, surge una controversia, ya que no es fácil entender cómo funcionan las ecuaciones fraccionarias cuando las condiciones iniciales no son cero. Además, aplicar la Transformada de Laplace es complicado, ya que no existe un significado físico para tales condiciones iniciales.

Después de aplicar la transformada de Laplace, la Ecuación (5.22) se convierte en:

$$\hat{\epsilon}(s) \left[ s^{\alpha+\beta} - \sum_{k=0}^{m-1} s^{\beta+\alpha-k-1} \epsilon^k(0) + \frac{M}{\eta} s^{\alpha} - \sum_{k=0}^{m-1} s^{\beta-k-1} \epsilon^k(0) \right] = 0 \quad (5.41)$$

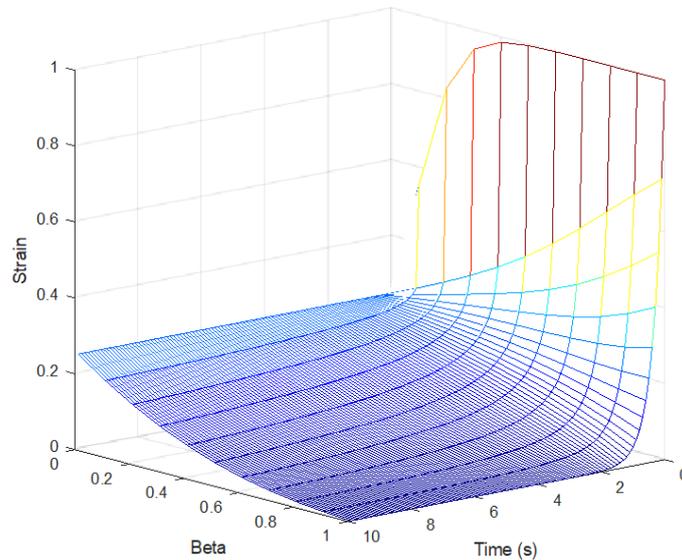
donde  $\alpha$  y  $\beta$  adoptan valores comprendidos entre  $m - 1$  y  $m$ , siendo  $m$  el número entero más próximo al valor de  $a$  o  $b$ . Analizando la ecuación (5.41), y utilizando primero el modelo de Maxwell y luego el de Kelvin-Voigt modificado, da las siguientes ecuaciones, respectivamente [216]:

$$\hat{\epsilon}(s) s^{\alpha} - \sum_{k=0}^{m-1} s^{\alpha-k-1} \epsilon^k(0) = 0 \quad (5.42)$$

$$\hat{\epsilon}(s) s^{\beta} - \sum_{k=0}^{m-1} s^{\beta-k-1} \epsilon^k(0) + \frac{M}{\eta} \hat{\epsilon}(s) = 0 \quad (5.43)$$

Los parámetros fraccionarios pueden alcanzar valores máximos de 1, por lo que  $m - 1 = 0$ . Por lo tanto, las sumas en las ecuaciones se cancelan y sólo quedan las condiciones iniciales de deformación. Esta deformación inicial se define como  $\epsilon_M^0$  para el sistema conectado en paralelo. Se puede expresar la fase de recuperación del modelo viscoelástico añadiendo el salto elástico del modelo de Maxwell, denotado como  $\epsilon_{\infty}^0$ , lo que resulta [217]:

$$\varepsilon_{\text{Mezcla bituminosa}}(t) = \varepsilon_M^0(0) \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\left(-\frac{M}{\eta} t^\beta\right)^k}{\Gamma(1 + \beta k)} + \varepsilon_\infty^0(0) \quad (5.44)$$



**Figura 5.4.** Análisis del parámetro  $\beta$ , módulo de recuperación modelo propuesto.

La ecuación (5.44) explica cómo el material se recupera de la deformación al retirar la carga. La serie infinita de (5.44) se reconoce como la función clásica de Mittag-Leffler. Si el parámetro  $\beta = 1$ , la ecuación (5.44) resulta en una exponencial decreciente, que es típica de un material viscoelástico. Esta función comienza en un tiempo  $t=0$ , pero cuando se estudia el fenómeno completo de fluencia-recuperación debe definirse un tiempo inicial arbitrario.

La Figura 5.4 muestra la función Mittag-Leffler para el fenómeno de recuperación. Cuando el valor de  $\beta$  tiende a 0, el modelo se convierte en un resorte puro que indica un tiempo de recuperación constante, lo que no es típico del material asfáltico.

De forma análoga, se define la función recuperación para ligantes bituminosos:

$$\varepsilon_{\text{ligante bituminoso}}(t) = \varepsilon_M^0(0) \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\left(-\frac{\xi_1}{\eta} t^\beta\right)^k}{\Gamma(1 + \beta k)} + \varepsilon_\infty^0(0) \quad (5.45)$$

### 5.3.3 Fenómeno de Relajación

El fenómeno de relajación se origina cuando el material es sometido a una deformación constante [218]. Para describir este fenómeno, se utiliza una deformación constante  $\epsilon = \epsilon_0 H(t)$  para cualquier momento  $t$  [219]. Para describir el proceso de relajación, la deformación se modela sumando en serie las contribuciones de relajación de los distintos modelos. Esto ocurre cuando el material comienza a comportarse según el modelo de Maxwell y el modelo de Kelvin-Voigt modificado. En el dominio de Laplace, se obtiene la siguiente expresión: [220]:

$$\frac{\hat{\sigma}(s)}{\epsilon_0} = \frac{M}{s} + \frac{\eta}{s^{1-\beta}} + \xi_1 \frac{s^\alpha}{s(s^\alpha + \tau)} \quad (5.46)$$

Al aplicar la Transformada inversa de Laplace, se obtiene el módulo de relajación dependiente del tiempo.

$$R(t) = M + \eta \frac{t^{-\beta}}{\Gamma(1-\beta)} + \xi_1 \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\left(-\frac{M}{\eta} t^{\alpha}\right)^k}{\Gamma(1+\alpha k)} \quad (5.47)$$

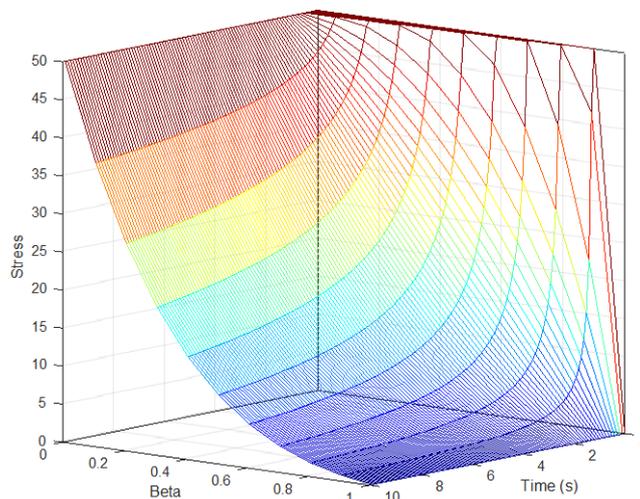
El modelo descrito por la Ecuación (5.46) se diferencia de la función típica de relajación reológica en los modelos viscoelásticos debido a la inclusión de derivadas fraccionarias. En particular, el segundo término de la Ecuación (5.46), derivado del modelo de Kelvin-Voigt, valida las siguientes relaciones:

Si  $\beta$  alcanza un valor de 1, se trata de un caso indefinido, ya que la función Gamma es indeterminada en cero. Su solución se basa en la aplicación de un límite cuando el parámetro tiende a ese número, dando lugar a la ecuación de relajación clásica cuyo primer parámetro es la suma de las elasticidades del sistema árido/ligante conectado en paralelo, más la función Mittag-Leffler:

$$R(t) = M + \xi_1 \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\left(-\frac{M}{\eta} t^{\alpha}\right)^k}{\Gamma(1+\alpha k)} \quad (5.48)$$

Si  $\beta$  alcanza valores mucho más bajos (cerca de 0),  $\beta$  contribuye considerablemente al resultado de la función de relajación final, explicando la capacidad de viscosidad del ligante para disipar energía. Además, nótese que cada valor dentro del rango establecido contribuye al módulo de relajación final.

El modelo propuesto está exclusivamente ligado a la capacidad del ligante para liberar tensiones. La Figura 5.5 muestra la tensión dada por el segundo término de la Ecuación (5.46) en función tanto del tiempo como del parámetro  $\beta$ .



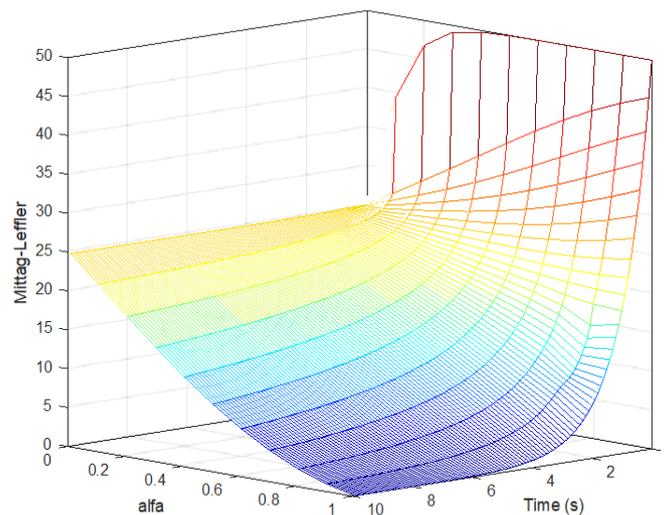
**Figura 5.5.** Análisis del parámetro  $\beta$ , módulo de relajación modelo propuesto.

En la Figura 5.6 se muestra que a medida que  $\beta$  pasa de 0 a 1, se produce una liberación de tensiones a lo largo del tiempo que comienza en un valor de  $\eta = 50$  y corresponde al valor de la constante viscosa. Cuando  $\beta$  alcanza el valor 1, la liberación de tensiones es nula, lo que se representa mediante una línea recta con el valor 0 a lo largo del tiempo, confirmando así el modelo clásico. Para valores de  $\beta < 1$ , hay liberación de tensiones residuales. Esto

significa que conocer el valor de  $\beta$  asociado a cada ligante es importante para las aplicaciones reales.

En el tercer término de la Ecuación (5.46), otro punto importante es la presencia de la función Mittag-Leffler que se convierte en la exponencial clásica del modelo de Maxwell cuando  $\alpha = 1$ . Esto se observa claramente en la Figura 5.6, que muestra la variación del tercer término de la ecuación en función tanto de  $\alpha$  como del tiempo  $t$ .

El modelo clásico de Maxwell solo describe una parte del fenómeno de relajación. En el tercer término de la Ecuación (5.46), a medida que el valor de  $\alpha$  se aproxima a 0, la liberación de tensiones disminuye. Cuando  $\alpha$  llega a 0, el ligante se comporta teóricamente como un material puramente elástico, aunque en la práctica esto no sucede. Además, cuando  $\alpha$  alcanza valores cercanos a 0.2, se produce un cambio brusco en la relajación, alcanzando un límite lineal equivalente a la mitad de la capacidad elástica del ligante.



**Figura 5.6.** Análisis del parámetro  $\alpha$ , módulo de relajación modelo propuesto.

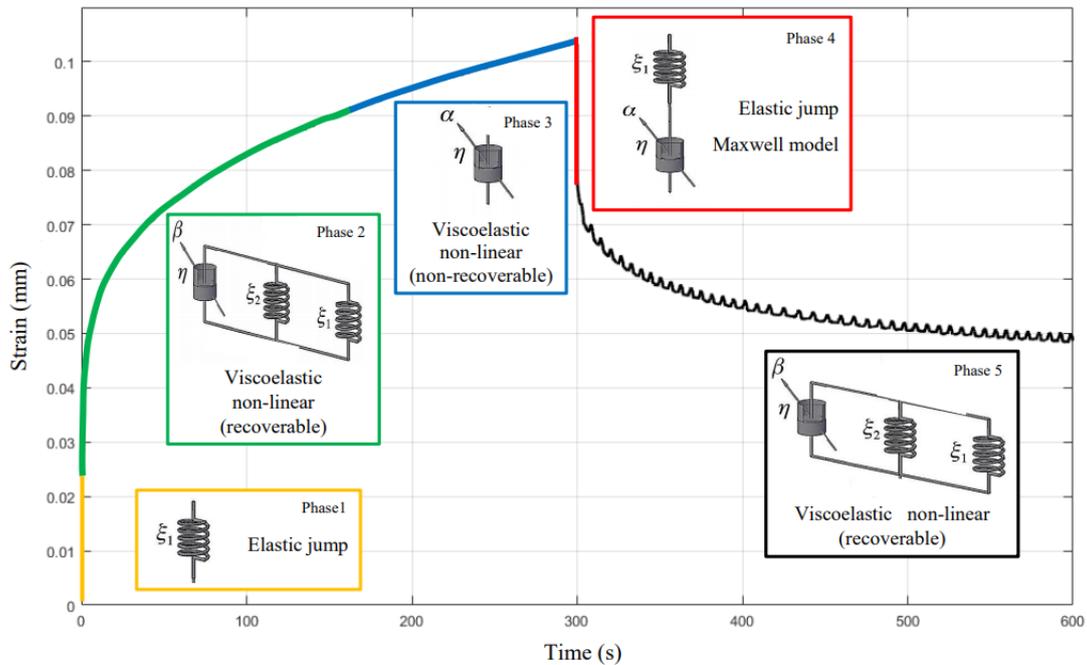
#### 5.4 Detalle del Modelo Reológico a Curvas Experimentales de Fluencia y Recuperación

Debido a que el objetivo de esta tesis doctoral es establecer la influencia reológica de ligantes, másticos y mezclas bituminosas, a partir de la correlación reológica con un modelo centralizado en el interfaz árido/ligante. Se detalla a continuación la etapa que predice el modelo para deformaciones permanentes, la cual permite distinguir las componentes mecánicas de los materiales árido-ligante, consiguiendo predecir las deformaciones permanentes de mezclas y ligantes bituminosos para fenómenos de fluencia y recuperación.

Con base en lo anterior, el modelo se enfoca en los materiales que componen la mezcla bituminosa, diferenciando claramente la reología elástica del árido y la viscoelasticidad del ligante bituminoso. El modelo propuesto permite identificar el primer salto elástico, característico de los materiales viscoelásticos, a través del primer resorte, lo que marca el punto crítico de la viscoelasticidad lineal (Fig. 5.7, fase 1). Posteriormente, el cambio de curvatura da paso a la viscoelasticidad no lineal (Fig. 5.7, fase 2), la cual involucra el sistema completo (árido-ligante). En esta etapa, el material aún no presenta daño plástico y la elasticidad del árido sigue actuando. Finalmente, en la última fase del fenómeno de fluencia

o daño plástico (Fig. 5.7, fase 3), se introduce un amortiguador fraccionario que define la deformación permanente, indicando el punto de no retorno para la mezcla.

El proceso de recuperación comienza con una deformación instantánea inicial, determinada por un factor de ajuste derivado del modelo de Maxwell. A partir de ahí, el modelo permite trazar la curva de recuperación con las mismas propiedades reológicas observadas durante la fluencia, proporcionando una proyección precisa de las deformaciones permanentes.



**Figura 5.7.** Esquema representativo de los fenómenos de fluencia y recuperación.

## **6. LIGANTES BITUMINOSOS**



## 6 Ligante Bituminosos

### 6.1 Introducción

A continuación, se presenta un análisis reológico de ligantes bituminosos convencionales y modificados, abordando la influencia de diversos materiales modificadores como el copolímero SBS, el CR y las ceras Sasobit y Sebo de cerdo. Estas modificaciones se aplican de manera simple, doble y triple al ligante base B50/70.

En el marco metodológico, se lleva a cabo un análisis exhaustivo de las propiedades basadas en el daño continuo de los ligantes, utilizando ensayos MSCR, LAS y BYET. Además, se describe la aplicación de un nuevo modelo reológico para los ligantes bituminosos, el cual se emplea para estudiar fenómenos de fluencia y recuperación múltiple. Este modelo permite detallar el comportamiento elástico-viscoso de las muestras, así como evaluar el grado de memoria y/o historia presente en el material

### 6.2 Ensayo MSCR

#### 6.2.1 Ligante Convencional

Las deformaciones ocurridas en los fenómenos de fluencia y recuperación del ligante base B50/70 se aprecia en la figura 6.1. Los datos demuestran que la temperatura genera un crecimiento considerable en la deformación acumulada por parte del ligante bituminoso. Para una variación de 40°C hasta 80°C la muestra genera una deformación acumulada desde los 342.587% hasta los 120657%, demostrando el comportamiento viscoelástico del B50/70.

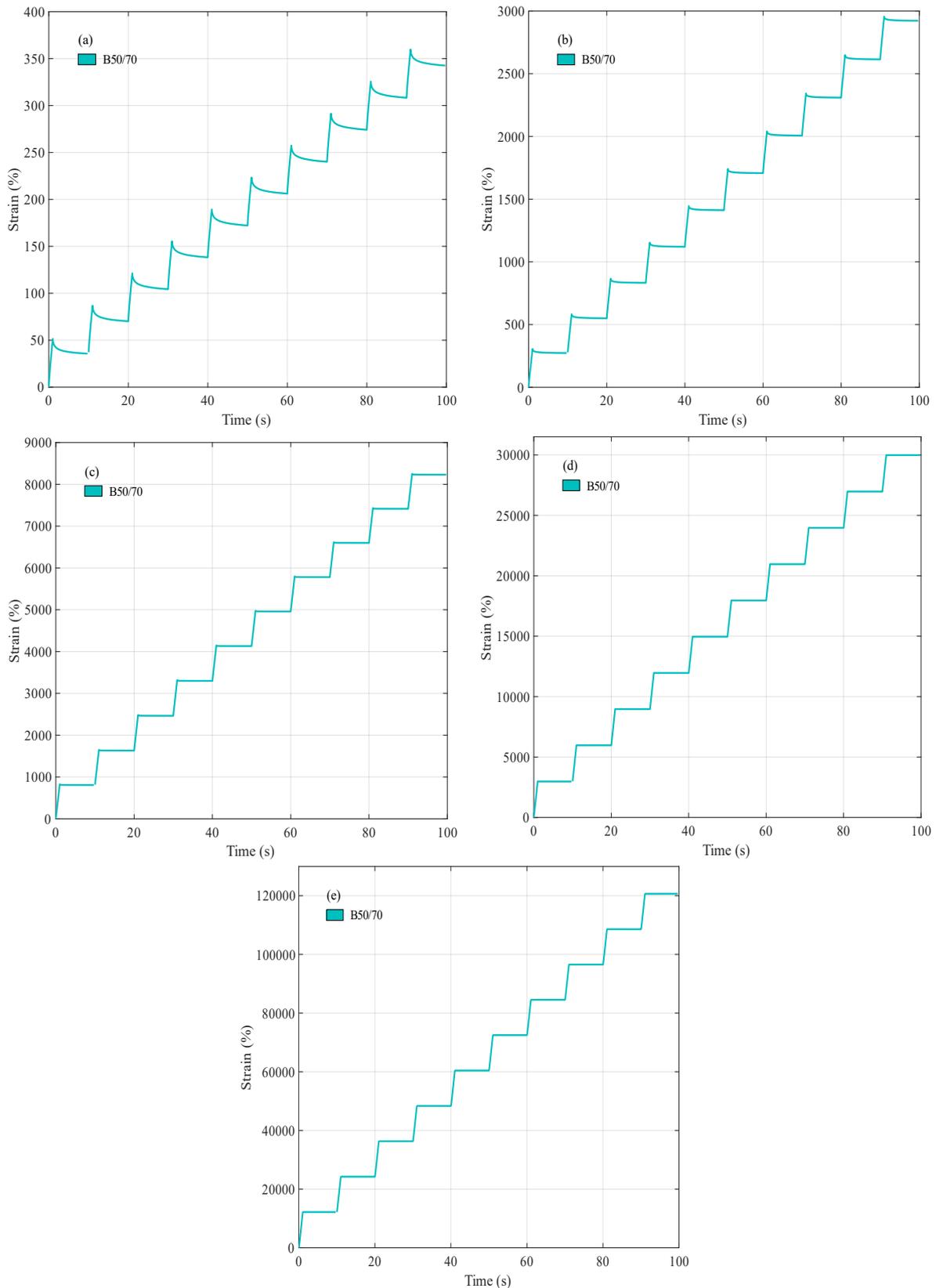
Al calcular el rendimiento elástico  $R$  y la fluencia no recuperable  $J_{nr}$  para cargas de 3,2kPa según las ecuaciones 4.3 y 4.4, respectivamente, se aprecia que la plasticidad  $J_{nr}$  aumenta un 752,75%, únicamente con el primer incremento de temperatura (ver tabla 6.1). Finalmente, se obtiene que el ligante base a 80°C adquiere una plasticidad absoluta, recuperando tan solo un 0,07% de su disposición inicial.

El análisis de ajuste de curvas del ensayo MSCR se consideró con el modelo previsto para ligantes bituminosos. Para ello, se utiliza el modelo sin considerar el resorte en su interior  $\xi_2$  debido a que esta muestra patrón no contempla áridos. El análisis se realiza en cada una de las curvas experimentales por medio de un código en MATLAB© definiendo el dominio de las propiedades reológicas del B50/70 (apéndice A). Los resultados de la simulación para los ligantes bituminosos se resumen en la Tabla 6.2.

A modo de ejemplo se presenta la simulación reológica a 40°C correspondientes al primer y décimo ciclo del MSCR (ver figura 6.2), respectivamente. Los resultados demuestran un buen ajuste de curva por parte del modelo. Se demuestra que la capacidad elástica  $\xi_1$  del ligante crece en magnitud a medida que aumenta el número de ciclo, lo cual es debido a una mayor deformación inicial en el fenómeno de fluencia (ver tabla 6.2), recordando que la deformación instantánea de la fluencia está definida por  $\sigma/\xi_1$ . La viscosidad  $\eta$  del B50/70 se mantiene aproximadamente constante a una temperatura de 40°C, con un valor medio de 0,067168 kPa·s, lo cual sugiere un comportamiento bastante estable para su aplicación.

**Tabla 6.1.**  $J_{nr}$  y  $R$  para el B50/70

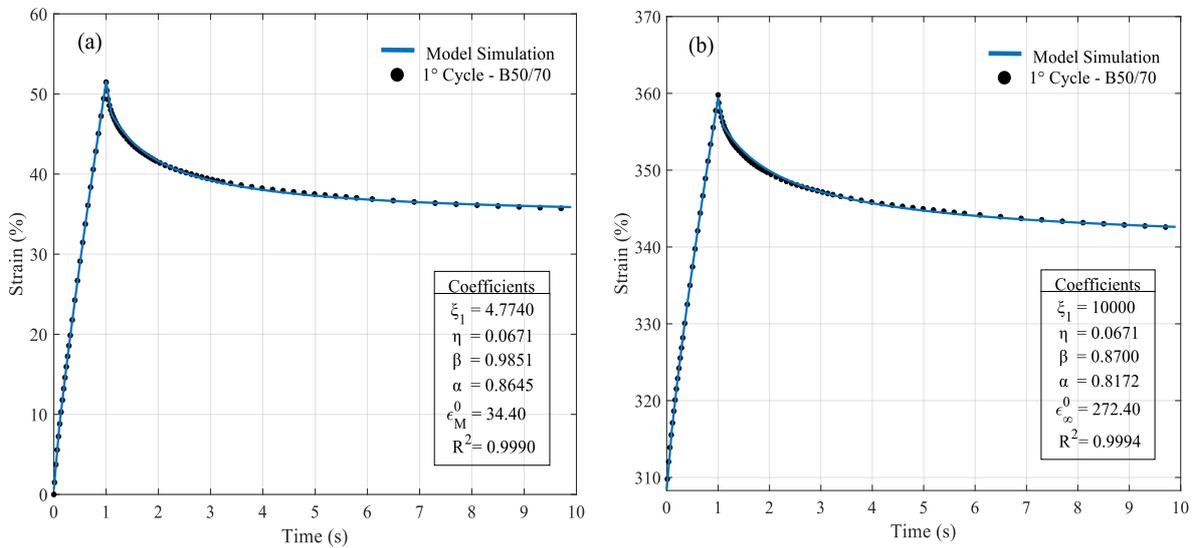
Muestra	parámetros	40°C	50°C	60°C	70°C	80°C
B50/70	$J_{nr}$ (1/kPa)	10,70	91,33	257,23	937,05	3770,53
	$R$ (%)	11,43	3,27	0,67	0,14	0,07



**Figura 6.1.** Ensayo MSCR para ligante base a 3.2 kPa. a) 40°C; b) 50°C; c) 60°C; d) 70°C; e) 80°C

En base a la variable fraccionaria  $\beta$ , notamos que su valor se ve disminuido producto de una mayor plastificación de la muestra (ver figura 6.2). Dicho comportamiento es provocado por

una reducción de la viscoelasticidad no lineal recuperable en el fenómeno de fluencia (ver tipo de fase figura 5.7). Asimismo, el parámetro  $\alpha$  disminuye su valor al transcurrir los ciclos del MSCR, pero su dominio es más acotado generando curvas con una leve tendencia al eje horizontal. Por otra parte, al analiza el valor de ajuste  $\epsilon_M^0(0)$  se observa que aumenta su valor a mayor número de ciclo, lo cual demuestra la necesidad de un mayor recorrido de la función producto de la deformación acumulada. Los valores  $\epsilon_\infty^0(0)$  y  $\epsilon_i^0(0)$  son valores conocido de la curva MSCR, ya que estos son el principio y final de cada ciclo en estudio.



**Figura 6.2.** Simulación reológica del ligante B50/70 para 3,2 kPa a 40°C. a) 1° ciclo; b) 10° ciclo

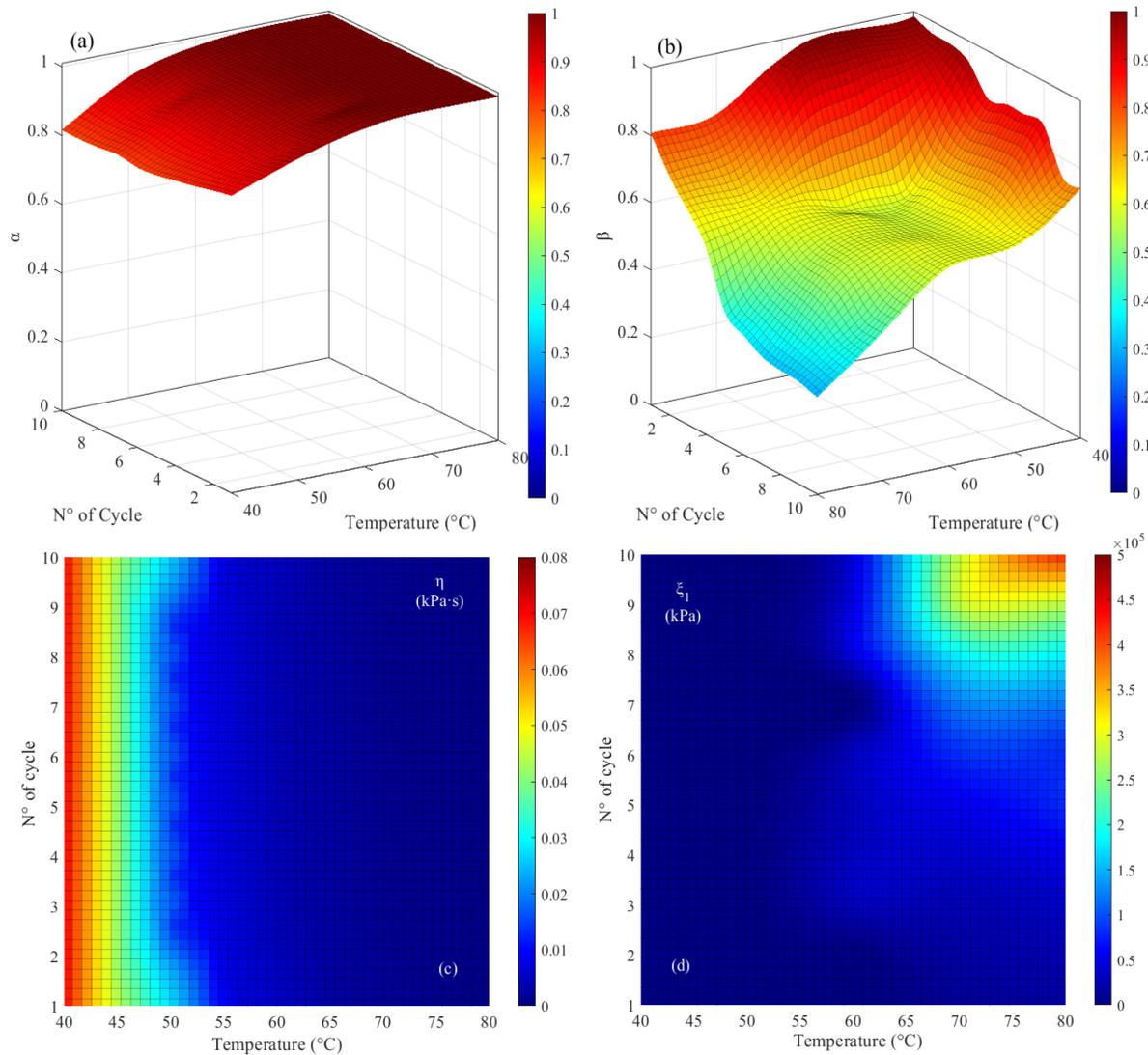
**Tabla 6.2.** Simulación reológica del ligante B50/70 para 3,2 kPa a 40°C

N° Ciclo	$\epsilon_M^0(0)$ (%)	$\epsilon_\infty^0(0)$ (%)	$\epsilon_i^0(0)$ (%)	$\alpha$	$\beta$	$\xi_1$ (kPa)	$\eta$ (kPa·s)
1	62450	34,4	0	0,8645	0,9841	4,774	0,06711
2	34640	68,9	35,6	0,8536	0,9618	5,997	0,06736
3	49300	103,2	70,1	0,8397	0,9598	8,817	0,06744
4	61740	137,0	104,4	0,8291	0,9350	17,6	0,06740
5	70170	170,3	138,3	0,8177	0,8567	44,35	0,06737
6	396600	204,4	172,2	0,8138	0,8712	223,4	0,06722
7	458600	238,3	206,4	0,8232	0,87	258,8	0,06715
8	458900	272,4	240,2	0,8172	0,87	558	0,06696
9	919905	305,3	274,2	0,8142	0,7437	1008	0,06696
10	909300	339,4	308,3	0,8155	0,74	1000	0,06671

Entendiendo que para comprender el comportamiento viscoelástico del B50/70 es necesario un mayor detalle, se grafica el dominio de las derivadas fraccionarias para capturar características más sutiles. Recordando el capítulo 5, sabemos que un valor en la derivada de 0 origina a un sólido elástico definido con la ley de Hooke, mientras que un valor de 1 hace referencia a un fluido newtoniano. En este sentido, al tener una función compuesta de fluencia se define que un valor inferior de  $\beta$  provoca una menor elasticidad y un  $\alpha$  mayor valor de una mayor plasticidad.

En la figura 6.3b, observamos que  $\beta$  alcanza menores valores al aumentar la temperatura y el número de ciclo, alcanzando un valor mínimo de  $\beta = 0.28$  a 80°C en el décimo ciclo. Respecto al parámetro  $\alpha$  (figura 6.3a), sabemos que forma parte de la viscoelasticidad no

lineal no recuperable, siendo indicador del último amortiguador del modelo. Los resultados obtenidos indican que  $\alpha$  tiende a aumentar respecto al aumento de temperatura, este incremento está relacionado directamente a una mayor plastificación de la muestra producto de una fluencia con valores  $\beta$  inferiores. Para el B50/70,  $\alpha$  comienza con un valor de 0,8645 para 40°C en el primer ciclo (ver figura 2a), generando una transición viscoelástica hasta alcanzar el valor de 1 (fluido newtoniano) desde los 70°C.



**Figura 6.3.** Simulación reológica del ligante B50/70 para 3,2 kPa. a) Parámetro  $\beta$ ; b) Parámetro  $\alpha$ ; c) Viscosidad  $\eta$ ; d) Elasticidad  $\xi_1$

Ahora bien, al analizar la viscosidad  $\eta$  del B50/70 para todas las temperaturas ensayadas, se demuestra que por cada temperatura su valor no genera grandes cambios (ver figura 6.3c). Con el aumento de la temperatura de 40°C a 80°C la magnitud  $\eta$  disminuye su valor desde 0,07711 kPa·s hasta los 0,008868 kPa·s, respectivamente. Esta variación demuestra que el ligante genera un menor esfuerzo cortante respecto al aumento de temperatura, causando un reblandecimiento de la muestra. En relación a la elasticidad  $\xi_1$  del B50/70 se demuestra que su valor aumenta respecto al aumento de temperatura. En particular, para una temperatura de 40°C en el primer ciclo su valor es de 4,774 kPa, mientras que a 80°C su valor crece hasta 431500 kPa. El significado de este crecimiento por parte de  $\xi_1$  denota un menor salto elástico en el primer proceso de fluencia, lo cual demuestra que el ligante adquiere una deformación instantánea casi despreciable. En relación al aumento del número

de ciclo el valor  $\xi_1$  también aumenta, lo cual manifiesta un menor salto elástico referente a la viscoelasticidad no lineal.

### 6.2.2 Ligantes Modificados

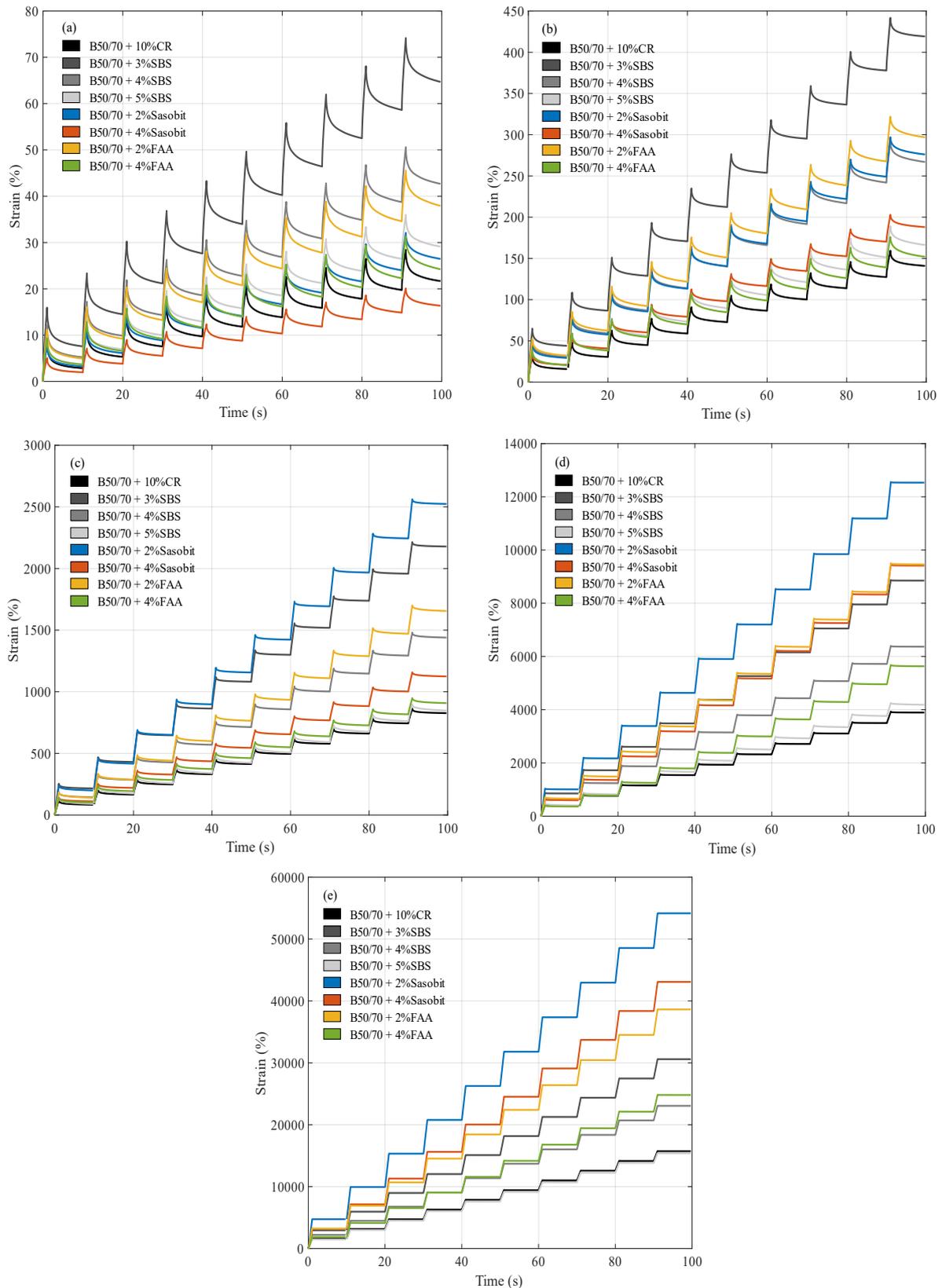
Es sabido que los ligantes modificados son materiales utilizados en la industria de la construcción y pavimentación, específicamente para la creación de carreteras con mejores propiedades físicas o reológicas. Los resultados del ensayo MSCR a los ligantes modificados en este estudio se observan en la tabla 6.3, 6.4 y 6.5. Todas las muestras simples poseen menores deformaciones acumuladas respecto al B50/70 (ver tabla 6.3). A 40°C la adición de migas de caucho procedentes de neumáticos fuera de uso reduce la deformación acumulada en un 93,67%, mientras que las muestras con SBS lo logran en un rango de 81,12-91,50% (ver figura 6.4). La cera Sasobit reduce la deformación entre un 92,28-95,23%, mientras que el sebo de cerdo logra reducir la deformación final a 40°C en un rango de 88,0-92,93% para una modificación de 2% a 4% de cera FAA.

Al aumentar la temperatura la influencia de los aditivos se ve alterada notoriamente, a 80°C la adición de Sasobit reduce su efectividad a un rango de 55,11-64,30%, generando una reducción en la fluencia del 55,11% para 2% Sasobit. Las modificaciones con CR de NFU no generan cambios muy notorios, se reduce en 6,7 puntos porcentuales respecto a la variación de temperatura (40°C-80°C), demostrando menores valores  $J_{nr}$ . La modificación con 5% SBS genera leves cambios (87,24% a 80°C), debido a que presenta valores  $R$  mayores desde los 60°C a 80°C.

Por otra parte, el sebo de cerdo a 80°C genera una deformación acumulada inferior al B50/70 con una diferencia de 67-79%. Lo cual demuestra que la ceramida de ácido graso logra aumentar la elasticidad del B50/70 y reducir la deformación plástica. Aunque se puedan obtener los valores normativos del Multiple Stress Creep Recovery, como el  $J_{nr}$  y  $R$ , es fundamental profundizar en como los distintos modificadores transforman los estados de viscoelasticidad, ya sea en el rango de viscoelasticidad lineal como no lineal. Es por ello, que al ajustar los ciclos del ensayo MSCR con el modelo propuesto para ligantes (sin el resorte en su interior) notamos que es posible definir por medio de derivadas fraccionadas nuevas variables de diseño.

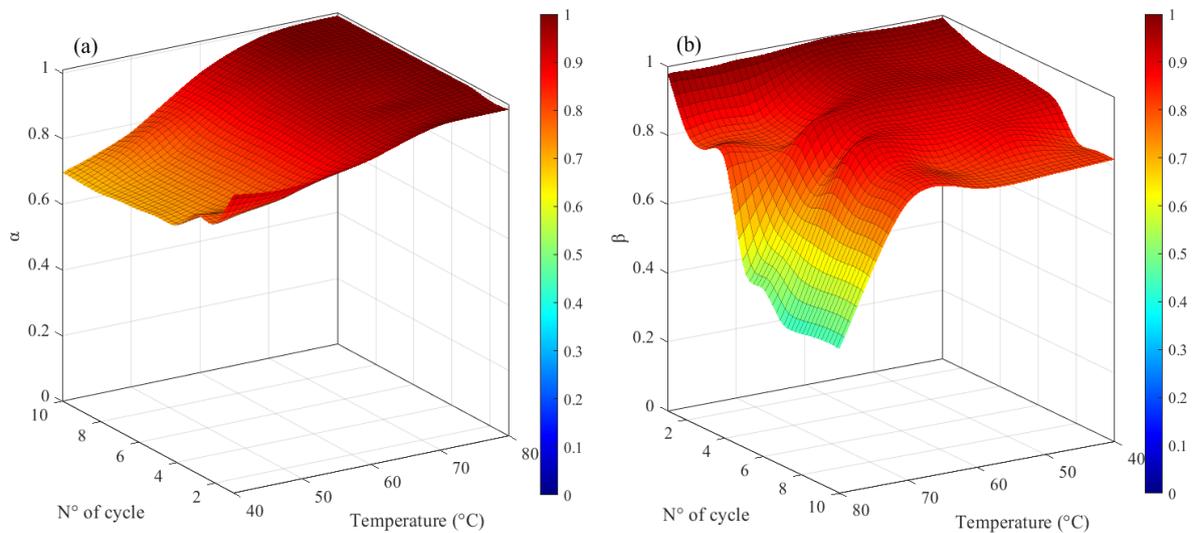
**Tabla 6.3.**  $J_{nr}$  y  $R$  para modificaciones simples

Muestra	Parámetros	40°C	50°C	60°C	70°C	80°C
M <sub>10000</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,67	4,40	25,83	121,67	491,21
	$R$ (%)	38,45	23,06	10,60	2,85	0,52
M <sub>0300</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	2,02	13,10	68,07	276,65	955,96
	$R$ (%)	24,47	12,07	4,72	0,82	0,07
M <sub>0400</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	1,33	8,34	44,98	199,00	720,36
	$R$ (%)	28,36	17,43	7,59	1,55	0,20
M <sub>0500</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,91	5,19	26,47	130,79	481,16
	$R$ (%)	32,72	22,38	13,77	4,53	0,59
M <sub>0020</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,82	8,26	78,88	391,71	1692,57
	$R$ (%)	30,67	15,29	4,96	0,70	0,45
M <sub>0040</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,51	5,87	35,14	294,26	1345,96
	$R$ (%)	31,86	15,61	7,59	1,66	0,22
M <sub>0002</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	1,18	9,27	51,72	295,68	1207,10
	$R$ (%)	28,94	16,59	7,85	1,90	0,02
M <sub>0004</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,76	4,75	28,37	176,02	775,13
	$R$ (%)	35,17	23,79	10,72	3,32	0,42



**Figura 6.4.** Ensayo MSCR para modificación simple a 3.2 kPa. a) 40°C; b) 50°C; c) 60°C; d) 70°C; e) 80°C

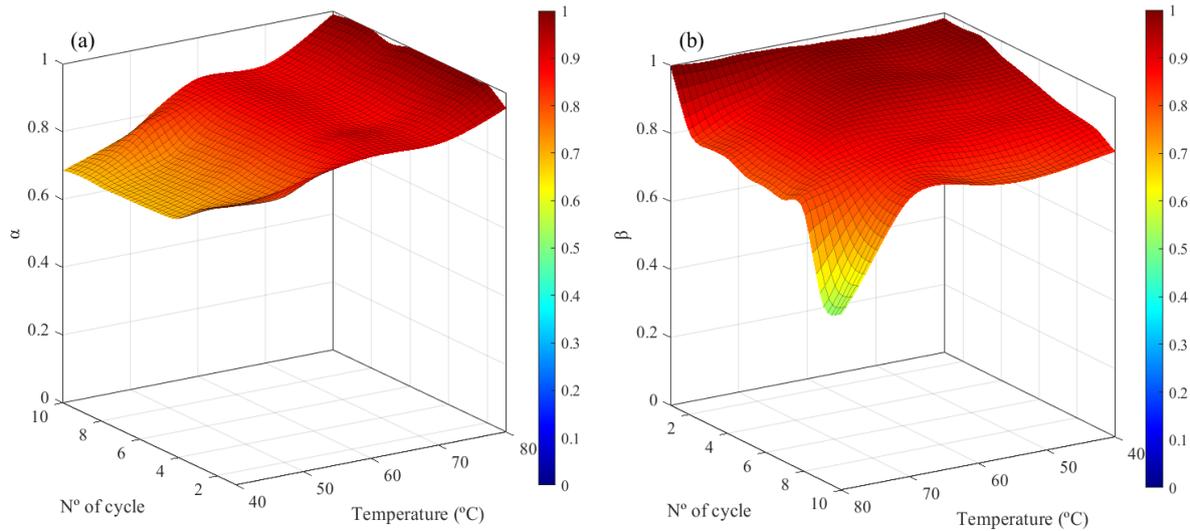
En primer lugar, analizamos los ligantes modificados con el copolímero SBS (ver figura 6.5, 6.6 y 6.7). Los resultados demuestran que el estado de viscoelasticidad no lineal recuperable aumenta al agregar un mayor porcentaje de SBS. En este sentido dicho aumento evita un mayor desarrollo del último estado de fluencia, la cual está ligada directamente a la plastificación. A 40°C se obtiene que un 3%SBS logra aumentar para el primer ciclo solo un 1% el parámetro  $\beta$  respecto al B50/70. Sin embargo, al aumentar el número de ciclo observamos que este valor desciende con valores por sobre el 10%, esto quiere decir, que el SBS genera una diferencia elástica mayoritariamente en los ciclos posteriores del MSCR. A 80°C esta diferencia es más notoria (ver figuras 6.5b y 6.3b), observamos que para el primer ciclo del B50/70  $\beta = 0.8$ , mientras que con un 3% de SBS este valor aumenta a  $\beta = 0.97$ , logrando una menor plasticidad debido a una curva con más proyección en la transición no lineal. Para el último ciclo del ensayo se observa que la derivada fraccionada  $\beta$  aumenta un 50%, retrasando con ello la viscoelasticidad no lineal no recuperable  $\alpha$ .



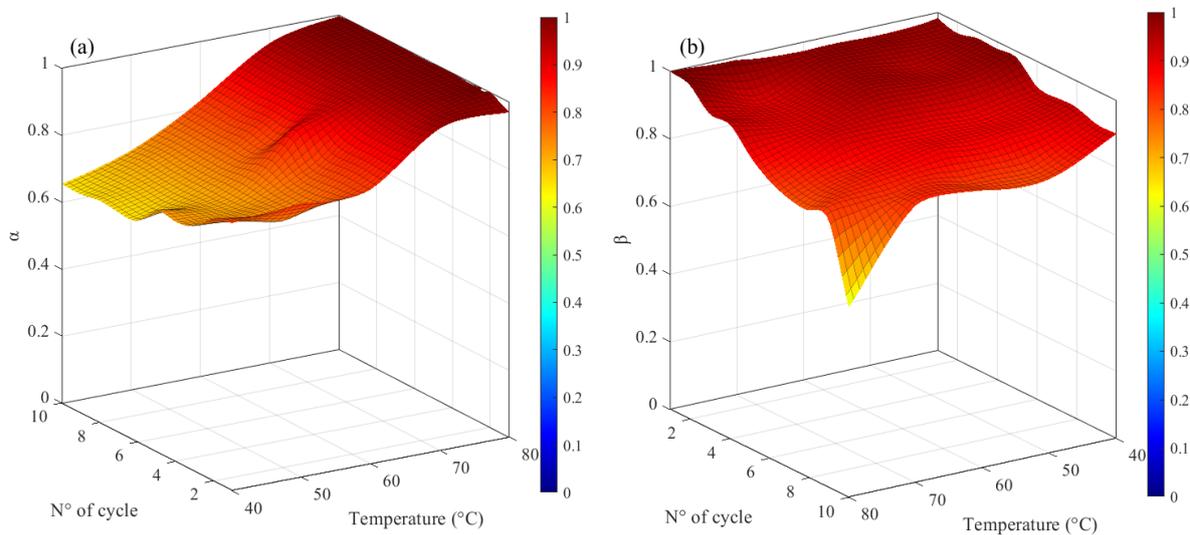
**Figura 6.5.** Simulación reológica del ligante B50/70+3%SBS para 3,2 kPa.  
a) Parámetro  $\alpha$ ; b) Parámetro  $\beta$

Con respecto al parámetro  $\alpha$ , es importante destacar que no influye en el desarrollo del fenómeno de recuperación, por lo que su valor resulta relevante para comprender el grado de plastificación del material. A altas temperatura (80°C) se observa que no existen diferencias significativas en los valores de  $\alpha$  (ver figura 6.5a y 6.3a) entre el ligante convencional y modificado con SBS, ya que, bajo estas condiciones de daño, las muestras se comportan como un fluido newtoniano ( $\alpha = 1$ ).

Sin embargo, al disminuir la temperatura, se aprecian grandes diferencias entre el ligante B50/70 y su modificación con 3%SBS. Específicamente, el B50/70 tiene un valor medio de  $\bar{\alpha} = 0,81$ , que se reduce a  $\alpha = 0.69$  para el décimo ciclo, lo que demuestra una mayor tendencia hacia el comportamiento elástico. Con el incremento porcentual del SBS en la muestra, se visualizan mejoras en los valores fraccionarios de  $\beta$  y  $\alpha$  (ver figura 6.6 y 6.7). En caso concreto, el indicador fraccionario  $\beta$ , logra las mayores diferencias a altas temperaturas y con un mayor número de ciclo. En este contexto,  $\beta$  aumenta desde un 0,42 para el caso de 3%SBS hasta un 0,56 para un 5%SBS, lo que resultó en una mayor recuperación de los ciclos posteriores del ensayo.



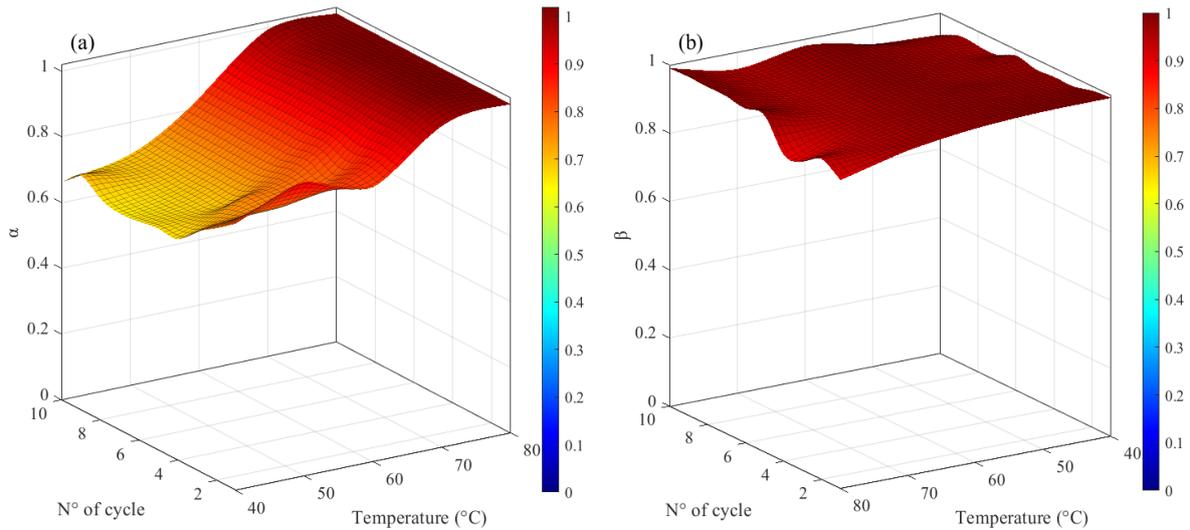
**Figura 6.6.** Simulación reológica del ligante B50/70+4%SBS para 3,2 kPa.  
a) Parámetro  $\alpha$ ; b) Parámetro  $\beta$



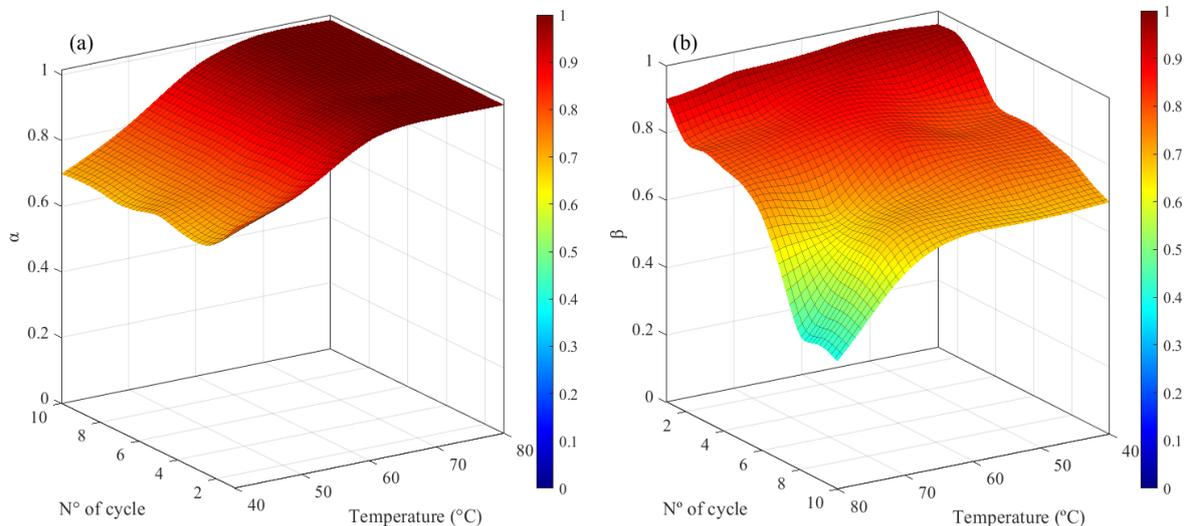
**Figura 6.7.** Simulación reológica del ligante B50/70+5%SBS para 3,2 kPa.  
a) Parámetro  $\alpha$ ; b) Parámetro  $\beta$

Por otro lado, se ajustan los valores experimentales del segundo polímero en estudio para los fenómenos de fluencia y recuperación del MSCR. En este caso, se observa que las migas de caucho CR procedentes de los neumáticos fuera de uso ofrecen mejores valores respecto al copolímero SBS. En relación a la variable fraccionada de recuperación definida en este estudio, se demuestra que un 10%CR no produce cambios relevantes en la viscoelasticidad no lineal recuperable al aumentar la temperatura y el número de ciclos (ver figura 6.8b). Esto evita un mayor desarrollo de  $\alpha$ , lo que resulta en un menor estado de viscoelasticidad no lineal no recuperable.

A 40°C,  $\alpha$  es igual a 0.66 para un 10%CR, mientras que a 80°C su valor es de 1.00 para el último ciclo del MSCR, lo que indica un comportamiento similar al presentado por el SBS. Sin embargo, las migas de caucho evitan el comportamiento de fluido newtoniano a altas temperaturas, siendo aplicable únicamente a 80°C, ya que a 70°C, el último amortiguador del modelo da origen a valores de  $\alpha$  de 97%-99%.



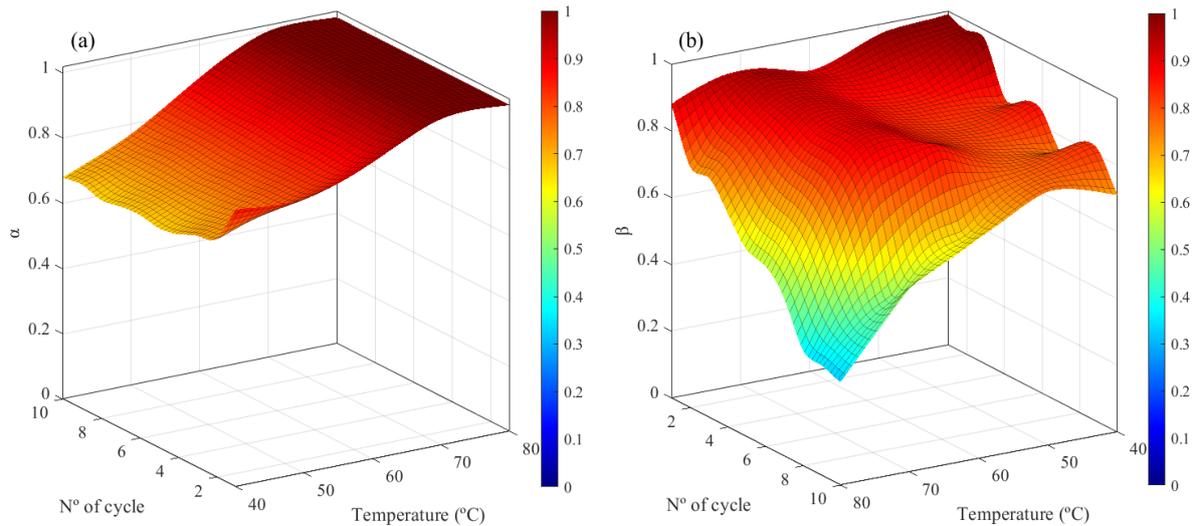
**Figura 6.8.** Simulación reológica del ligante B50/70+10%CR para 3,2 kPa.  
a) Parámetro  $\alpha$ ; b) Parámetro  $\beta$



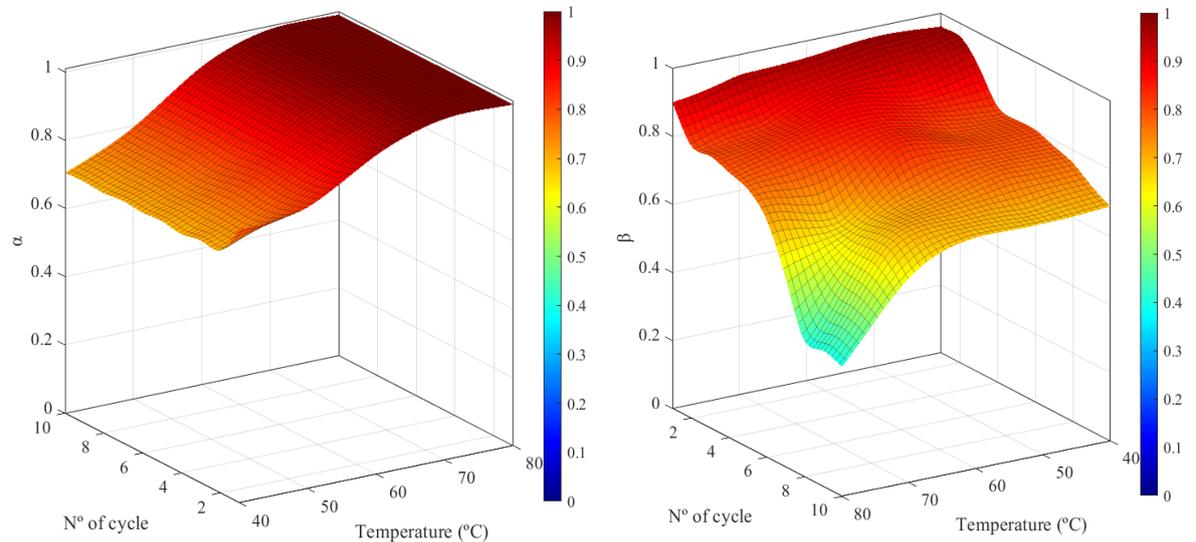
**Figura 6.9.** Simulación reológica del ligante B50/70+2% Sasobit para 3,2 kPa.  
a) Parámetro  $\alpha$ ; b) Parámetro  $\beta$

Por otro lado, las ceras presentan indicadores distintos a los polímeros, principalmente debido a que, a bajas temperaturas, experimentalmente mostraron menores deformaciones acumuladas. La cera Sasobit, con una modificación del 2%, logra un valor  $\beta$  similar a los polímeros solo a 40°C en el primer ciclo del ensayo (ver figura 6.9b). A medida que aumenta el número de ciclos, este valor disminuye hasta un mínimo de  $\beta = 0.67$ , lo que indica mayores deformaciones acumuladas. Al aumentar la temperatura a 80°C, se obtienen los valores  $\beta$  más bajos de todas las muestras modificadas, lo cual, fue reflejado en los ensayos experimentales (ver figura 6.4e). En este contexto, Sasobit a un 2% de modificación alcanza un valor  $\beta = 0.89$  en el primer ciclo, finalizando con un valor de  $\beta = 0.32$ , lo que representa solo un 10% más que el valor presentado por el B50/70.

En el caso del último estado de la fluencia, los valores de  $\alpha$  muestran una diferencia con respecto al B50/70. A 40°C, el ligante con un 2% de Sasobit presenta valores menores de  $\alpha$ , con un rango de 0.79 a 0.69 para el primer y último ciclo del MSCR. Esto indica una menor plastificación del ligante en comparación al B50/70, aunque este comportamiento es superado por los polímeros. A 80°C, no se distingue diferencia con el B50/70 debido a que posee valores cercanos a las condiciones de fluido newtoniano.



**Figura 6.10.** Simulación reológica del ligante B50/70+4% Sasobit para 3,2 kPa.  
a) Parámetro  $\alpha$ ; b) Parámetro  $\beta$

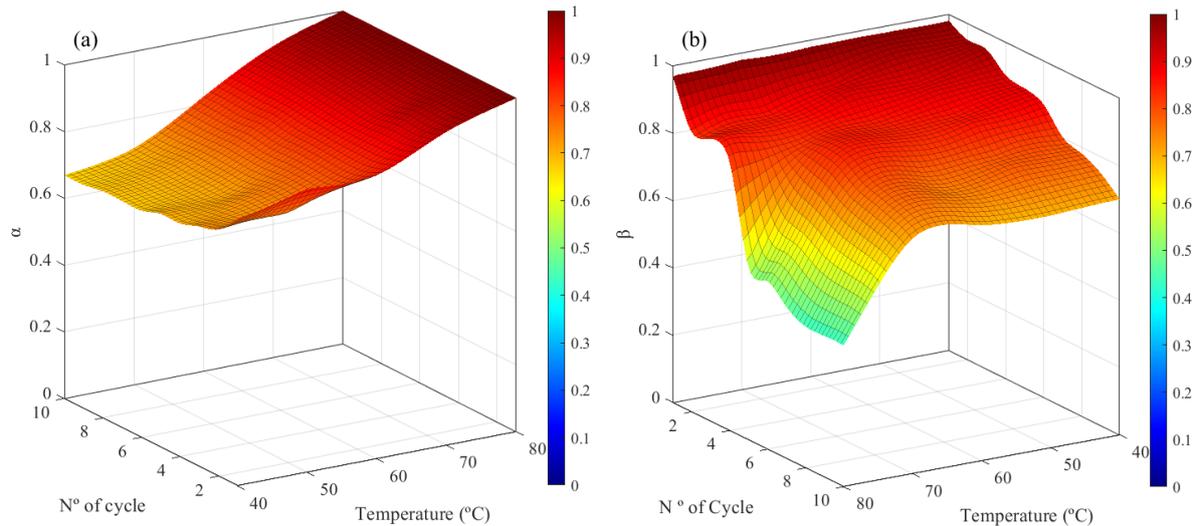


**Figura 6.11.** Simulación reológica del ligante B50/70+2% FAA para 3,2 kPa.  
a) Parámetro  $\alpha$ ; b) Parámetro  $\beta$

Aumentar la concentración de cera Sasobit de 2% a 4% resulta en una mejora en los resultados de recuperación. Al analizar la capacidad de recuperación, se observa que el 4% de Sasobit logra mayores valores de  $\beta$  (ver figura 6.10b). Sin embargo, en cuanto a sus límites de temperatura, no se observan diferencias significativas. Esto se debe a que, a temperaturas elevadas, un mayor contenido de cera produce resultados favorables solo durante el primer ciclo del MCR, posteriormente, debido a la acumulación de deformación esta decae bruscamente hasta un valor de 0.67.

Al incorporar otro tipo de cera, como el sebo de cerdo, se observa que un 2% FAA muestra un mejor comportamiento de recuperación que un 2% Sasobit (ver figura 6.11b). Los valores de  $\beta$  se mantienen estables para el primer ciclo del MSCR tras el aumento de temperatura, lo que podría indicar que el sebo de cerdo logra una inercia en los primeros ciclos del MSCR para evitar un mayor grado de plastificación. Al aumentar la concentración a un 4% de sebo de cerdo, los valores de  $\beta$  son más estables a 40°C respecto a un 4% de Sasobit. A 80°C, el sebo de cerdo produce curvas de recuperación con una pendiente más pronunciada, lo que resulta en valores de  $\beta$  aún más mayores. En particular, para el décimo ciclo del MSCR, el valor es de  $\beta = 0.42$ , lo que representa una mejora del 60% con respecto al Sasobit.

En cuanto al parámetro  $\alpha$ , no se aprecian grandes diferencias al aumentar el contenido de sebo de cerdo en la muestra. Sin embargo, los valores muestran una mayor estabilidad con respecto al aumento del ciclo en comparación con la cera Sasobit (ver figura 6.11a y 6.9a). En un caso particular, un 4% de FAA (figura 6.12a) genera el valor máximo de  $\alpha$  a los 70°C, lo que sugiere que la muestra no se deforma a una velocidad constante como un fluido newtoniano, sino que retrasa esta deformación, generando una mayor elasticidad que las otras dosificaciones con cera. A 80°C, todas las muestras con ceras presentan un  $\alpha$  con el valor máximo de 1.



**Figura 6.12.** Simulación reológica del ligante B50/70+4%FAA para 3,2 kPa.  
a) Parámetro  $\alpha$ ; b) Parámetro  $\beta$

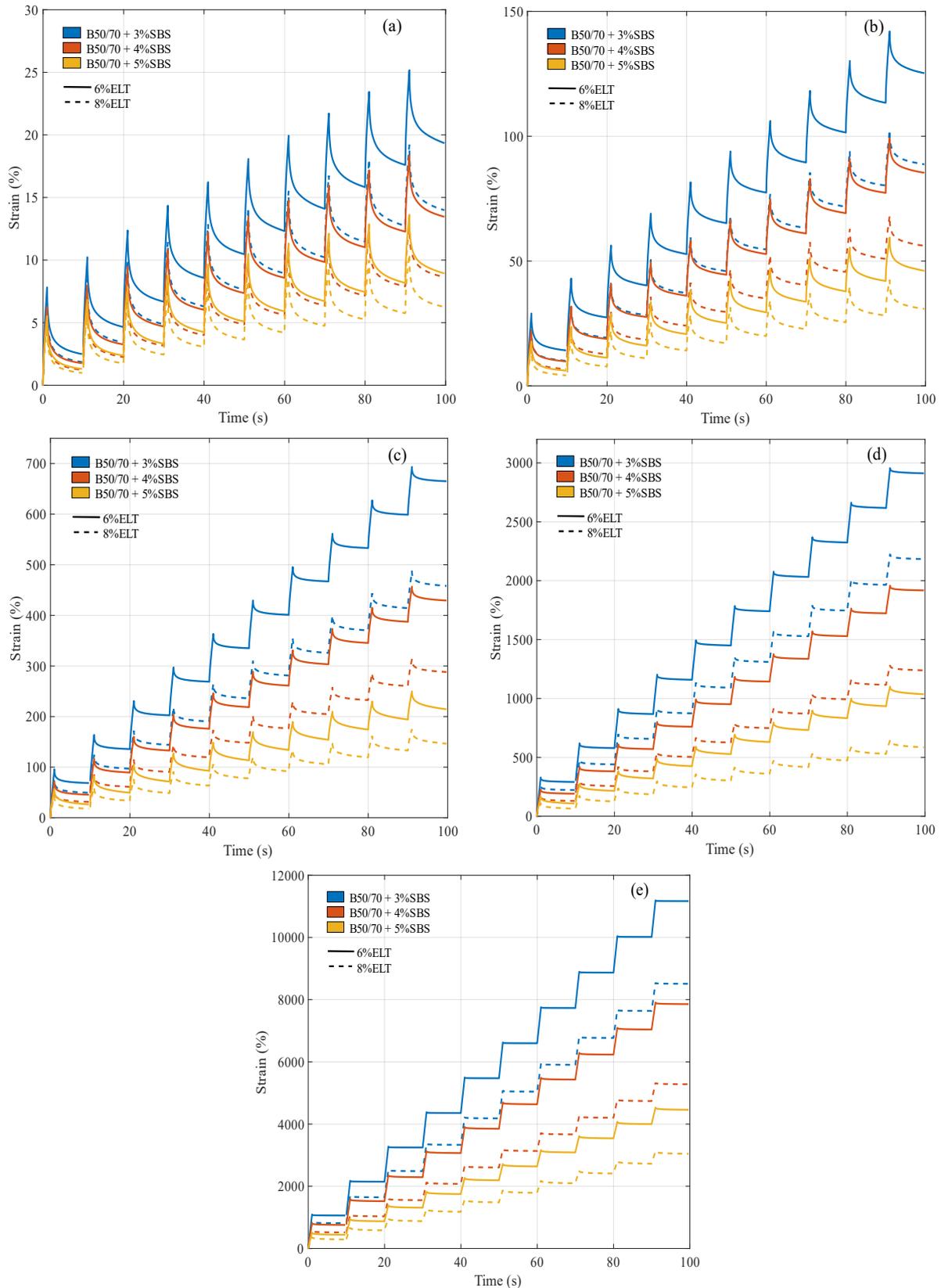
**Tabla 6.4.**  $J_{nr}$  y  $R$  para modificaciones dobles

Muestra	Parámetros	40°C	50°C	60°C	70°C	80°C
M <sub>6300</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,60	3,91	20,78	90,99	348,98
	$R$ (%)	38,19	23,18	10,13	3,96	0,81
M <sub>6400</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,42	2,67	13,41	59,92	245,51
	$R$ (%)	42,16	26,39	13,93	5,52	2,29
M <sub>6500</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,28	1,44	6,70	32,38	139,34
	$R$ (%)	49,30	36,76	26,30	13,24	4,64
M <sub>8300</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,44	2,77	14,32	68,23	265,96
	$R$ (%)	42,83	25,91	13,50	5,00	1,50
M <sub>8400</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,27	1,75	9,00	38,71	165,03
	$R$ (%)	48,49	31,30	17,36	8,24	2,87
M <sub>8500</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,20	0,96	4,58	18,29	95,09
	$R$ (%)	54,59	42,27	29,43	18,60	7,76

Para ampliar este estudio experimental, se llevaron a cabo modificaciones dobles con el objetivo de disminuir la cantidad de SBS en las muestras de ligante. La figura 6.13 muestra la deformación acumulada para muestras con modificación doble. Se observa que la modificación doble resulta en una reducción de la deformación acumulada en todo el rango de temperatura, incluso superando las adiciones simples de manera significativa.

Las muestras dobles no muestran una tendencia clara a medida que aumenta la temperatura, lo que sugiere una mayor sensibilidad a la variación de SBS. Es importante destacar que, al aumentar la temperatura por encima de los 50°C, las muestras dobles con 4% y 5% de SBS experimentan una reducción más marcada en la deformación. Se observa que las

concentraciones con un mayor porcentaje de SBS presentan una menor variabilidad, manteniendo reducciones de deformación del 1,48% para un 8%CR y 1,88% para 6%CR.



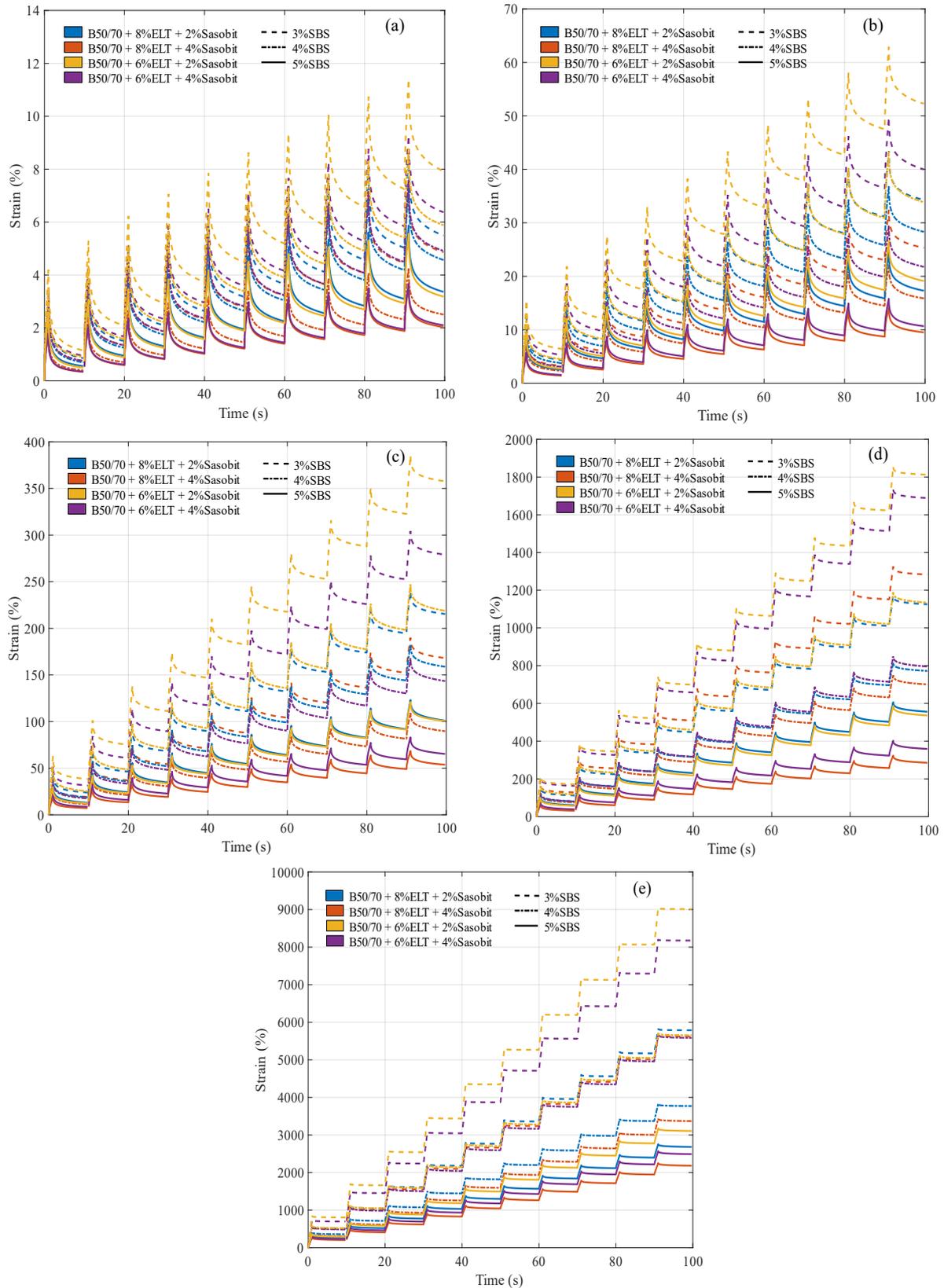
**Figura 6.13.** Ensayo MSCR para modificación doble a 3.2 kPa. a) 40°C; b) 50°C; c) 60°C; d) 70°C; e) 80°C

Con respecto a la variable  $R$ , las muestras dobles de 8%CR+5%SBS y 6%CR+5%SBS presentan mayores valores respecto a las muestras con 3% y 4%SBS para ambos contenidos de CR, debido a la naturaleza del SBS que incrementa la capacidad de recuperación entregando una red polimérica con mayor elasticidad. Ahora bien, la rigidez entregada por el CR a las muestras proporciona valores  $J_{nr}$  menores al aumentar la dosificación. La muestra con 8%CR+5%SBS posee menores valores de  $J_{nr}$  que la muestra 6%CR+5%SBS. La muestra con 6%CR+3%SBS posee la mayor deformación en comparación a las demás muestras dobles, sin embargo, mejora la capacidad elástica  $R$  del B50/70 en 164,80%.

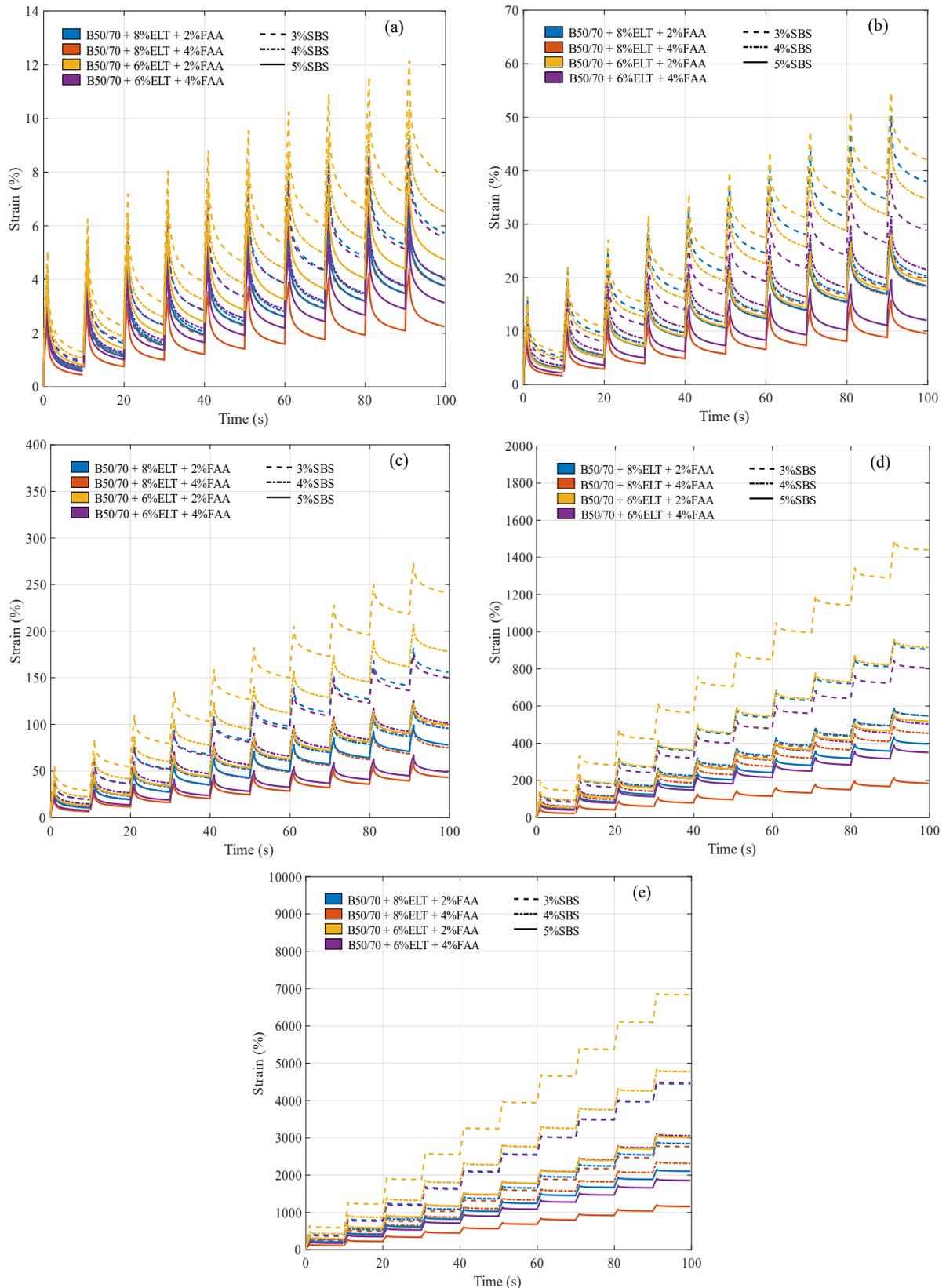
Para muestras triples, la adición de cera Sasobit (ver figura 6.14) reduce la deformación en muestras con igual cantidad de CR-SBS. A 40°C (ver figura 6.14a) la muestra M<sub>8540</sub> reduce su deformación en 67,57% y la M<sub>8520</sub> en 46,27%, respecto a la muestra M<sub>8500</sub>. Sin embargo, la temperatura condiciona el efecto de la cera. La adición de Sasobit no siempre es superior al conjunto de muestras dobles. Únicamente, la muestra M<sub>6300</sub> es inferior a la totalidad de modificaciones triples, mientras que M<sub>6540</sub>, M<sub>8520</sub>, M<sub>8540</sub> tienen un desempeño superior al conjunto de muestras dobles en el rango de temperaturas.

**Tabla 6.5.**  $J_{nr}$  y  $R$  para modificaciones triple con Sasobit

Muestra	Parámetros	40°C	50°C	60°C	70°C	80°C
M <sub>6320</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,25	1,63	11,18	56,64	281,63
	$R$ (%)	45,13	29,86	15,85	6,34	1,38
M <sub>6340</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,20	1,25	8,72	52,77	255,48
	$R$ (%)	46,48	32,84	17,35	7,26	1,52
M <sub>6420</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,18	1,06	6,84	35,44	176,67
	$R$ (%)	47,78	35,73	22,32	10,72	3,68
M <sub>6440</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,15	0,68	4,48	24,85	174,57
	$R$ (%)	50,04	40,55	26,26	14,34	4,62
M <sub>6520</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,10	0,60	3,14	16,75	97,11
	$R$ (%)	56,51	42,89	29,91	18,25	6,54
M <sub>6540</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,07	0,33	2,04	11,21	77,86
	$R$ (%)	56,38	46,61	35,20	21,71	8,65
M <sub>8320</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,17	1,07	6,73	35,17	180,88
	$R$ (%)	49,73	35,08	20,86	9,72	2,66
M <sub>8340</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,15	0,79	5,25	40,10	175,62
	$R$ (%)	48,43	36,11	22,52	8,07	2,35
M <sub>8420</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,14	0,89	4,96	24,13	117,89
	$R$ (%)	51,73	37,34	24,70	12,33	4,28
M <sub>8440</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,08	0,50	2,80	21,89	105,37
	$R$ (%)	55,66	43,08	30,75	14,42	5,65
M <sub>8520</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,11	0,54	3,16	17,37	83,86
	$R$ (%)	56,63	44,10	31,03	17,44	7,51
M <sub>8540</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,06	0,30	1,68	8,92	68,24
	$R$ (%)	56,91	47,09	34,77	23,10	8,56



**Figura 6.14.** Ensayo MSCR para modificación triple con Sasobit a 3.2 kPa. a) 40°C; b) 50°C; b) 60°C; b) 70°C; b) 80°C



**Figura 6.15.** MSCR para modificación triple con FAA a 3.2 kPa. a) 40°C; b) 50°C, c) 60°C; d) 70°C; e) 80°C

Con respecto a las variables  $J_{nr}$  y  $R$  las modificaciones triples con sasobit, disminuyen los valores para la fluencia no recuperable e incrementan la recuperación respecto al ligante base. La adición de Sasobit reduce la deformación, en comparación a muestras dobles con

igual contenido CR-SBS. Para muestras con 4% Sasobit presentan menores valores de  $J_{nr}$  que muestras con un 2% Sasobit. La modificación M<sub>854</sub> adquiere valores de  $R$  superiores y  $J_{nr}$  inferiores por sobre la totalidad de muestras estudiadas (simples, dobles y triples).

Para muestras triples con sebo de cerdo (ver figura 6.15), se observa que a 40°C manteniendo un 3% de SBS en la muestra y añadiendo un 6% CR+4% FAA o un 8% CR+2% FAA el comportamiento mecánico es similar durante el ensayo. Se observa que es posible reducir del 5% al 4% de SBS, siempre que se añada un 8% de neumático fuera de uso y un 4% de sebo de cerdo. Para una temperatura de 60°C, las muestras con 6% de CR y 2% de FAA son las que obtuvieron la mayor variación respecto a temperaturas más bajas. Esto significa que es posible reducir un 1% el contenido de SBS y añadir un 2% adicional de sebo de cerdo para adquirir un comportamiento equivalente; esto es aplicable para un CR del 6% o del 8% (véase la Figura 15c).

Estos resultados concuerdan con el uso de Sasobit para una triple modificación. En particular, es posible mejorar el comportamiento de los ligantes con modificación polimérica de CR o SBS variando el porcentaje de modificación o incluyendo una cera como el sebo de cerdo. Por ejemplo, la deformación acumulada generada por B50/70+5%SBS a 40°C alcanza el 29,11% para el décimo ciclo a 3,2kPa. Para mejorar este comportamiento se puede reducir la cantidad de SBS y añadir un polímero reciclado de menor coste como el CR. Los resultados indican que un B50/70 con una modificación del 3% de SBS más una modificación del 8% de CR consigue una deformación final acumulada del 13,98%, siendo un 51,98% más eficiente que el 5% de SBS. Además, se pueden obtener deformaciones menores reduciendo la cantidad de polímero reciclado CR e incorporando sebo de cerdo. En otras palabras, un B50/70 con 6% CR + 3% SBS + 2% FAA es un 43,91% mejor que la muestra con 3% SBS y 8% CR y un 73% mejor que un B50/70 con 5% SBS.

**Tabla 6.6.**  $J_{nr}$  y  $R$  para modificaciones triple con sebo de cerdo

Muestra	Parámetros	40°C	50°C	60°C	70°C	80°C
M <sub>6302</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,25	1,32	7,53	45,00	213,59
	$R$ (%)	49,22	36,43	22,96	9,21	2,37
M <sub>6304</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,17	0,90	4,69	25,18	213,59
	$R$ (%)	50,97	40,37	26,49	12,13	3,27
M <sub>6402</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,20	1,08	5,57	28,59	149,21
	$R$ (%)	51,11	39,62	25,73	12,49	4,14
M <sub>6404</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,13	0,67	3,15	15,73	95,48
	$R$ (%)	55,58	45,14	32,47	18,45	5,48
M <sub>6502</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,15	0,60	3,10	16,19	94,11
	$R$ (%)	55,38	46,30	32,55	16,46	5,49
M <sub>6504</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,10	0,38	1,53	10,94	58,00
	$R$ (%)	58,41	52,06	40,28	20,41	7,35
M <sub>8302</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,18	1,19	4,87	28,28	138,90
	$R$ (%)	52,81	38,37	26,83	11,44	3,51
M <sub>8304</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,12	0,62	3,07	17,14	86,35
	$R$ (%)	54,85	43,95	29,66	14,52	4,27
M <sub>8402</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,13	0,63	2,99	17,11	88,87
	$R$ (%)	56,35	45,34	32,40	15,99	5,66
M <sub>8404</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,12	0,57	2,34	14,17	72,37
	$R$ (%)	57,12	45,84	35,52	18,23	6,50
M <sub>8502</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,12	0,58	2,44	12,38	65,79
	$R$ (%)	57,70	46,56	35,13	18,67	6,54
M <sub>8504</sub>	$J_{nr}$ (1/kPa)	0,07	0,30	1,34	5,77	36,17
	$R$ (%)	61,04	53,28	40,35	25,71	9,72

En referencia a los indicadores  $J_{nr}$  y  $R$ , se observa nuevamente que el uso de sebo de cerdo consigue reducir el rango plástico. Además, para una mayor carga en fluencia, se observa un mayor valor de plastificación. A 3,2 kPa el sebo de cerdo reduce los valores de  $J_{nr}$  debido a una menor deformación permanente. Al comparar estos resultados con Sasobit, se observa que el sebo de cerdo es incluso mejor que otro tipo de cera como Sasobit, ya que consigue menores deformaciones, menores valores de  $J_{nr}$  y mayores valores de  $R$ .

En particular, si comparamos la muestra mencionada anteriormente, no genera cambios significativos a 40°C en comparación con una de las mismas características, pero con cera Sasobit. Sin embargo, al aumentar la temperatura a 80°C el sebo de cerdo FAA genera un rendimiento un 24,32% mejor que Sasobit. Esto se puede atribuir a la diferencia en el punto de fusión de las ceras ya que Sasobit tiene un rango de fusión entre 85°C y 115°C que es inferior al del sebo de cerdo.

### 6.3 Ensayo LAS

#### 6.3.1 Ligante Convencional

El ensayo Linear Amplitude Sweep (LAS) es fundamental para comprender cómo las bajas temperaturas afectan el rendimiento de los ligantes. Este análisis nos permite investigar estrategias que puedan mejorar la tenacidad del ligante en condiciones frías, lo que podría implicar la inclusión de aditivos modificadores. Estos aditivos pueden ser clave para adaptar el ligante a diversas condiciones climáticas, garantizando un mejor desempeño y una mayor durabilidad de las superficies pavimentadas.

Los resultados del ensayo LAS se presentan en la figura 6.16 para el ligante base B50/70. Se destaca que a temperaturas más bajas se alcanza un esfuerzo máximo mayor con una deformación menor. Este comportamiento se debe a que el B50/70 exhibe una mayor fragilidad a 20°C, lo que resulta en una falla más abrupta. Específicamente, a 20°C, se registra un esfuerzo máximo ( $\sigma_{max}$ ) de 0.5865 MPa con una deformación del 21%, mientras que, a 25°C, el esfuerzo disminuye un 42.93%, alcanzando una deformación del 23%.

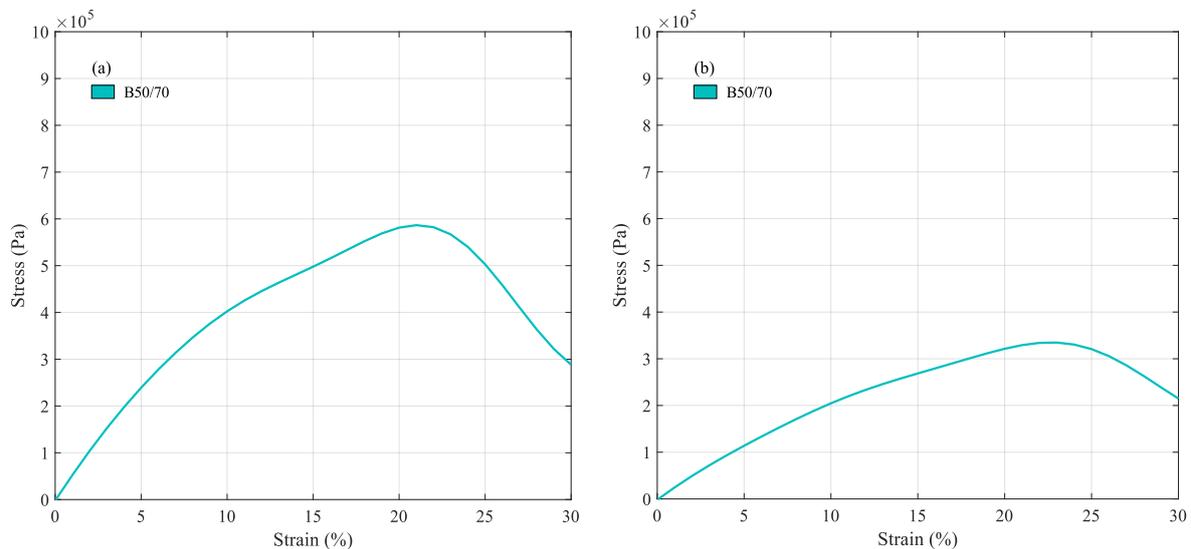


Figura 6.16. LAS para ligante base B50/70. a) 20°C; b) 25°C

#### 6.3.1.1 Análisis de Daño Continuo Viscoelástico (VECD)

Una vez obtenido los datos del ensayo, se estima el comportamiento de viscoelasticidad lineal para posteriormente calcular el daño de la muestra debido a la intensidad de daño aplicado. En la figura 6.17, se observa que la integridad de la muestra disminuye conforme aumenta la

intensidad de daño a los 20°C y 25°C. en este sentido, se observa que el B50/70 experimenta una pérdida significativa de su integridad, llegando incluso a alcanzar un 80% de pérdida.

### 6.3.1.2 Predicción Vida a la Fatiga

La normativa establece el parámetro  $N_f$  como la vida a fatiga, considerando diferentes niveles de tráfico en función de la deformación máxima esperada. Este parámetro es relevante para evaluar la durabilidad y resistencia de los materiales viscoelásticos frente a cargas cíclicas.

En la figura 6.18 se observar cómo la vida a fatiga del B50/70 desciende a medida que aumenta la deformación. Es importante destacar que el B50/70 muestra valores más bajos de  $N_f$  a medida que la temperatura aumenta. Por ejemplo, a una deformación del 2.5%, se observa una diferencia porcentual de 114% entre las diferentes temperaturas, lo que indica una mayor sensibilidad a la temperatura en este rango de deformación. Sin embargo, a una deformación más alta (10% de Strain), la diferencia entre las temperaturas se reduce a un 67%, lo que sugiere que el efecto de la temperatura es menos pronunciado a deformaciones altas.

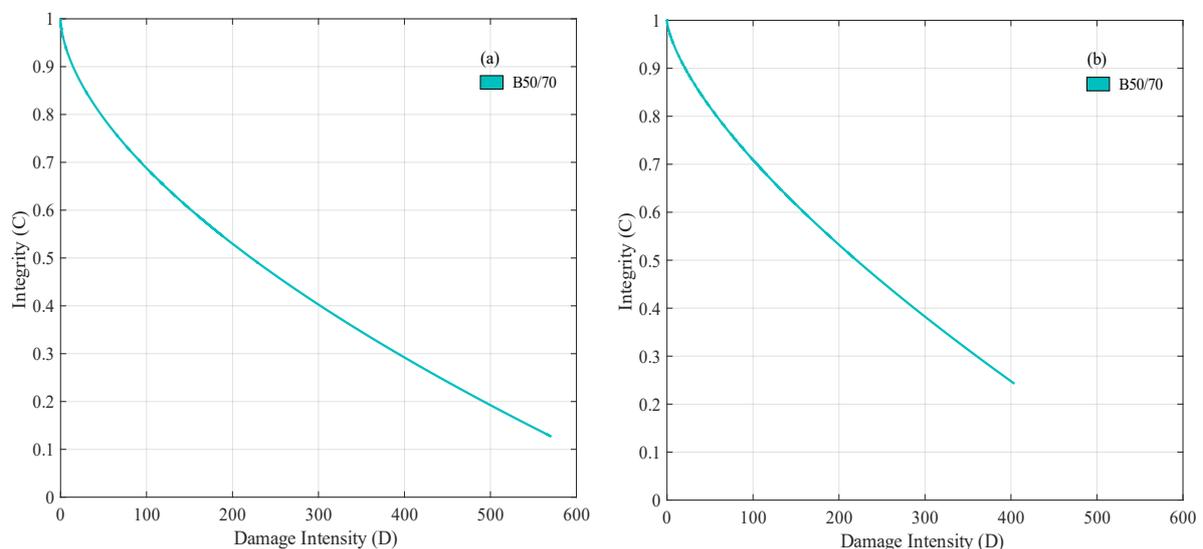


Figura 6.17. Integridad v/s Intensidad de daño para B50/70. a) 20°C; b) 25°C

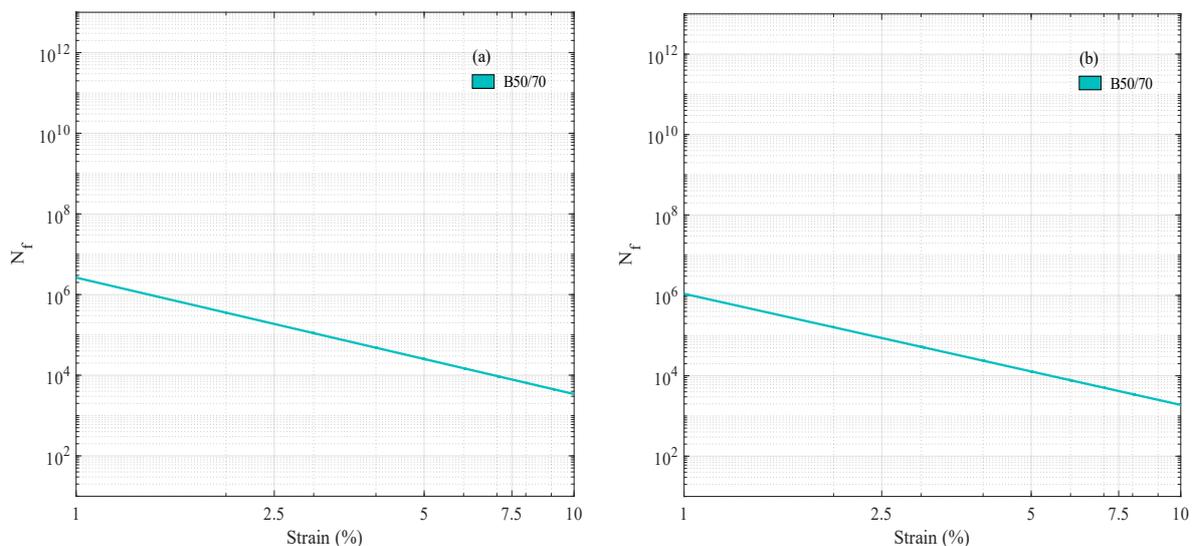


Figura 6.18. Curvas de predicción a la fatiga  $N_f$  para B50/70. a) 20°C; b) 25°C

Este análisis revela la importancia de considerar tanto la temperatura como la deformación máxima esperada al evaluar la vida a fatiga de los ligantes bituminosos, ya que tiene implicaciones significativas en el diseño y la selección del material.

### 6.3.2 Ligantes Modificados

Los resultados del ensayo LAS a muestras con modificaciones se observa en las figuras 6.19, 6.20, 6.21 y 6.22 para temperaturas de 20°C y 25°C. Las curvas de tensión-deformación de las muestras individuales se muestran en la figura 6.19. Los resultados muestran una reducción de la tensión máxima ( $\sigma_{max}$ ) al utilizar CR y SBS, mientras que aumenta con la cera Sasobit y sebo de cerdo. La modificación con un 10% de CR provoca una reducción del 35,55%, y el SBS consigue una reducción del 25,88-29,87%. Las modificaciones con Sasobit intensifican el esfuerzo en un rango de 38,15-69,78%. A 25°C las muestras con polímeros reducen el esfuerzo máximo.

El  $\sigma_{max}$ , se reduce en un 14,86%, con la adición de CR, mientras que este parámetro en las muestras de SBS aumenta sin mostrar una tendencia con respecto a la dosificación. El contenido de Sasobit aumenta la tensión de B50/70 en un 28,24-43,58%. Por su parte, la cera amida de ácido graso aumenta igualmente el esfuerzo máximo en comparación a los aditivos poliméricos, pero en un grado menor respecto a la cera Sasobit. A los 25°C el sebo de cerdo aumenta un 4,63% su  $\sigma_{max}$ , alcanzando una mayor deformación para dicho esfuerzo.

Respecto a las muestras dobles (ver Figura 6.20), se observa que la adición de CR-SBS no muestra una tendencia respecto a la dosificación de cada aditivo por separado. Añadiendo CR al 6% y 8%, las tensiones aumentan, excepto para la muestra con 5% SBS que alcanza una tensión máxima inferior en un 0,19%. A 25°C, el aumento de SBS en las modificaciones con igual contenido de CR reduce  $\sigma_{max}$ . Las muestras de doble CR-SBS con variación de CR presentan tensiones inferiores a las de una sola muestra de SBS.

Las tensiones alcanzadas por las adiciones triples con Sasobit se muestran en la figura 6.21. A 20°C,  $\sigma_{max}$  es superior a las muestras dobles y simples. Esto se debe a que a bajas temperaturas Sasobit genera un aumento de la rigidez (véanse la Figura 6.19). La mayoría de las muestras alcanzan su tensión máxima a una deformación del 25%. Para muestras con igual contenido de SBS-Sasobit, el 8% CR alcanza un mayor  $\sigma_{max}$  que las muestras con 6% de CR. El menor incremento lo consiguen las muestras con menor contenido de CR. En particular, Sasobit (2-4%) consigue un 21,91% y un 21,66% más de tensión para un ligante con 6% CR+5% SBS. A 25°C, la mayoría de las muestras triples con Sasobit alcanzan su  $\sigma_{max}$  para deformaciones superiores al 26%.

Respecto a las muestras triples con sebo de cerdo (ver figura 6.22), se aprecia que el menor contenido de SBS genera un menor esfuerzo alcanzado. Además, se demuestra que la incorporación de sebo de cerdo logra aumentar el esfuerzo alcanzado por una combinación de polímero CR-SBS. Sabemos que un 8% de neumático fuera de uso y un 3% de SBS logra un esfuerzo máximo de 470864 Pa a una deformación del 24,74%. Ahora bien, al incorporar un 2% de sebo de cerdo a dicha muestra, se logra aumentar el esfuerzo máximo hasta en un 57.84%, pero al aumentar la concentración de sebo de cerdo a un 4% no se asegura un mayor esfuerzo máximo.

Al aumentar la temperatura a 25°C (ver figura 6.12b), obtenemos que agregar un 5% de SBS al ligante base aumenta levemente el esfuerzo máximo e incluso la deformación alcanzada en dicho punto. La finalidad de reducir el contenido de SBS y obtener mejores resultados, se logra solo hasta un 4% de SBS, e incorporando únicamente un 8% de caucho de neumáticos de fuera de uso. Ahora bien, para este estudio se demuestra que todas las muestras presentadas logran aumentar el esfuerzo máximo.

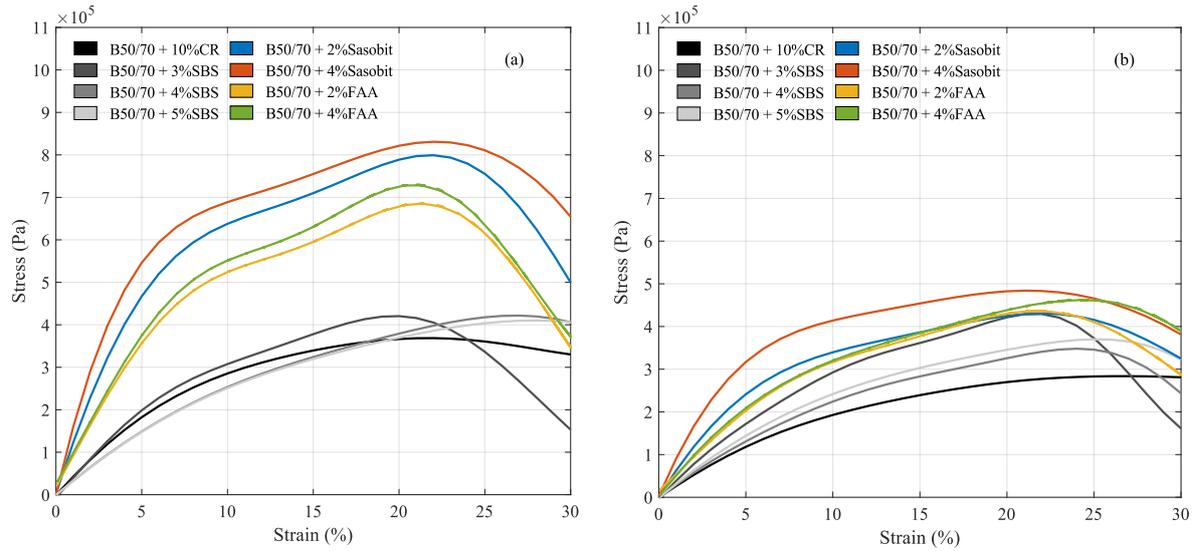


Figura 6.19. LAS para ligantes con modificación simple. a) 20°C; b) 25°C

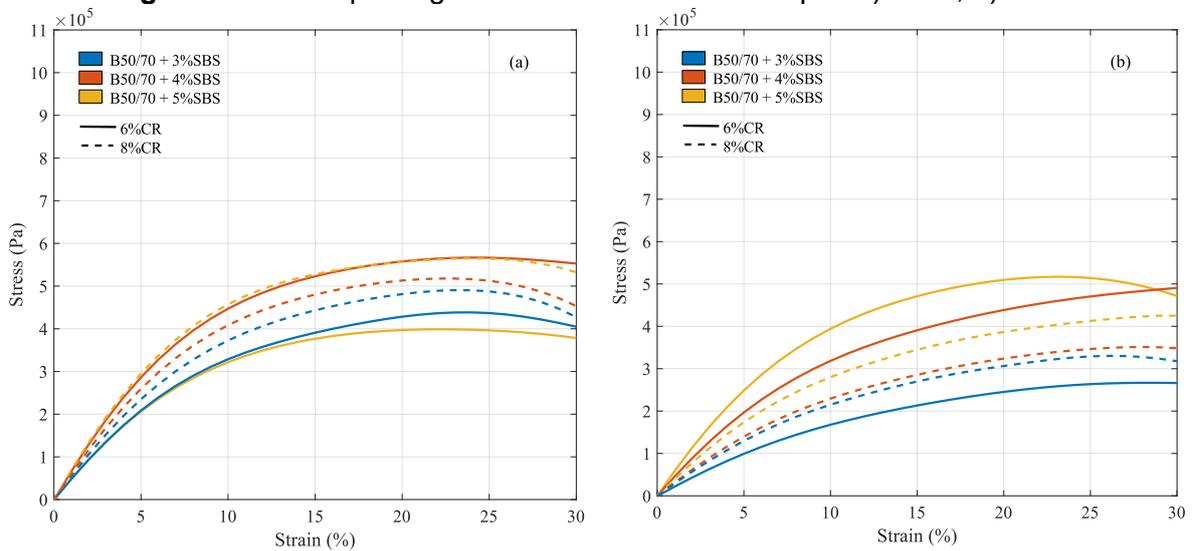


Figura 6.20. LAS para ligantes con modificación doble. a) 20°C; b) 25°C

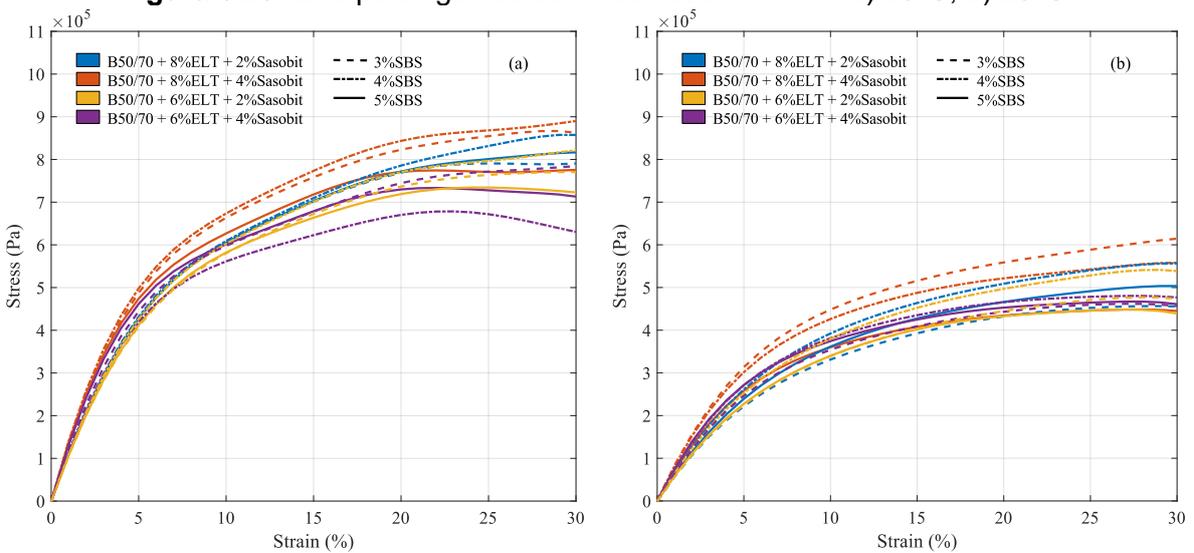
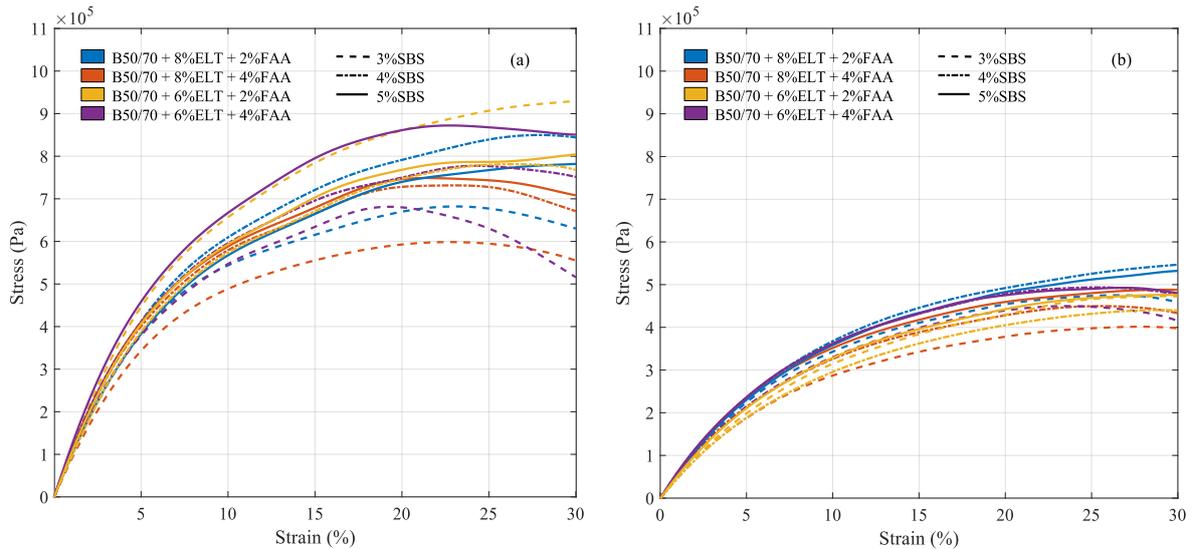


Figura 6.21. LAS para ligantes con modificación triple con cera Sasobit. a) 20°C; b) 25°C

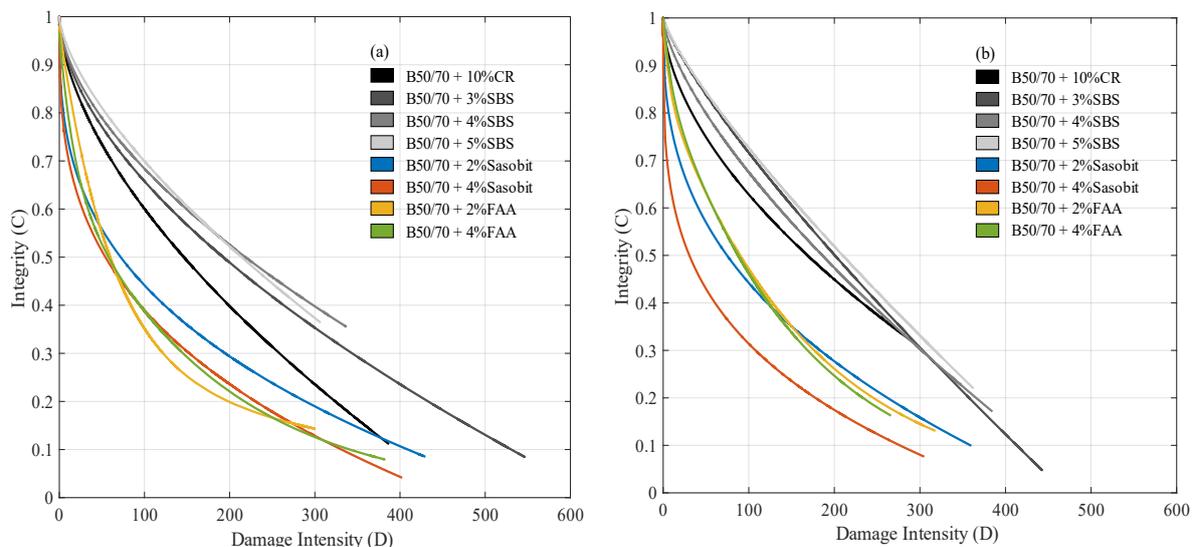


**Figura 6.22.** LAS para ligantes con modificación triple con ceramida de ácido graso. a) 20°C; b) 25°C

**6.3.2.1 Análisis de Daño Continuo Viscoelástico (VECD)**

En la figura 6.23 se muestra la relación Integridad versus Intensidad de daño de las muestras individuales. A 20°C para un daño inferior a 160, la muestra con 5% de SBS tiene una integridad superior a la B50/70 y a las otras modificaciones individuales. El daño final ( $D_f$ ) comparado con B50/70 a 20°C se reduce en las modificaciones  $M_{10000}$  y  $M_{0040}$  pero aumenta en las adiciones de SBS y 2% Sasobit. Al aumentar la temperatura a 25°C, se vuelve a confirmar que las ceras logran menores valores de integridad para una intensidad de daño determinada, lo cual no es beneficioso para la vida a la fatiga.

Las muestras dobles (Figura 6.24) a 20°C no superan la integridad del B50/70. Se observa que la incorporación de 8%CR a un ligante con 3%SBS muestra una integridad similar pero una menor acumulación de daños. Las muestras con 4%SBS alcanzan mayor integridad y menores acumulaciones de daños al incorporar 6-8%CR a la matriz. Además, se observa similitud en la integridad alcanzada por las curvas  $M_{8400}$  y  $M_{6400}$  para valores de D superiores a 300.



**Figura 6.23.** Integridad v/s Intensidad de daño para modificación simple. a) 20°C; b) 25°C

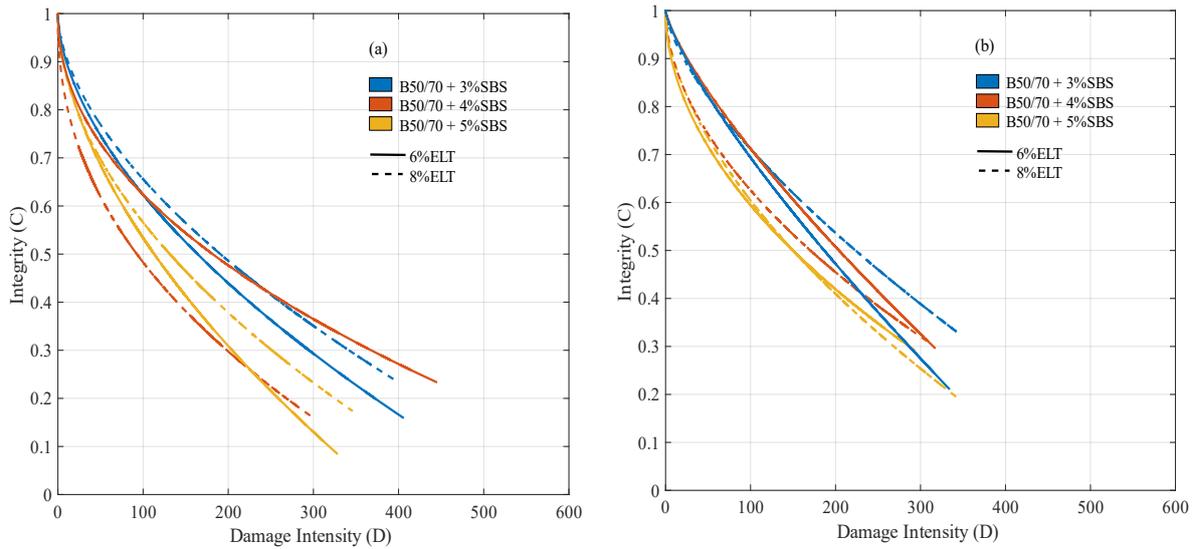


Figura 6.24. Integridad v/s Intensidad de daño para modificación doble. a) 20°C; b) 25°C

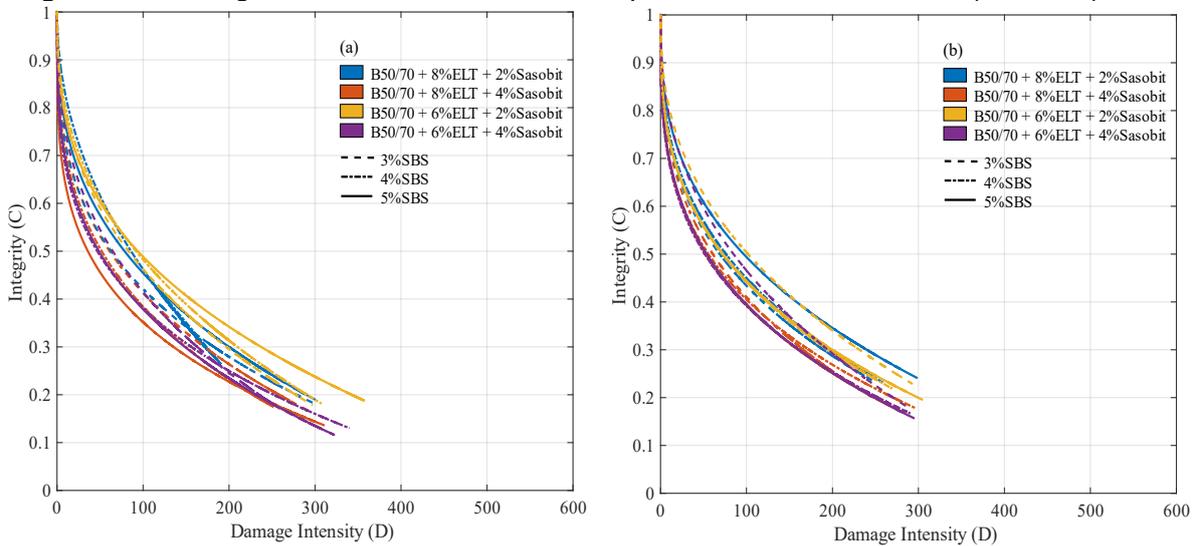


Figura 6.25. Integridad v/s Intensidad de daño para modificación triple con cera Sasobit. a) 20°C; b) 25°C

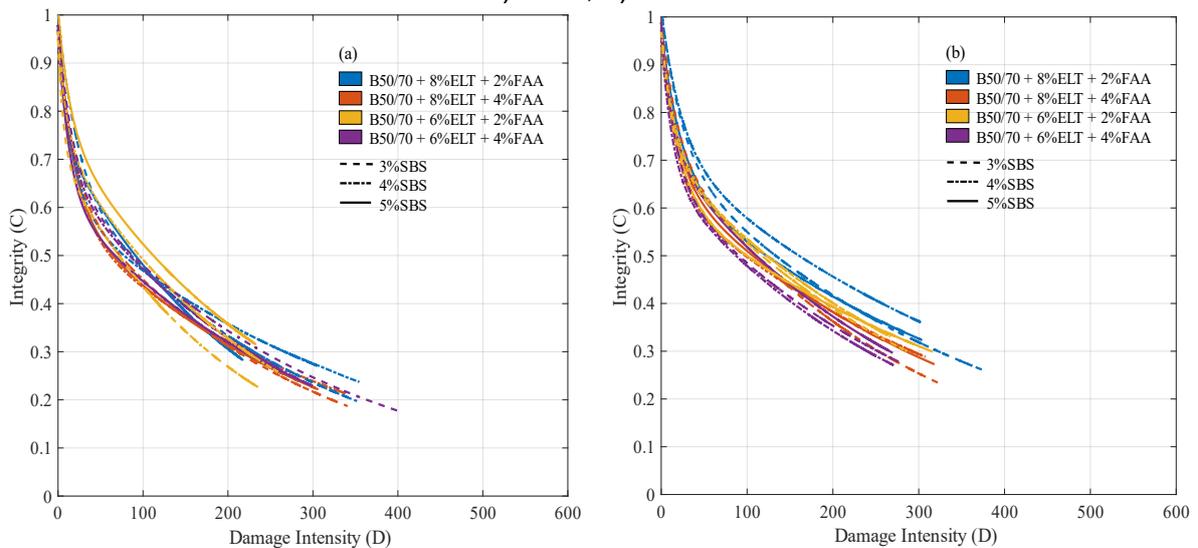


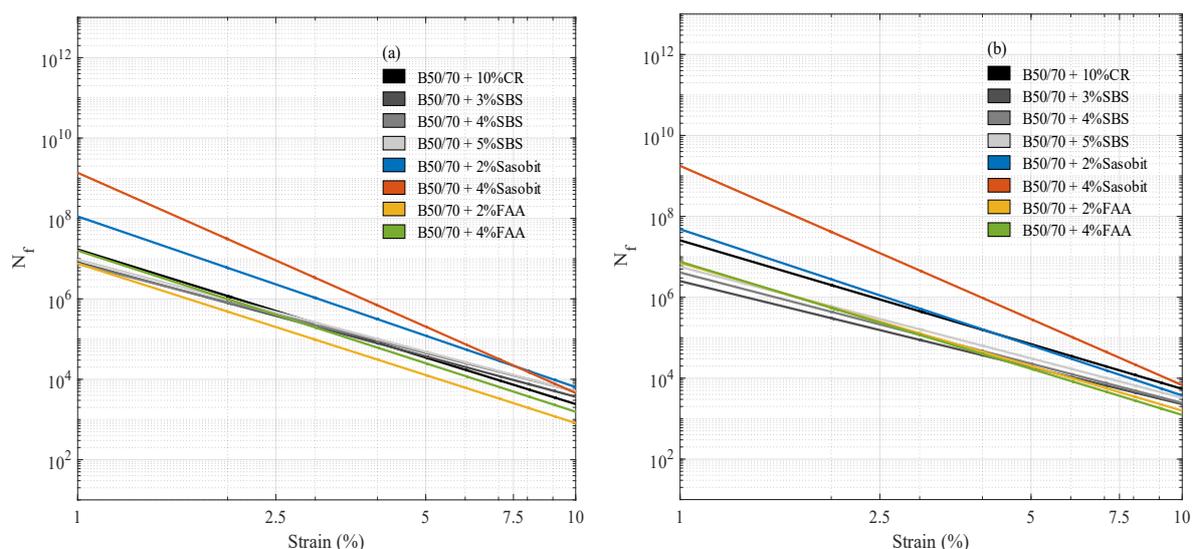
Figura 6.26. Integridad v/s Intensidad de daño para modificación triple con cera amida de ácido graso. a) 20°C; b) 25°C

En la figura 6.25 se muestran las curvas integridad-Intensidad de daño para muestras con modificación triple de cera Sasobit. Estas adquieren un comportamiento similar al adoptado por las modificaciones simples de cera. Así, las muestras triplemente modificadas presentan menor integridad que las muestras de polímero simple para daño puntual. Específicamente, a ambas temperaturas para igual dosificación de CR-SBS y la misma acumulación de daño, las muestras con 2% Sasobit muestran mayor integridad que aquellas con 4% Sasobit. A 20°C, se observa que la adición de Sasobit genera menor integridad que las muestras dobles con variación 6-8%CR+3-4%SBS. Las muestras simples de Sasobit adquieren mayor acumulación de daños que las modificaciones triples de igual dosificación de cera. A 25°C, las modificaciones triples con Sasobit adquieren menor integridad que las modificaciones dobles con igual dosificación de CR-SBS.

Al analizar las muestras triples con sebo de cerdo (ver figura 6.26), se observa que se logra disminuir la integridad de la muestra al aumentar su concentración de 2% a 4% para una intensidad de daño determinada. Excepto, en las combinaciones de 6%CR+3%SBS, ya que no se encontró un esfuerzo máximo al agregar cera amida de ácido graso. Al mantener la cantidad de CR en la muestra y variar el contenido de sebo de cerdo, se obtiene una mayor pérdida de la integridad. No se presenta una tendencia clara al variar el contenido de SBS y mantener constante las modificaciones de CR y FAA.

### 6.3.2.2 Predicción Vida a la Fatiga

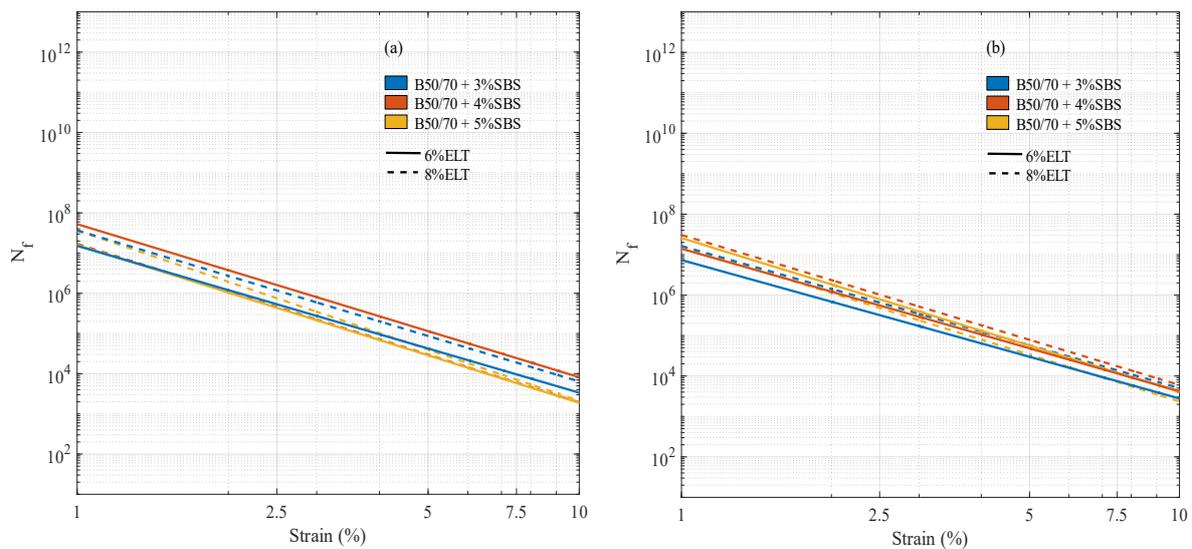
La figura 6.27 muestra la vida a fatiga de las modificaciones simples. Al aumentar las velocidades de deformación a ambas temperaturas, los ligantes modificados y convencionales reducen la vida a fatiga  $N_f$ . A 20°C, las muestras con Sasobit muestran una  $N_f$  superior al B50/70, aumentando este parámetro para deformaciones del 2,5% en un rango de 4743,40-1128,92%. Para el mismo nivel de deformación, una mayor dosificación de SBS se traducirá en un mayor  $N_f$ . Para deformaciones bajas, la adición de CR aumenta el  $N_f$ , sin embargo, lo disminuye a deformaciones altas. A 25°C, todas las modificaciones individuales muestran valores de  $N_f$  superiores a B50/70. La adición de CR aumenta el  $N_f$  de 914,04% a bajas deformaciones a 187,97% a altas deformaciones (10%). La muestra 2% Sasobit muestra un aumento de  $N_f$  de 1178,89% para deformaciones bajas y 98,30% a deformaciones altas, mientras que la muestra 4% Sasobit aumenta de 14072,13% a 256,82%.



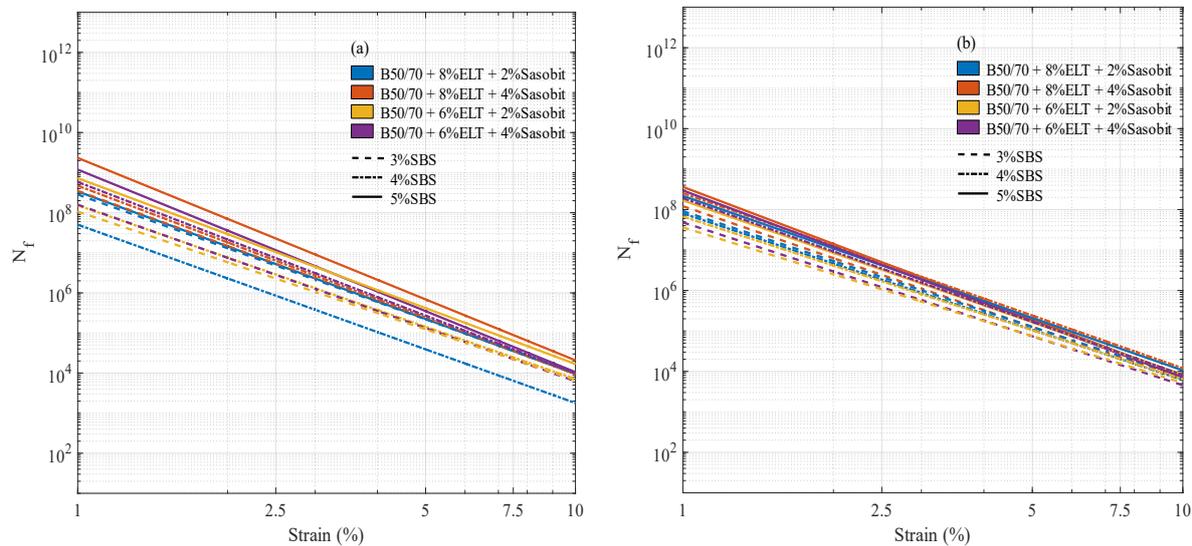
**Figura 6.27.** Curvas de predicción a la fatiga  $N_f$  para modificación simple. a) 20°C; b) 25°C

Respecto a la modificación doble se muestran los resultados en la figura 6.28. A 20°C, para

una deformación del 5%, las muestras tienen un  $N_f$  superior a B50/70. Se observa que las muestras con 3% y 5% de SBS adquieren mayor  $N_f$  con la adición de 8%CR que con 6%CR. Comparada con la modificación 3%SBS, la muestra 8%CR+3%SBS presenta un  $N_f$  superior en todo el rango, mientras que la 6%CR+3%SBS mantiene una vida a fatiga superior hasta deformaciones del 7,5%. El 8%CR+4%SBS adquiere un  $N_f$  superior al de la modificación simple 4%SBS, sólo hasta deformaciones del 2,5%. Del mismo modo, las modificaciones 6-8%CR+5%SBS sólo superan a la 5%SBS hasta deformaciones del 2,5%. A 25°C, las muestras dobles tienen  $N_f$  superior a B50/70. Se observa que las muestras con 4% y 3%SBS adquieren mayor  $N_f$  con la adición de 8%CR que con 6%CR. La adición de CR aumenta el valor de  $N_f$  respecto a la simple adición de 3%SBS en un 322,65-120,28% para 8%CR+3%SBS y 106,74-22,09% para 6%CR+3%SBS.



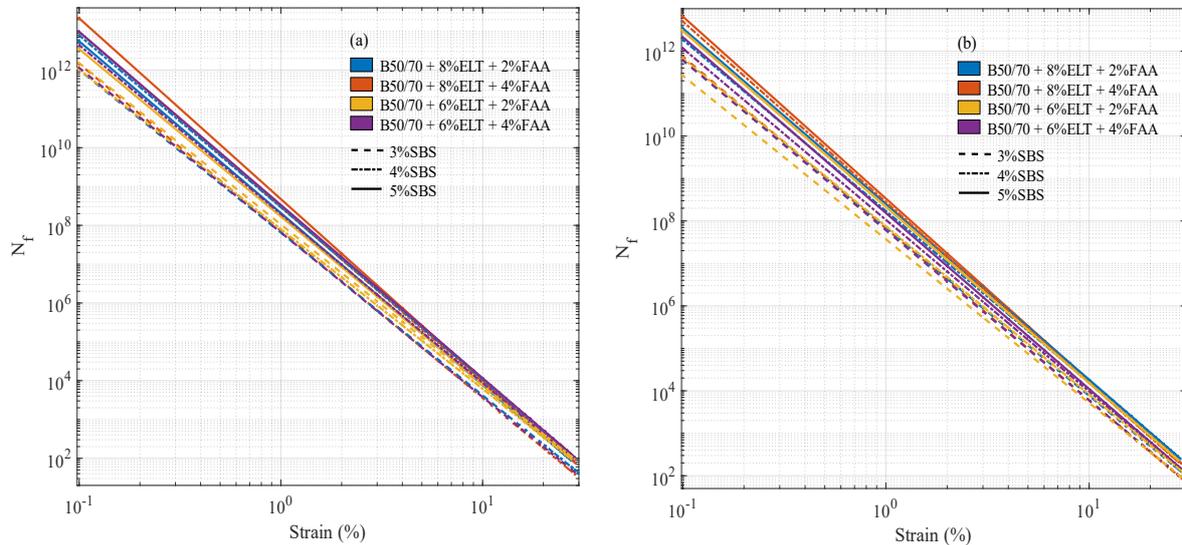
**Figura 6.28.** Curvas de predicción a la fatiga  $N_f$  para modificación doble. a) 20°C; b) 25°C



**Figura 6.29.** Curvas de predicción a la fatiga  $N_f$  para modificación triple con cera Sasobit. a) 20°C; b) 25°C

La vida a fatiga de las adiciones triples con cera Sasobit se muestra en la figura 6.29. En comparación con las modificaciones dobles, la adición de cera aumenta los valores de  $N_f$ . Para deformaciones del 2,5%, las modificaciones triples con el mismo contenido de CR-SBS pero con 4%Sasobit tienen  $N_f$  más altos. Para la muestra 4%Sasobit, sólo la incorporación

de 6-8%CR+5%SBS tiene un  $N_f$  superior a niveles de deformación del 2,5%; para deformaciones del 5%, sólo la muestra M<sub>6340</sub> tiene un  $N_f$  inferior. A 25°C, las modificaciones triples adquieren valores de  $N_f$  superiores a B50/70 para deformaciones de hasta el 2,5%. Para el mismo contenido de SBS-Sasobit, las muestras triples con 8%CR presentan un  $N_f$  superior. A niveles de deformación del 2,5%, las muestras con la misma dosificación de CR-SBS pero mayor contenido de Sasobit presentan un  $N_f$  superior.



**Figura 6.30.** Curvas de predicción a la fatiga  $N_f$  para modificación triple con cera amida de ácido graso. a) 20°C; b) 25°C

Con respecto a los valores  $N_f$  de las muestras con sebo de cerdo, estas también disminuyen su valor al aumentar la deformación (ver figura 6.30). La vida a la fatiga aumenta tras el aumento de la adición del sebo de cerdo, lo que sugiere que el FAA mejora la resistencia a la fatiga. Ahora bien, al comparar las muestras respecto a la posibilidad de reducir el contenido de SBS, se demuestra que en todo el dominio de la deformación aplicada el  $N_f$  es mayor, logrando reducir una vez más el SBS desde un 5% hasta un 3%. A bajas deformaciones (2,5%) se adquieren las mayores diferencias, por ejemplo, la incorporación de un 8% de caucho CR junto a la reducción a 3%SBS logra un 149,04% de mayor eficiencia en valores  $N_f$ . La cual, puede ser mejorada a un 397,13% de mejor rendimiento con la incorporación de la cera de sebo de cerdo. A los 25°C, el sebo de cerdo mejora su rendimiento, logrando mayores valores  $N_f$  cuando el porcentaje de modificación es del 2% de cera en comparación a Sasobit, lo que podría deberse al punto de fusión de las ceras mencionadas. A pesar de ello, al analizar un 4% de cera en las modificaciones triples no se presentan diferencias claras entre el sebo de cerdo y Sasobit.

## 6.4 Ensayo BYET

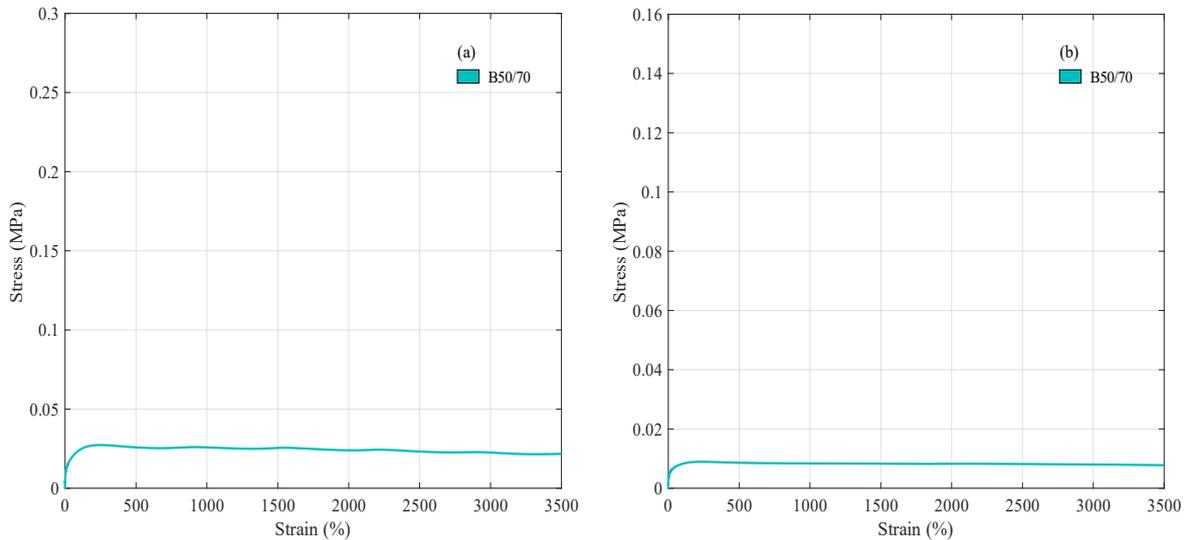
### 6.4.1 Ligante Convencional

El ensayo BYET emplea la energía de fluencia como indicador del rendimiento a fatiga de los ligantes bituminosos. Esta energía es calculada como el área bajo la curva esfuerzo-deformación hasta alcanzar la tensión máxima. Los resultados obtenidos para el ligante B50/70 se presentan en la figura 6.31.

A una temperatura de 20°C, se registra un esfuerzo máximo de 0.03MPa, alcanzando a una deformación del 254.51%. Al aumentar la temperatura a 25°C, el esfuerzo disminuye a 0.01MPa, observando a una deformación del 244.87%. Este descenso en el esfuerzo máximo con el aumento de la temperatura indica una mayor susceptibilidad del ligante a la

deformación a temperaturas más altas.

En cuanto a la energía de rendimiento ( $E_r$ ), se observa que a 20°C su valor es de 5.96MPa, mientras que a 25°C este valor disminuye a 1.96MPa. Esta reducción en la energía de rendimiento a temperaturas más alta indica una disminución en la capacidad del ligante a resistir la fatiga, lo que puede tener implicaciones significativas en la durabilidad y el rendimiento del pavimento bajo diferentes condiciones climáticas.

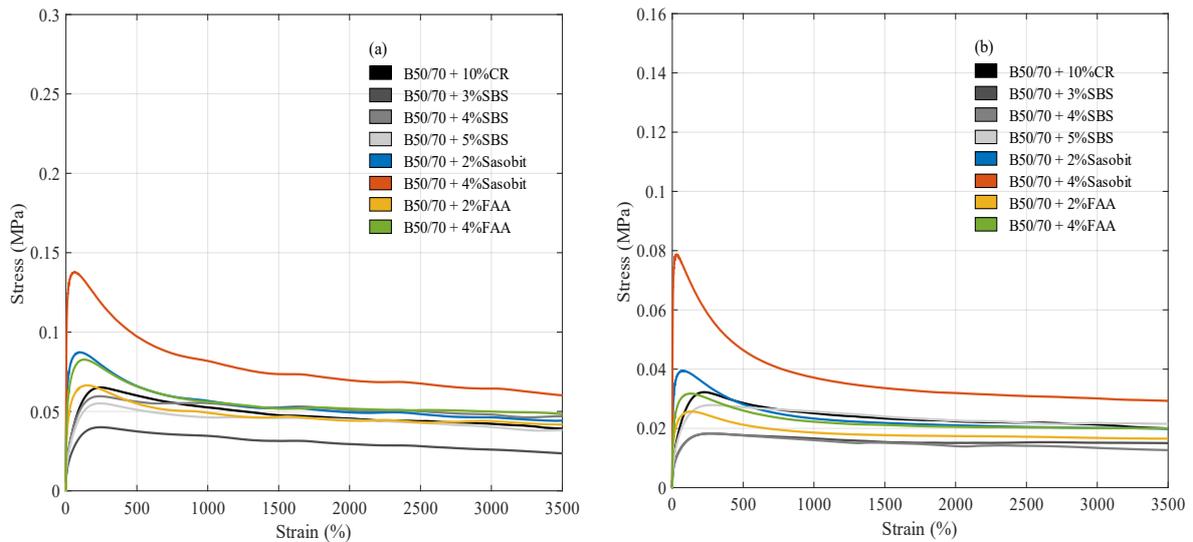


**Figura 6.31.** Curvas de Esfuerzo-Deformación del BYET para B50/70. a) 20°C; b) 25°C

#### 6.4.2 Ligantes Modificados

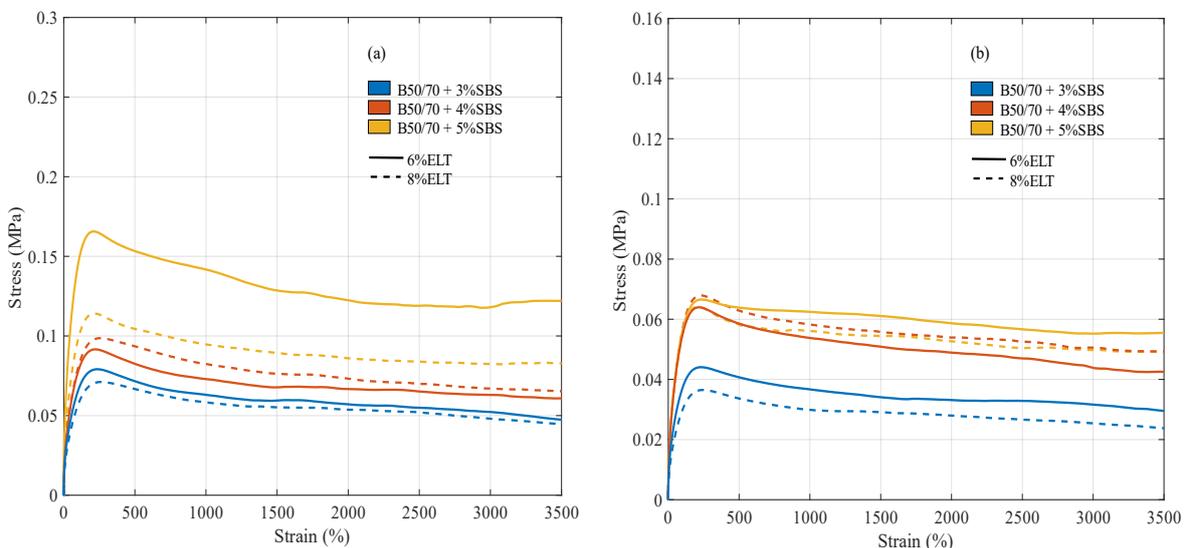
La curva tensión-deformación de las adiciones simples se muestra en la Figura 6.32. Las modificaciones simples adquieren una tensión máxima superior a B50/70 a 20°C y 25°C. El 10%CR aumenta la  $E_r$  a 20°C. Las adiciones de 3%SBS y 5%SBS aumentan en 46,80% y 101,94%, respectivamente. Sasobit intensifica el aumento de la tensión, un 2% de Sasobit es superior en un 219,65% y 4% Sasobit en un 404,62%. A 25°C, la muestra simple 10%CR alcanza una tensión máxima un 260,52% superior a la B50/70. La dosificación de SBS aumenta entre un 104,17 y un 211,93%, mientras que la de Sasobit lo hace en un 342,10% y un 780,95%, respectivamente. La deformación para la tensión máxima se reduce en las probetas CR y Sasobit, pero es mayor en las probetas con SBS. A ambas temperaturas después del pico, la B50/70 tiene una disminución insignificante respecto a la que presentan las probetas con polímeros y cera.

En la figura 6.33 se muestra el nivel de tensión alcanzado por las modificaciones dobles. A 20°C, las adiciones dobles presentan tensiones más elevadas que B50/70 y las modificaciones simples. Las muestras con un 8% de CR muestran un mayor aumento de B50/70 en comparación con las muestras con un 6% de CR. A 25°C las modificaciones con 8% CR aumentan la tensión del B50/70 en el campo de 308,37-660,14%, y las de 6%CR en el campo de 393,07-644,86%. A ambas temperaturas (post-pico), las curvas del polímero disminuyen rápidamente en comparación con la B50/70, que no muestra una reducción considerable.



**Figura 6.32.** Curvas de Esfuerzo-Deformación del BYET para modificaciones simples. a) 20°C; b) 25°C

En la figura 6.34 se muestra la curva tensión-deformación de las modificaciones triples con cera Sasobit. En las modificaciones con igual cantidad de SBS-Sasobit, las muestras con mayor contenido de CR adquieren mayor tensión, reduciéndose su deformación. En las modificaciones con un 6% de CR y el mismo contenido de Sasobit, el aumento de la dosificación de SBS incrementa la tensión máxima. Para 25°C e igual dosificación CR-SBS, el aumento del contenido de Sasobit incrementa la deformación. Un contenido de 8%CR aumenta la energía de fluencia para muestras triplicadas de igual contenido de SBS-Sasobit con respecto a las muestras con 6%CR. Las modificaciones con un 2% de Sasobit adquieren un mayor rendimiento energético que las muestras con un 4% de Sasobit.

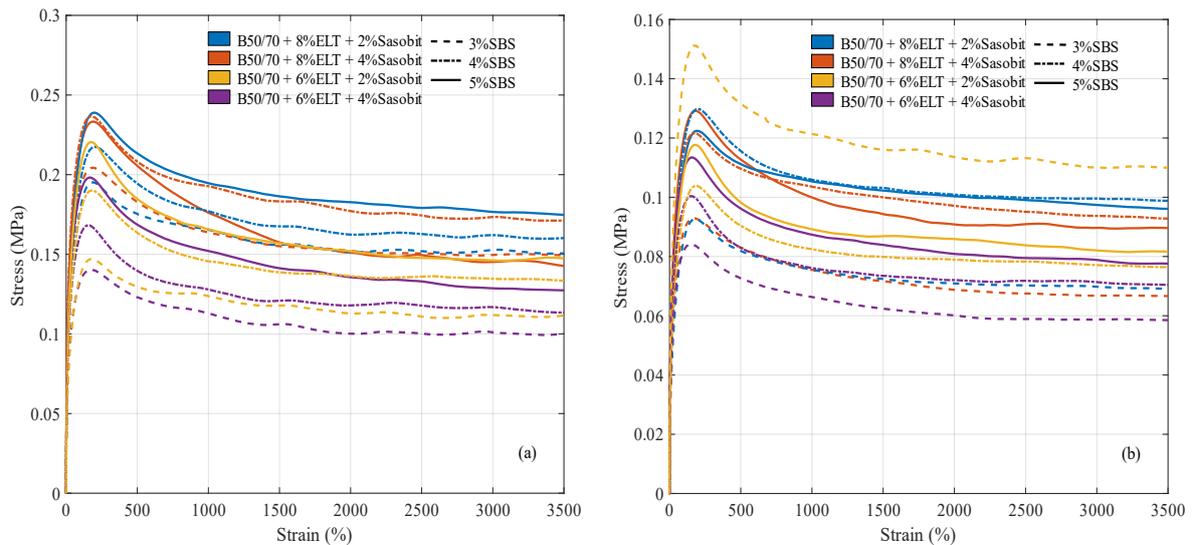


**Figura 6.33.** Curvas de Esfuerzo-Deformación del BYET para modificaciones dobles. a) 20°C; b) 25°C

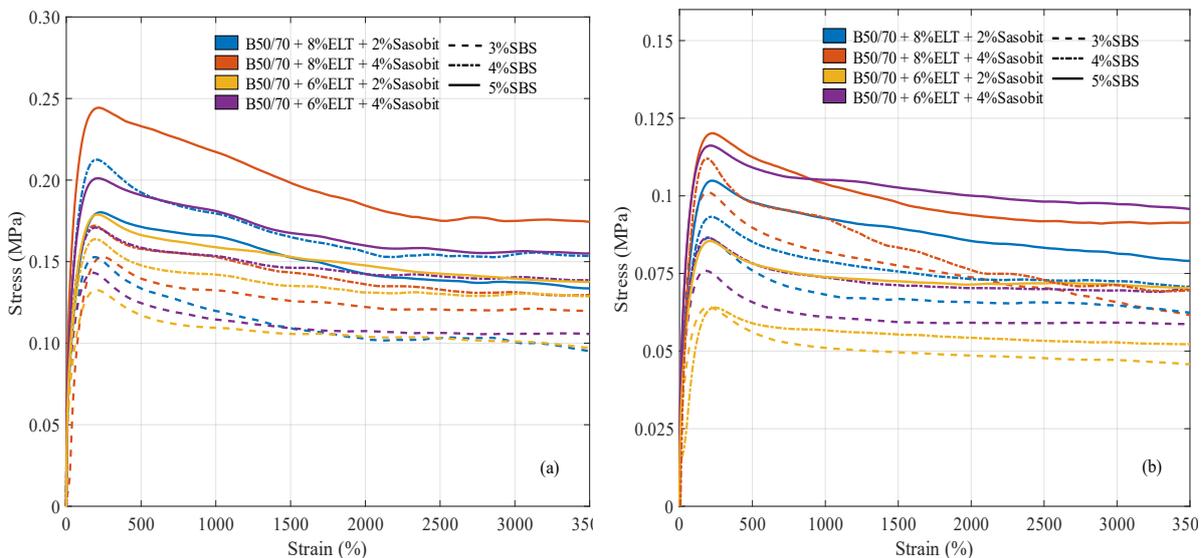
Respecto a las modificaciones triples con ceramita de ácido graso los resultados demuestran que a los 20°C una mayor incorporación genera un aumento del esfuerzo máximo ( $\sigma_{max}$ ). Sin embargo, el sebo de cerdo no es la cera que logra mayores esfuerzos máximos, ya que Sasobit logra incluso mayores para 20°C y 25°C. En particular, una modificación simple B50/70+Sasobit es un 75% mejor para un 4% de modificación y un 18% para un 2% en comparación al sebo de cerdo. A pesar de que Sasobit posee un mayor valor del  $\sigma_{max}$  que el

sebo de cerdo, es importante destacar que la FAA logra alcanzar mayores deformaciones en dicho esfuerzo. Con ello, al calcular el área bajo la curva hasta el  $\sigma_{max}$  se obtiene que el sebo de cerdo logra una mayor energía de fluencia ( $E_r$ ). Lo cual significa que el ligante B50/70 más la cera amida de ácido graso pueden soportar una mayor cantidad de carga antes de ceder.

El sebo de cerdo en condiciones de triple modificación mejora notablemente el rendimiento frente a SBS. Un ejemplo claro es el rendimiento alcanzado por un B50/70 con 5%SBS a 20°C, el cual bajo las mismas condiciones logra un esfuerzo máximo de 0.06 MPa y una energía de fluencia de 10,96 MPa. Al comparar con las muestras en estudio, este es superado notablemente por una modificación de 6%CR+3%SBS+2%FAA, la cual logra un esfuerzo máximo mayor al 116%, logrando incluso duplicar la energía de fluencia.



**Figura 6.34.** Curvas de Esfuerzo-Deformación del BYET para modificaciones triples con cera Sasobit. a) 20°C; b) 25°C



**Figura 6.35.** Curvas de Esfuerzo-Deformación del BYET para modificaciones triples con cera amida de ácido graso. a) 20°C; b) 25°C

## 7. MÁSTICOS BITUMINOSOS



## 7 Másticos bituminosos

### 7.1 Introducción

En este capítulo se presenta un análisis reológico de másticos bituminosos, tanto convencionales como modificados, con especial atención a la influencia de diversos materiales tradicionales, como la piedra caliza y la cal hidratada, así como de subproductos industriales como las cenizas volantes y la escoria de horno de cuchara. Estas modificaciones se aplican en función de diferentes relaciones entre el filler y el ligante bituminoso ( $f/b$ ).

Respecto a la metodología, se realiza un análisis exhaustivo de las propiedades viscoelásticas lineales (LVE) y de los procesos de daño continuo en los másticos, empleando ensayos como el reómetro de corte dinámico (DSR), la recuperación elástica múltiple (MSCR), los ensayos de amplitud lineal (LAS) y el ensayo de tracción en flexión (BYET).

Como complemento, se introduce la aplicación de un nuevo modelo reológico diseñado para los másticos bituminosos, utilizado para examinar fenómenos de fluencia y recuperación múltiple en el ensayo MSCR. Este modelo permite una caracterización detallada del comportamiento viscoelástico de las muestras, evaluando su capacidad de memoria y el historial de deformaciones experimentado por el material. Además, facilita el análisis de la elasticidad del sistema filler, diferenciando su naturaleza y contenido según la relación  $f/b$ .

### 7.2 Filleres Convencionales

#### 7.2.1 Ensayo DSR

Las propiedades viscoelásticas lineales se refieren a las características de un material que exhibe tanto el comportamiento viscoso como elástico. A continuación, en la Figura 7.1 se muestran las curvas maestras  $|G^*|$  y la variación del ángulo  $\delta$  para másticos bituminosos.

Los resultados indican que los másticos, en función de las distintas relaciones  $f/b$ , generan una banda de uso característica de la capacidad de rigidez asociada a cada tipo de filler. En particular, se observa un incremento en la rigidez para los másticos con cal hidratada (HL), cenizas volantes (FA) y caliza (L). A bajas temperaturas o a frecuencias reducidas elevadas  $\omega_r$ , no se aprecian diferencias significativas entre los filleres estudiados, obteniéndose una rigidez promedio de 109 Pa. Sin embargo, a altas temperaturas o frecuencias reducidas bajas  $\omega_r$ , emergen diferencias entre las muestras, atribuibles tanto a la susceptibilidad térmica como a la cantidad de filler por unidad de volumen de ligante bituminoso en cada mezcla. Las muestras con filler de cal hidratada (HL) (Figura 7.1a) presentan la mayor rigidez en comparación con los másticos FA y L en todos los dominios  $\omega_r$  y relación  $f/b$ . A 10°C, el filler HL genera una rigidez de 49 MPa para la relación  $f/b$  de 1,25, que desciende posteriormente a 21,41MPa-10,6 MPa, para la relación  $f/b$  igual a 0,50 a una frecuencia de 1,59Hz.

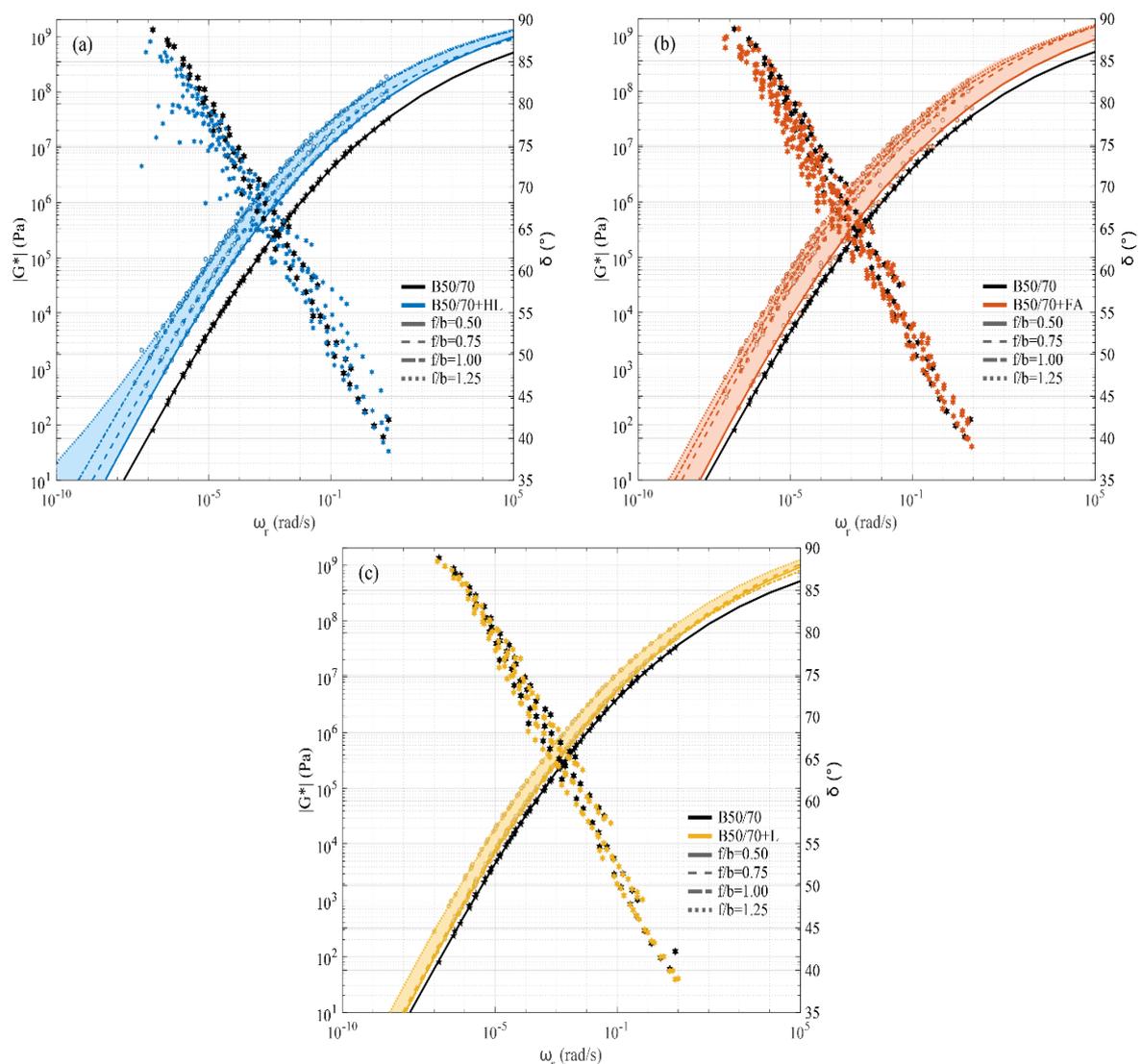
Por el contrario, las muestras con FA generan un máximo de 46 MPa para  $f/b$  igual a 1,25, y disminuye en 31 MPa, para la menor dosificación ( $f/b$  igual a 0,50), generando una mayor variación en los valores de  $|G^*|$ , y provocando una diferencia del 16,54% respecto al filler HL. Esta variación del módulo complejo  $|G^*|$  producto del aumento de la relación  $f/b$  se produce debido a la gran capacidad de rigidez obtenida por el filler HL, generando un punto de inflexión para menores  $\omega_r$ , debido a la mayor cantidad de partículas finas que posee este filler, en comparación con el filler FA.

Sin embargo, al comparar el comportamiento reológico del filler FA con L, se obtiene un aumento en la diferencia de los valores del módulo completo  $|G^*|$  a una temperatura de 10°C. El mástico de cenizas volantes genera una rigidez de un 66,69% superior en comparación con el mástico L. A medida que aumenta la temperatura (70°C), los valores de  $|G^*|$  aumentan sin una gran variación entre los filleres, generando un crecimiento paralelo al producido por

el ligante tipo B50/70 (Figuras 7.1b y 7.1c).

Por otro lado, al ajustar las curvas mediante la función sigmoial y determinar el  $I_{mastic}$ , se obtiene que los másticos con HL presentan una mayor rigidez  $|G^*|$  por cantidad masa-volumen. Los másticos con FA definen una banda de uso con un área mayor que los otros filleres con un crecimiento del 91,52%, siendo más susceptibles a las variaciones de temperatura y frecuencias. Los másticos L generan una diferencia en los valores del módulo complejo  $|G^*|$  del 36,92%, sobre la variación de la dosificación f/b. Por último, los másticos con HL generan una banda de utilización con un crecimiento del 40,59% sobre la dosificación de f/b 0,50. Esta diferencia del HL se debe únicamente a la capacidad reológica que adquiere a temperaturas elevadas, siendo el único tipo de filler que alcanza una rigidez de 108 Pa.

Respecto a los datos de salida de la Ecuación 4.2 se obtiene un crecimiento de 10 Pa como media entre las asíntotas superior e inferior de todas las muestras. El punto de inflexión se desplaza hacia la derecha para los valores de  $\omega_r$  añadiendo filleres de FA, HL y L. La pendiente de la curva es directamente proporcional a la cantidad de relleno colocado en la mezcla, generando valores más altos de  $|G^*|$  a menor  $\omega_r$ .

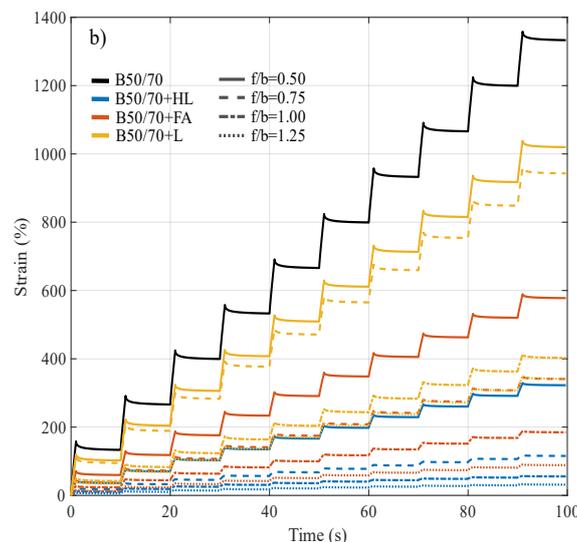


**Figura 7.1.** Curvas Maestras de  $|G^*|$  and  $\delta$  para másticos bituminosos. a) Cal Hidratada; b) Cenizas Volantes; c) Caliza

### 7.2.2 Ensayo MSCR

Las deformaciones observadas durante la aplicación de los fenómenos de fluencia y recuperación múltiple en las probetas de ligante y mástico bituminoso permiten cuantificar la contribución del tipo de filler utilizado y su relación con la masa de ligante B50/70. Con ello, es posible detallar las propiedades reológicas del mástico bituminoso aplicando el modelo propuesto (ver Capítulo 5), incluyendo la transición viscoelástica durante el ensayo MSCR, la cual podría provocar deformaciones permanentes en las mezclas bituminosas.

En la Figura 7.2 se muestran las deformaciones acumuladas de las probetas para una temperatura de 50°C. Los datos experimentales obtenidos indican que el ligante tipo B50/70 presenta una deformación acumulada de 1333,1%. Sin embargo, al añadir filler, se determina que L presenta las mayores deformaciones alcanzando un rango de 341,34-1019,90% de deformación acumulada para la variación de  $f/b$  0,50-1,25. Respecto a las muestras con filler FA se alcanza un dominio de 88,58-577,73% presentando una diferencia porcentual de 43-74% de mejor comportamiento mecánico, respecto al filler L para la misma variación. Finalmente, los másticos con HL presentan el mejor comportamiento recuperando gran parte de la deformación. Los valores oscilan entre 31,45-322,63% de deformación acumulada definiendo una mejora de 68-91% en referencia al mástico L para los límites  $f/b$  1,25-0,50, respectivamente.



**Figura 7.2.** Ensayo MSCR para 50°C

En primer lugar, se ajusta el modelo fraccionario para los ligantes bituminosos, lo que permite caracterizar las deformaciones viscoelásticas del ligante B50/70. A continuación, una vez determinadas las propiedades del ligante, se aplica un modelo que incorpora partículas sólidas en su interior, con el objetivo de describir con mayor precisión el comportamiento del filler utilizado y analizar en detalle los fenómenos de fluencia y recuperación de los másticos bituminosos. La metodología empleada para esta caracterización se presenta en la Figura 7.3.

En la Figura 7.4 se observa la variación numérica de los parámetros fraccionarios. El exponente fraccionario  $\alpha$  y  $\beta$  demuestra la transición viscoelástica del B50/70, ya que cuando este valor es 0, el material en estudio se considera un sólido completamente elástico, mientras que si alcanza el valor máximo (igual a 1), el material se considera un fluido newtoniano.

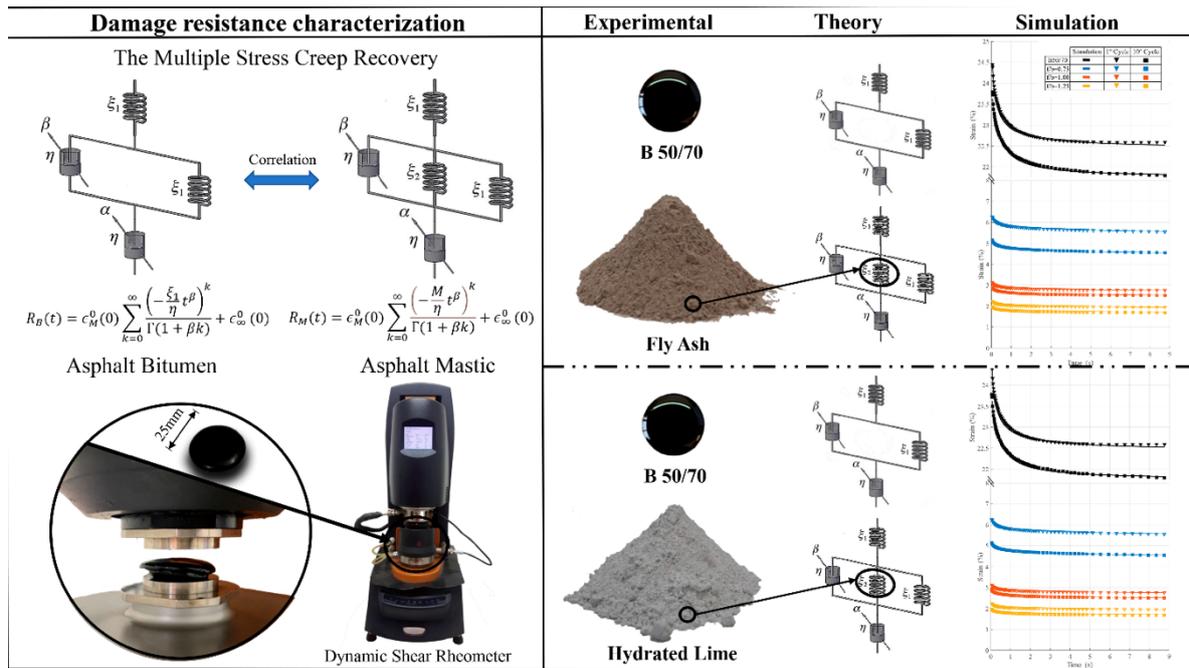
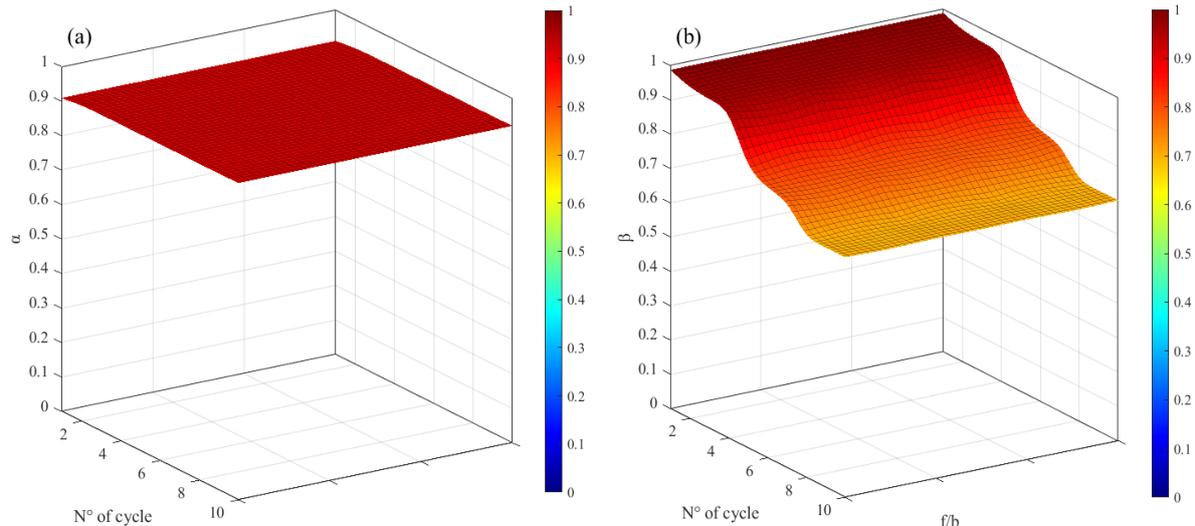


Figura 7.3. Metodología de ajuste para másticos bituminosos

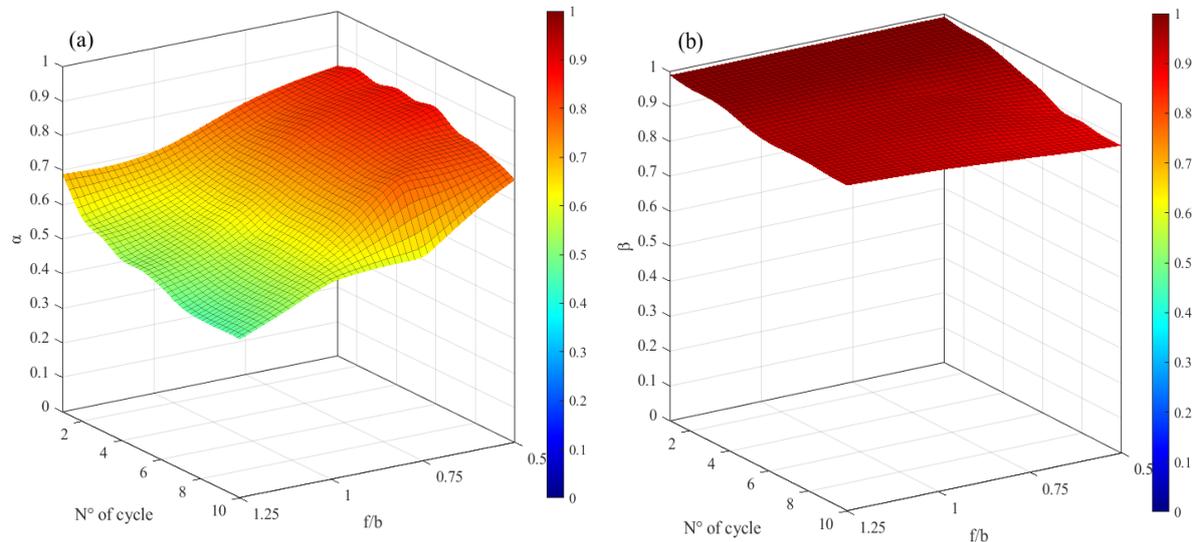
En la Figura 7.4a se observa el comportamiento del parámetro  $\alpha$ , que comienza con un valor de 0.9088 en el primer ciclo del ensayo y alcanza un valor de  $\alpha = 0.9189$  en el último ciclo del MSCR, lo que evidencia una mayor tendencia a la acumulación de ciclos.

Por otro lado, en la Figura 7.4b se muestra que el ligante B50/70, a una temperatura de 50°C, presenta un valor inicial de  $\beta=0.98$  en el primer ciclo del MSCR a 3.2 kPa. Sin embargo, en el último ciclo del ensayo, este valor disminuye significativamente hasta  $\beta = 0.777$ , lo que refleja la capacidad del ligante B50/70 para reblandecerse bajo tensiones múltiples, resultando en una menor capacidad de recuperación  $\beta$ . Esto indica que, en los primeros ciclos, el ligante B50/70 exhibe un mayor dominio de fluencia recuperable en comparación con el dominio plástico. No obstante, a partir del quinto ciclo, este valor disminuye abruptamente, lo que pone de manifiesto un mayor grado de plastificación.

Posteriormente, al ajustar el modelo reológico mediante la Ecuación (5.44) para másticos bituminosos (ver Figuras 7.5, 7.6 y 7,7), se alcanzan valores  $\alpha$  más bajos debido a la capacidad elástica del filler, que retrasa el estado de deformación mencionado. La muestra con valores más bajos de  $\alpha$  es aquella con filler HL, alcanzando un valor máximo de 0.84 para el primer ciclo en la menor dosificación f/b. Al incorporar una mayor concentración de filler este valor decae hasta un  $\alpha = 0.6881$  para el primer ciclo, finalizando el ensayo con un valor de  $\alpha = 0.46$ . Posteriormente, el filler de cenizas volantes es el que mejor rendimiento plástico obtuvo en términos fraccionarios. Al comparar el primer ciclo de ensayo para una relación f/b=0.5 se obtiene un  $\alpha = 0.9$ , siendo este mayor al presentado por HL. Para la mayor dosificación f/b=1.25 se alcanza una mayor diferencia respecto a HL, lo que indica que el filler FA logra pendientes más pronunciadas en la etapa final de fluencia.



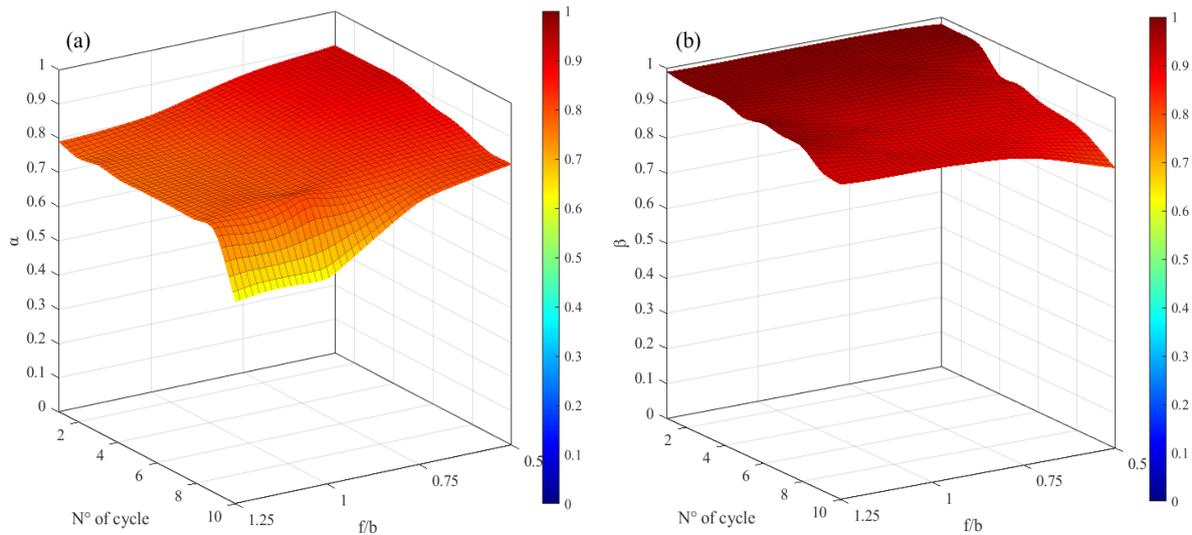
**Figura 7.4.** Simulación reológica del ligante B50/70 para 3,2 kPa a 50°C.  
a) Parámetro  $\alpha$ ; b) Parámetro  $\beta$



**Figura 7.5.** Simulación reológica del mástico con filler HL para 3,2 kPa a 50°C.  
a) Parámetro  $\alpha$ ; b) Parámetro  $\beta$

Cabe recordar, que el ensayo MSCR posee una fluencia de 1 segundo, por lo que el modelo es capaz de diferenciar dichos estados recuperables-no recuperables en milisegundos.

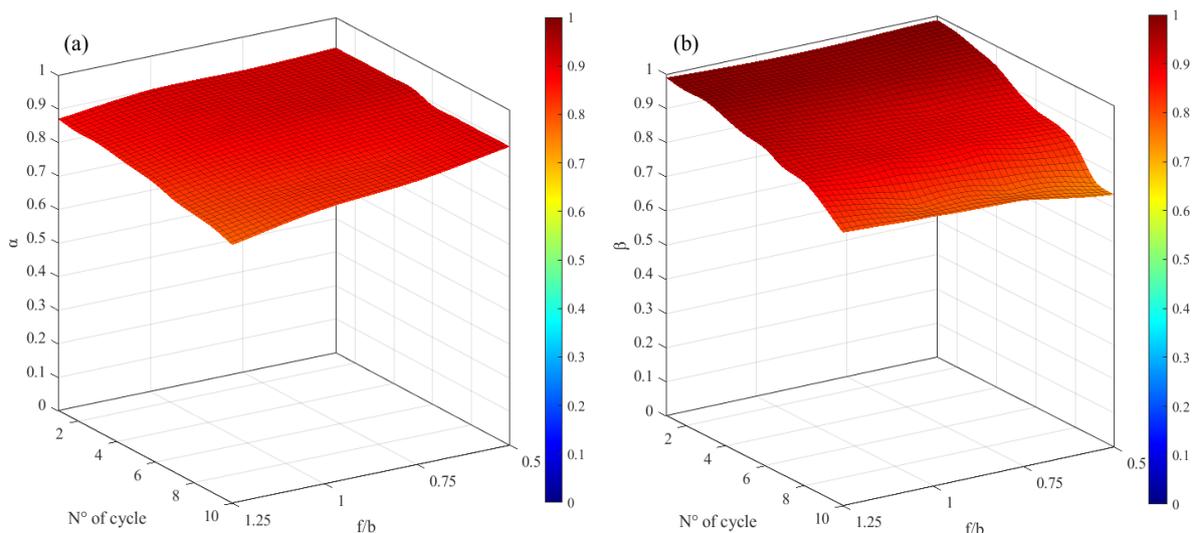
Por último, se obtiene que el filler calizo, es el que mayores valores de  $\alpha$  obtuvo y con ello mayor plastificación en cada ciclo, concordando con lo demostrado experimentalmente en la Figura 7.2. Los valores  $\alpha$  del filler L comienzan con 0.88 para la menor concentración  $f/b$ , disminuyendo solo en un punto ( $\alpha = 0.87$ ) para la mayor concentración. Al finalizar el ensayo su decaimiento alcanza valores de  $\alpha = 0.77 - 0.89$ . Este resultado resalta la importancia de incorporar filler en la mezcla bituminosa, ya que, aunque se utilice un filler con un rendimiento inferior, su impacto en la reducción de la fluencia no recuperable es significativo.



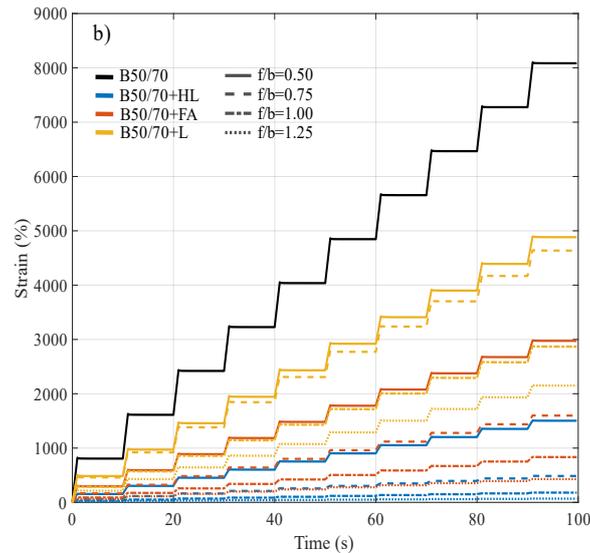
**Figura 7.6.** Simulación reológica del mástico con filler FA para 3,2 kPa a 50°C.  
a) Parámetro  $\alpha$ ; b) Parámetro  $\beta$

Respecto al indicador de la fluencia recuperable  $\beta$  se obtiene que el mástico con filler L es el que menores valores obtiene. Para la dosificación de  $0.5f/b$  se obtienen valores de  $\beta = 0.74 - 0.987$ , aumentando a un máximo de  $\beta = 0.80 - 0.99$  para la mayor concentración. Este resultado no indica que los parámetros  $\alpha$  y  $\beta$  deban ser analizados en su conjunto, ya que al estudiar solo el fenómeno de recuperación ( $\beta$ ) se podría caer en una mala interpretación.

Cabe señalar, que el ligante B50/70 posee un mayor valor  $\beta$  para el décimo ciclo en comparación al mástico L. Al comparar los filleres HL y FA se obtiene que las muestras con HL alcanzan mayores valores  $\beta$  en la mínima concentración  $f/b$  respecto a FA. Con el aumento de concentración de filler en la muestra, los valores  $\beta$  son similares entre los filleres mencionados. Con ello, se demuestra que para menores concentraciones de filler en el mástico, el filler HL logra notoriamente un mayor dominio en milisegundos de la fluencia viscoelástica no lineal recuperable (ver detalle de este dominio en figura 5.4).



**Figura 7.7.** Simulación reológica del mástico con filler L para 3,2 kPa a 50°C.  
a) Parámetro  $\alpha$ ; b) Parámetro  $\beta$



**Figura 7.8.** Ensayo MSCR para 60°C. a) Exponente fraccionario  $\beta$ ; b) deformación experimental

La Figura 7.8 muestra las deformaciones acumuladas de las muestras para una temperatura de 60°C. Con el aumento de temperatura se genera una mayor diferencia entre el B50/70 y los másticos bituminosos en comparación a lo observado a 50°C. En este sentido, el B50/70 alcanza una deformación de 8084.6% de deformación. El mástico con L es la muestra con deformaciones más elevadas entre los tipos de filleres. Los resultados demuestran un rango de 2149-4882% en la acumulada. Posteriormente, los másticos con FA logran deformaciones acumuladas entre 429-2974% para su variación  $f/b$  de 0.5-1.25. Por último, los másticos con filler HL poseen las menores deformaciones (68-1503%), demostrando que la relación  $0.5f/b$  del HL es incluso mejor que  $0.75f/b$  del filler FA y que todas las deformaciones presentadas por el mastico de filler calizo.

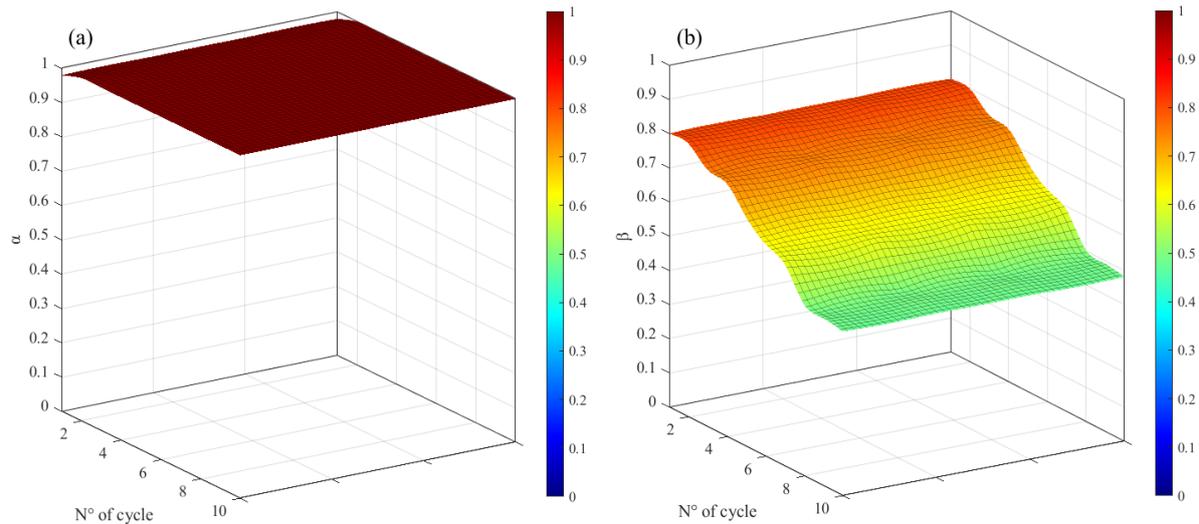
Al realizar los ajustes reológicos para el B50/70 se observa que el aumento de temperatura genera un estado máximo del último amortiguador (ver Figura 7.9). En este sentido, el ligante genera un comportamiento aproximadamente de fluido newtoniano en el rango plástico, ya que su valor  $\alpha$  comienza en 0.98 para el primer ciclo, pero finaliza con valores de  $\alpha = 1$  demostrando una pérdida en su memoria. En base al criterio  $\beta$  este se ve reducido frente a lo observado a 50°C. Para el primer ciclo del ensayo MSCR se observa en la Figura 7.9b, que se alcanza un valor  $\beta = 0.8$ . Para el último ciclo del ensayo el valor de  $\beta$  es de 0.48, demostrando nuevamente que la acumulación de ciclo genera una reducción del estado recuperable.

Respecto al ajuste del modelo para másticos bituminosos, en las Figuras 7.10, 7.11 y 7.12 se muestran los resultados de los parámetros fraccionados. Respecto al parámetro  $\beta$  se observa que el mastico con HL es el que presenta mayores valores, dejando en segundo lugar al filler FA y por último al mástico con L. Al definir como mástico patrón al observado por la relación 1:1  $f/b$  de filler caliza (L), se observa que:

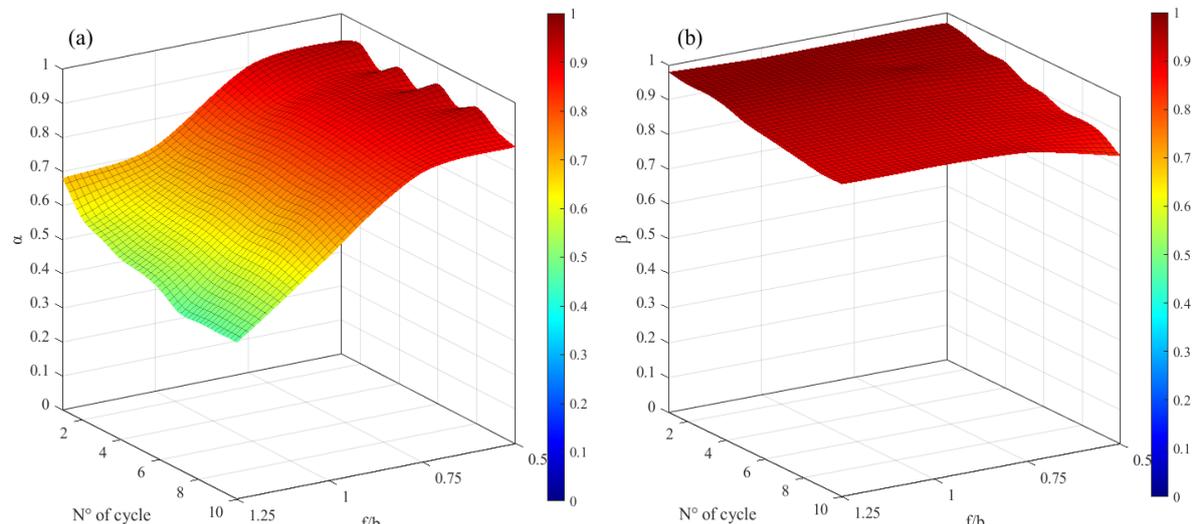
- (1) Respecto a la variación de su concentración en la matriz de mástico genera una reducción del 17,80% en la relación  $0.5f/b$ , mientras que para una relación de  $1.25f/b$  aumenta el rango recuperable en un 4.11%.
- (2) Respecto a HL, se obtiene que este filler aumenta  $\beta$  en todo su dominio  $f/b$ , otorgando mejoras del 13,69% para  $0.5f/b$  y 24,65% para la relación  $1.25f/b$ .
- (3) Al comparar con FA, se superan los rendimientos para todas las relaciones  $f/b$ ,

obteniendo mejoras en el estado recuperable del 5,48% y 28,76% para la mínima y máxima relación  $f/b$ , respectivamente.

Respecto al último estado de la fluencia, se obtiene que los másticos reducen nuevamente los valores  $\alpha$  respecto a lo presentado por el B50/70. Asimismo, al comparar el mástico patrón con el B50/70 se observa que su reducción para el primer ciclo es del 12%, mientras que al finalizar el ensayo se alcanza un 11%. Con esto, se demuestra que la incorporación de filler reduce el estado de viscoelasticidad no lineal no recuperable. Esta mejora logra que la muestra no presente un estado de fluido no newtoniano, generando así un estado de memoria al soltar la carga y redimir cierta deformación.



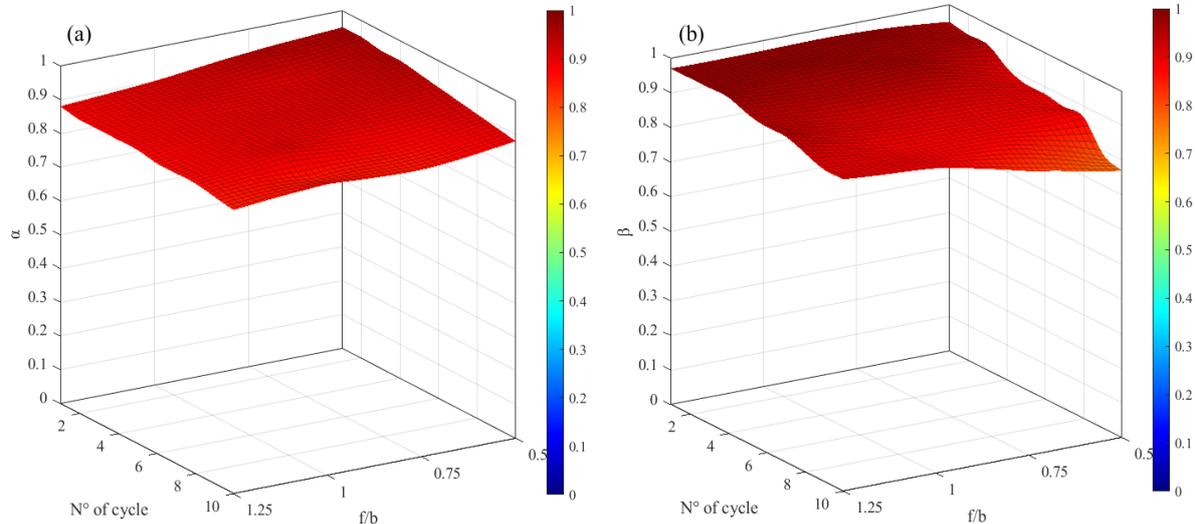
**Figura 7.9.** Simulación reológica del ligante B50/70 para 3,2 kPa a 60°C.  
a) Parámetro  $\alpha$ ; b) Parámetro  $\beta$



**Figura 7.10.** Simulación reológica del mástico con filler HL para 3,2 kPa a 60°C.  
a) Parámetro  $\alpha$ ; b) Parámetro  $\beta$

Al comparar dicho comportamiento frente al resto de másticos bituminosos, se obtiene que al comienzo del ensayo las muestras con FA aumentan el valor de  $\alpha$  en un 5,68% para una relación de  $0.5f/b$ , mientras que para una relación de 1.25 no existe variación obteniendo el mismo resultado.

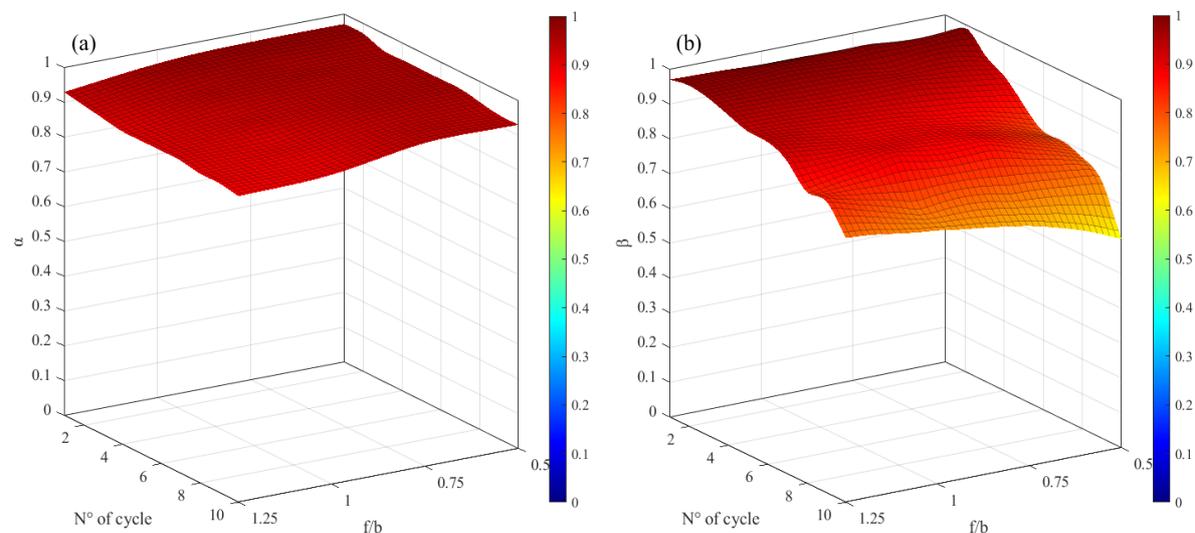
Por otra parte, el filler HL en una concentración de  $0.5f/b$  aumenta el rango plástico en un 4.54%, la cual se ve reducida en un 22,72% para una concentración del  $1.25f/b$  en referencia al mástico con L. Tras el transcurso del ensayo, las muestras reducen los valores de  $\alpha$ , obteniendo el mejor resultado nuevamente el mástico con filler HL, logrando mejoras incluso en la relación  $0.5f/b$  de 2.25%.



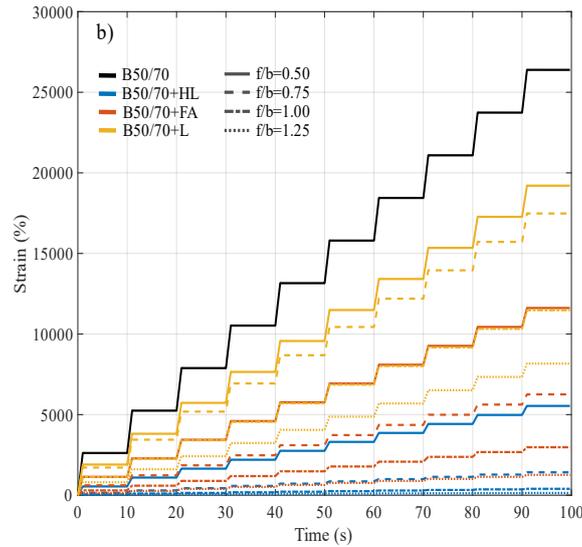
**Figura 7.11.** Simulación reológica del mástico con filler FA para 3,2 kPa a 60°C.  
a) Parámetro  $\alpha$ ; b) Parámetro  $\beta$

La Figura 7.13 muestra el comportamiento reológico del ligante B50/70 y los másticos bituminosos a 70°C. El ligante presenta la mayor deformación acumulada, alcanzando un 26389%. Las muestras con filler L registran deformaciones en un rango de 8164% a 19205%, dependiendo de la relación  $f/b$ , que varía entre 0.5 y 1.15.

Por su parte, los másticos con cenizas volantes (FA) presentan deformaciones entre 1261% y 6255%, mientras que los másticos con filler de cal hidratada (HL) muestran deformaciones que oscilan entre 140% y 5539%. Cabe destacar que la muestra de FA con una relación  $f/b$  de 0.5 exhibe un comportamiento similar al del ligante puro, lo que sugiere que una reducción del 50% en el peso de filler FA logra mantener la misma deformación.

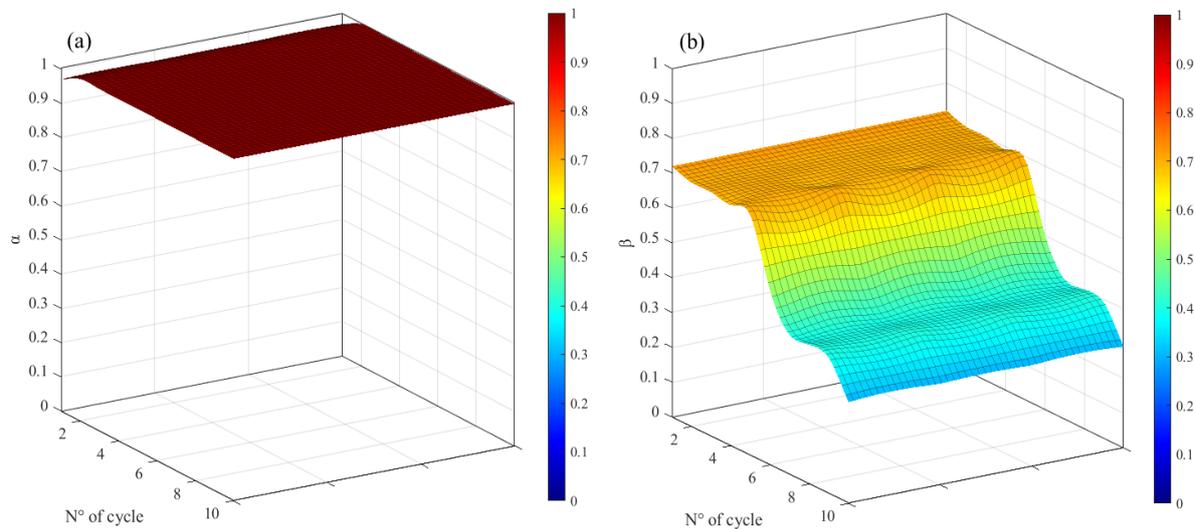


**Figura 7.12.** Simulación reológica del mástico con filler L para 3,2 kPa a 60°C.  
a) Parámetro  $\alpha$ ; b) Parámetro  $\beta$

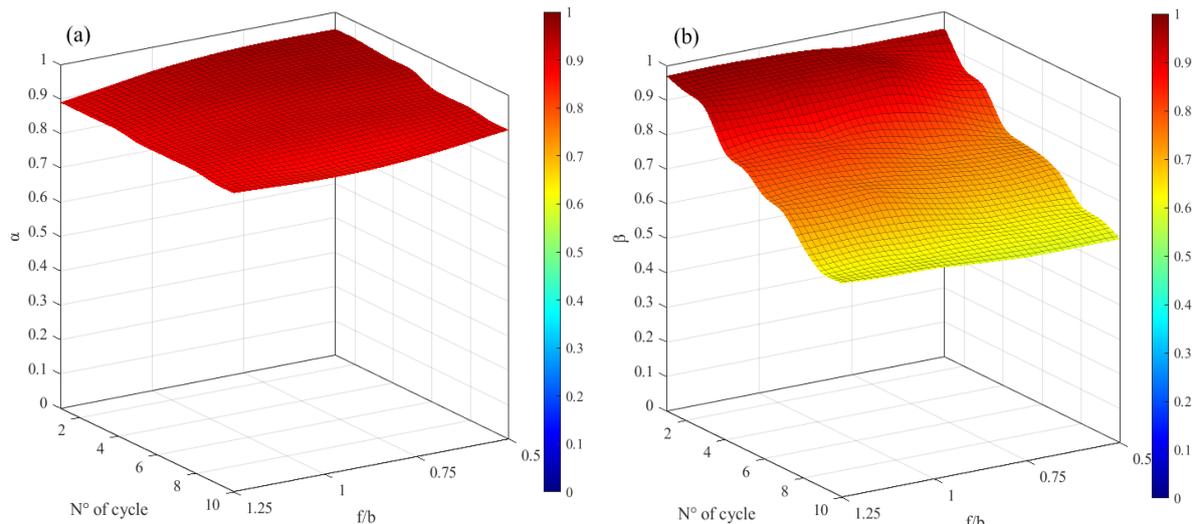


**Figura 7.13.** Ensayo MSCR para 70°C. a) Exponente fraccionario  $\beta$ ; b) deformación experimental

Las simulaciones para el B50/70 a 70°C se presentan en la Figura 7.14. Se observa que el rango no recuperable de la fluencia, no se modifica a los presentado a 60°C (ver Figura 7.9). Respecto al rango recuperable se genera una reducción del parámetro, originando menores recuperaciones al momento de redimir la carga aplicada. En este sentido, para el primer ciclo del ensayo, se genera una reducción de la recuperación  $\beta$  del 10%. Esta reducción del parámetro fraccionario llega a un máximo de 14,58% para el último ciclo. En síntesis, el ligante bituminoso en estudio por sobre los 60°C adquiere una condición final de fluencia propia de un fluido newtoniano. Sin embargo, con el aumento a 70°C las diferencias de B50/70 se encuentran en zona recuperable, la cual disminuye notoriamente.



**Figura 7.14.** Simulación reológica del ligante B50/70 para 3,2 kPa a 70°C. a) Parámetro  $\alpha$ ; b) Parámetro  $\beta$



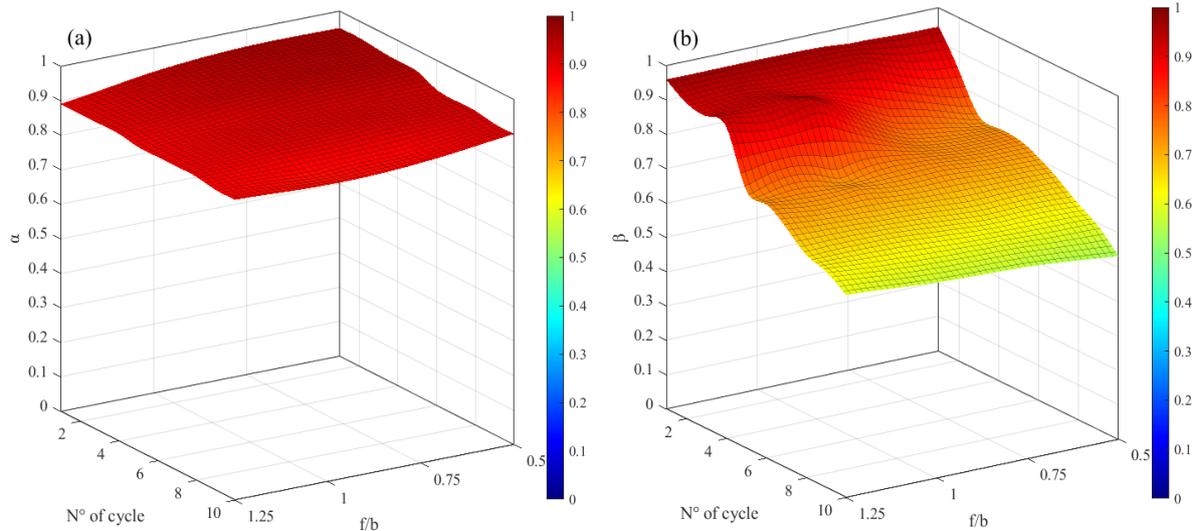
**Figura 7.15.** Simulación reológica del mástico con filler HL para 3,2 kPa a 70°C.  
a) Parámetro  $\alpha$ ; b) Parámetro  $\beta$

En cuanto a los másticos bituminosos, el que contiene filler L (ver Figura 7.17) con una relación  $f/b$  de 1:1 muestra un aumento del parámetro  $\beta$  del 11,11% en el primer ciclo, en comparación con el ligante puro. Esta diferencia se incrementa hasta un 27,58% en el último ciclo. De este modo, para la temperatura de ensayo más elevada, el filler L mejora el comportamiento recuperable en relación con el ligante base y el número de ciclos. Además, el filler L consigue mitigar el estado plástico de fluencia en todas sus relaciones  $f/b$ . En este sentido, la adición de filler al ligante evita que el comportamiento en el último estado de fluencia siga el patrón típico de un fluido newtoniano.

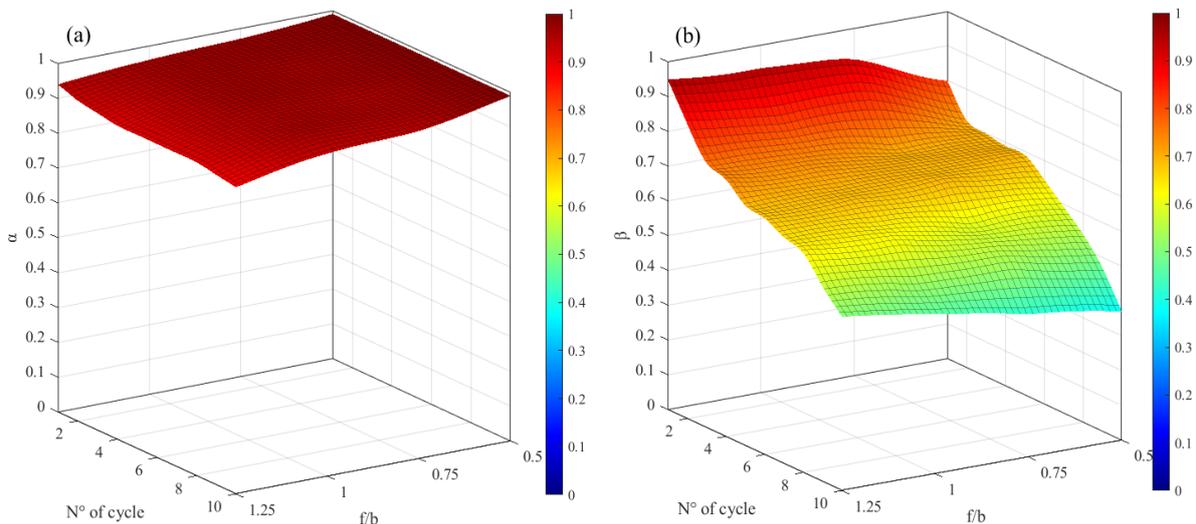
Si bien el filler L presenta ciertos comportamientos, los másticos con HL y FA muestran una reducción aún más pronunciada en el parámetro  $\alpha$  (ver Figuras 7.15 y 7.16). Esto demuestra que la naturaleza del filler influye en el comportamiento no newtoniano del mástico. Además, dicha reducción también depende de la concentración de filler en la muestra. Por ejemplo, un filler FA con una relación  $f/b$  de 1.00 alcanza una reducción máxima del 14% en el comportamiento newtoniano, la cual puede aumentar o disminuir en función de la cantidad de filler añadido o retirado. Finalmente, con una concentración de 1:1 de filler HL, se logra reducir la pendiente final de fluencia en un 39% en comparación con el ligante base.

En cuanto al parámetro  $\beta$  de las muestras con FA y HL, se observa que, al igual que en las muestras con filler L, presentan un marcado descenso. En particular, las mayores diferencias en el comportamiento de FA y HL se manifiestan en los últimos ciclos del ensayo, donde el filler L muestra un mayor decaimiento. Además, a medida que disminuye la relación filler/bitumen, la capacidad de recuperación se pierde más rápidamente.

Además del grado de viscoelasticidad obtenido con las derivadas fraccionales, el modelo propuesto en esta Tesis Doctoral permite detallar la capacidad elástica  $\xi_2$  de los diferentes filleres, debido a la representación infinitesimal del conjunto de árido mineral en la muestra. Los resultados determinan que para los 10 ciclos del MSCR a 3,2 kPa, la propiedad elástica  $\xi_2$  aumenta a medida que se añade una mayor concentración de filler a la muestra. En particular, al comparar los tipos de filleres, se observa que se cuantifica un mayor módulo de Young para las muestras con HL en las cuatro dosificaciones analizadas. Esta diferencia elástica es mayor para las relaciones filler/ligante con mayor contenido de filler, demostrando que el ajuste matemático permite detallar la elasticidad en función de la naturaleza del filler y su relación con la masa del ligante bituminoso (para mayor detalle ver Apartado 8.3.2.4).



**Figura 7.16.** Simulación reológica del mástico con filler FA para 3,2 kPa a 70°C.  
a) Parámetro  $\alpha$ ; b) Parámetro  $\beta$

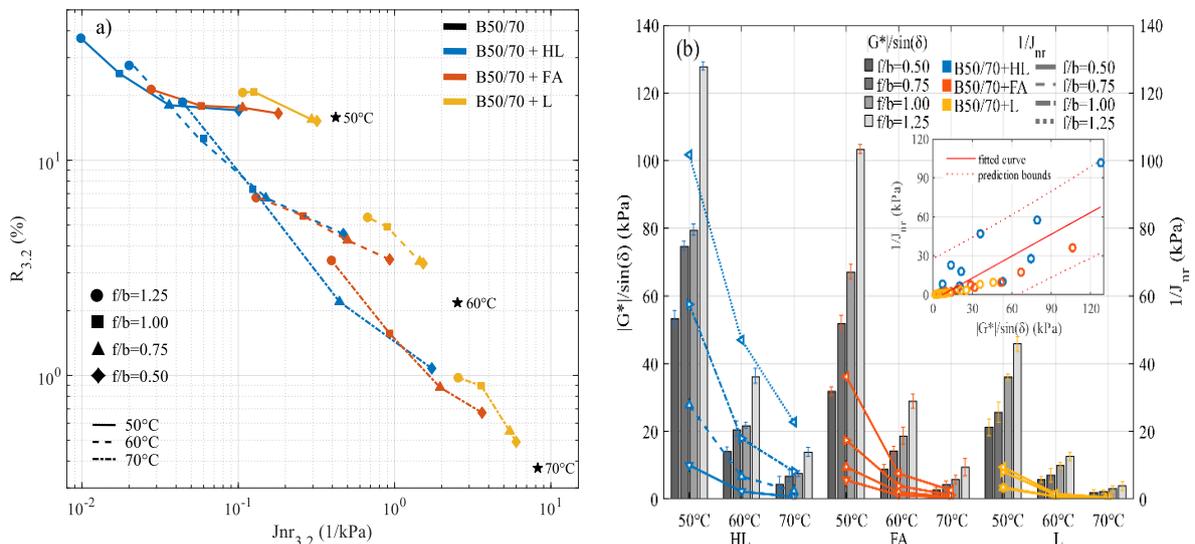


**Figura 7.17.** Simulación reológica del mástico con filler L para 3,2 kPa a 70°C.  
a) Parámetro  $\alpha$ ; b) Parámetro  $\beta$

En este sentido, las muestras con filler HL presentan una mayor diferencia elástica de  $4,67 \cdot 10^3$  kPa para la mayor concentración de f/b a 50°C. Posteriormente, esta diferencia disminuye con la reducción del contenido de filler, alcanzando  $5,9 \cdot 10^{-4}$  kPa para una relación f/b igual a 1,00 y  $9,00 \cdot 10^{-6}$  kPa para una relación f/b igual a 0,75. Por lo demás, el modelo no es capaz de predecir una diferencia para la concentración f/b igual a 0,50 entre los filleres HL y FA, caracterizando el mismo módulo de Young para 50°C, lo que se debe a la similitud del comportamiento mecánico para bajas concentraciones. Al analizar el filler L, se observa que el modelo muestra valores aún más bajos que los obtenidos con HL y FA. La mayor diferencia se observa para la dosificación f/b igual a 1,25, donde se obtiene una diferencia porcentual del 99,99% en los valores de  $\xi_2$  cuando se compara con el filler HL. Asimismo, la muestra con FA presenta un 99,28% más de elasticidad en contraste con el filler L.

A partir de la menor dosificación (f/b igual a 0,50), el modelo caracteriza el módulo de Young para el filler L con valores diferentes de los mostrados para los filleres HL y FA, lo que está directamente relacionado con la finura del filler utilizado (ver Tabla 7.1). Es decir, el modelo

matemático es capaz de diferenciar una elasticidad  $\xi_2$  para el tipo de filler a bajas concentraciones ( $f/b$  igual a 0,50) sólo cuando existe una diferencia en los tamaños de partícula como la presentada en este estudio. Al aumentar la temperatura de ensayo a 60°C y 70°C, los valores de salida  $\xi_2$  de los distintos másticos no muestran grandes diferencias.



**Figura 7.18.** Valores MSCR de másticos bituminosos con diferentes relaciones  $f/b$ . a) Valores  $J_{nr3.2}$  v/s  $R$ ; b) Valores  $|G^*|/\sin(\delta)$  y  $J_{nr}$

**Tabla 7.1.** Parámetro elástico  $\xi_2$  para másticos bituminosos.

Tipo	f/b	Temperatura		
		50°C	60°C	70°C
B50/70 +	1.25	$4.70 \cdot 10^{-3}$	$4.65 \cdot 10^{-3}$	$4.70 \cdot 10^{-3}$
	1.00	$6.00 \cdot 10^{-4}$	$5.80 \cdot 10^{-4}$	$6.00 \cdot 10^{-4}$
	0.75	$1.00 \cdot 10^{-5}$	$1.00 \cdot 10^{-5}$	$1.00 \cdot 10^{-5}$
	0.50	$2.00 \cdot 10^{-14}$	$2.25 \cdot 10^{-14}$	$2.00 \cdot 10^{-14}$
B50/70 +	1.25	$3.00 \cdot 10^{-5}$	$3.19 \cdot 10^{-5}$	$3.00 \cdot 10^{-5}$
	1.00	$1.00 \cdot 10^{-5}$	$1.08 \cdot 10^{-5}$	$1.00 \cdot 10^{-5}$
	0.75	$1.01 \cdot 10^{-6}$	$1.10 \cdot 10^{-6}$	$1.00 \cdot 10^{-6}$
	0.50	$2.00 \cdot 10^{-14}$	$3.16 \cdot 10^{-14}$	$2.00 \cdot 10^{-14}$
B50/70 +	1.25	$2.16 \cdot 10^{-7}$	$2.15 \cdot 10^{-7}$	$2.16 \cdot 10^{-7}$
	1.00	$5.00 \cdot 10^{-12}$	$1.46 \cdot 10^{-12}$	$1.40 \cdot 10^{-12}$
	0.75	$2.17 \cdot 10^{-12}$	$2.16 \cdot 10^{-12}$	$2.17 \cdot 10^{-12}$
	0.50	$4.42 \cdot 10^{-14}$	$4.42 \cdot 10^{-14}$	$4.40 \cdot 10^{-14}$

La Figura 7.18a muestra la relación entre  $J_{nr3.2}$  y  $R_{3.2}$  para el B50/70 y los másticos bituminosos. Los resultados indican que, al aumentar la temperatura, se generan valores de  $J_{nr3.2}$  más elevados con una recuperación menor, debido a la transformación del estado viscoelástico al viscoso de las muestras. En particular, para una temperatura de 50°C, los másticos con L tienen el mismo rango  $R_{3.2}$  que el B50/70 para concentraciones  $f/b$  iguales a 0,50-0,75. Sin embargo, se genera un desajuste, obteniendo menores deformaciones de fluencia  $J_{nr3.2}$ , por lo que es necesario calcular la relación  $J_{nr}/R$  para establecer un índice de rendimiento y cuantificar la elasticidad de los másticos.

Ahora bien, si se analiza la cantidad de  $J_{nr}$  debido a la recuperación  $R$ , se observa que los másticos con filler L presentan una mejora del 21-80% de  $J_{nr}/R$  respecto al B50/70 para la variación  $f/b$  igual a 0,50-1,25f/b.

Por el contrario, los filleres HL y FA consiguen una mejora entre 78-99% y 59-95% respectivamente, determinando mejores relaciones  $J_{nr}/R$  para la misma variación f/b. Posteriormente, al aumentar la temperatura, se generan mayores diferencias entre los másticos y el ligantes, mostrando un aumento del índice  $J_{nr}/R$  de 91-99,93% para el HL, 76-98% para el FA y 60-89% para el relleno L en referencia al betún tipo B50/70.

La Figura 7.18b muestra una comparación entre los resultados obtenidos en el rango LVE con los daños obtenidos en el ensayo de daños acumulativos MSCR para másticos. Al relacionar estos fenómenos, es necesario precisar que el parámetro  $|G^*|/\sin(\delta)$  es capaz de normalizar un índice de fallos por deformaciones permanentes para ligantes, pero no para los másticos ( $|G^*|/\sin(\delta) > 1,00 \text{ kPa}$ ). En este caso, al comparar muestras con filleres, se observa que  $|G^*|/\sin(\delta)$  tiene una influencia significativa debido a la temperatura. En particular, el  $|G^*|/\sin(\delta)$  y el recíproco de  $J_{nr3.2}$  tienen las mismas unidades (kPa) y al correlacionar sus resultados para una velocidad angular de 10 rad/s y temperaturas de 50, 60 y 70°C, se obtiene una buena correlación de Pearson de  $\rho=0,82$ , aunque no es fuerte para un valor  $p < 0,05$ . Esta tendencia se genera debido a que, independientemente del procedimiento de ensayo, las muestras disminuyen su rigidez a medida que aumenta la temperatura de ensayo, mostrando un mayor valor  $\alpha$  o reblandecimiento.

### 7.2.3 Ensayo LAS

Para evaluar la resistencia a la fatiga se emplea el ensayo LAS utilizando la modelización VECD. En este estudio, la resistencia al agrietamiento y la vida a fatiga dependen del tipo de filler y su dosificación, en función de la relación f/b, lo que permite determinar la formación de microfisuras a bajas temperaturas. Por tanto, se caracterizan las propiedades reológicas a 25°C dentro del rango viscoelástico lineal (LVE) antes de que se produzca el daño continuo.

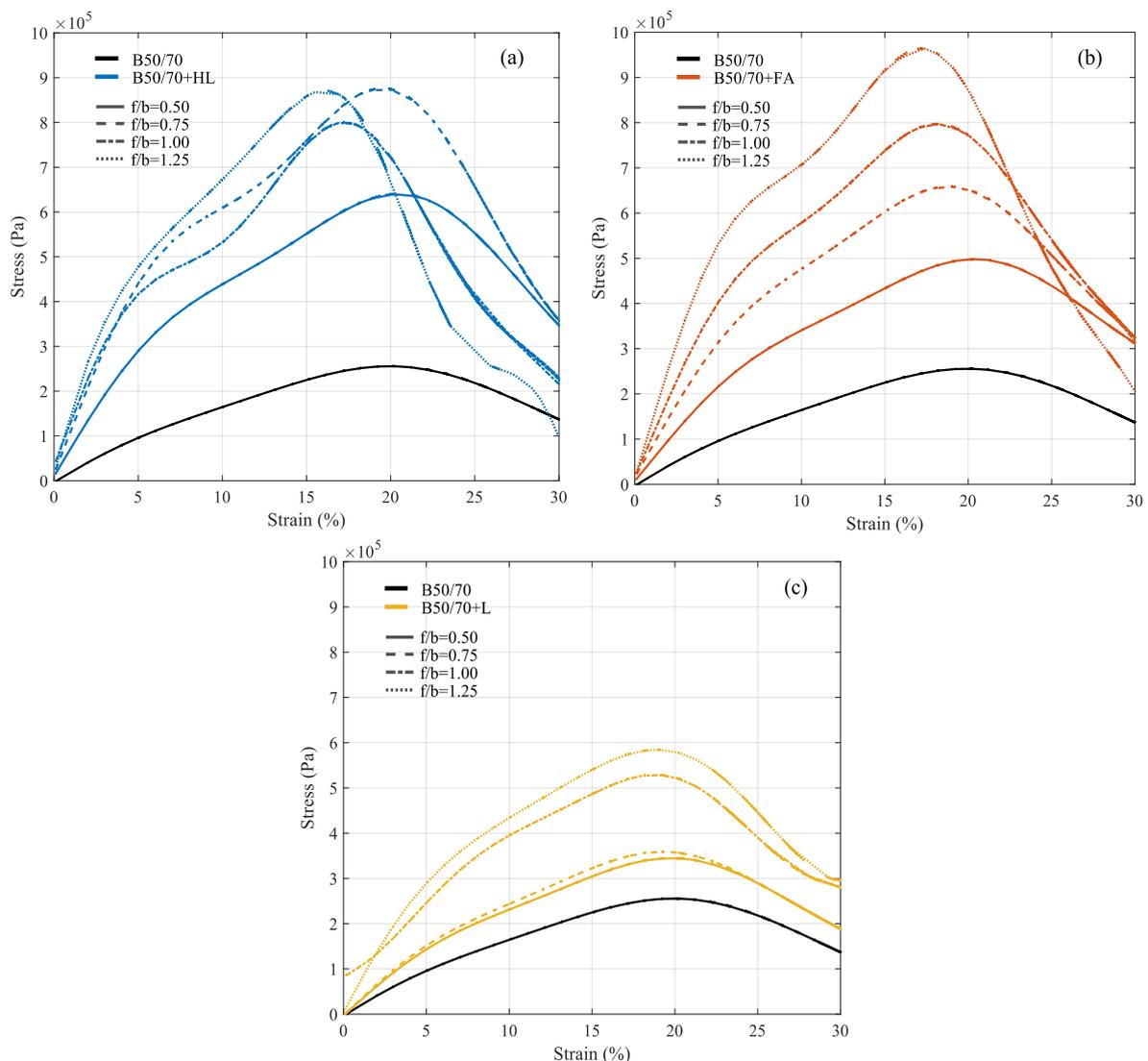
Los resultados demuestran que solo la relación f/b 0.5 de HL es inferior al mástico filler L (f/b=1.00). Evidenciando, que las muestras de 0.75, 1.00 y 1.25 de HL aumentan en 5.24%, 8.73% y 18% con respecto al 1.00 del mástico L, ratificando la capacidad de rigidización  $|G^*|$  al cambio de frecuencias de carga obtenidos en 2.1.1.

En la Figura 7.19 se muestra que el ligante B50/70 alcanza el esfuerzo máximo a los 265989 Pa para una deformación de un 20.22%. Al agregar filler calizo el esfuerzo aumenta en un 105.41% en referencia al ligante bituminoso. Ahora bien, al analizar los másticos con HL con respecto a f/b 1.0 de L, solo dos de ellas siguen esta tendencia de aumentar el esfuerzo demostrando un incremento del 20.45% y 64.28% para las relaciones f/b 0.5 y 0.75, respectivamente. Sin embargo, las dosificaciones de 1.0 y 1.25 de HL presentan un esfuerzo máximo menor que a las muestras anteriormente mencionadas. Ahora bien, se sabe que los materiales viscoelásticos que posean una rigidez elevada, producen un desprendimiento en la interfaz de la placa paralela del DSR con la muestra ensayada. Lo cual, genera un fallo cohesivo debido a microfisuras radiales disminuyendo la sección efectiva y rigidez de las probetas HL mencionadas.

Para el caso del filler FA (ver Figura 7.19b) se muestra un aumento del 11,57% al aumentar la concentración de 0.5 a 1.25. Se muestra que el filler L se encuentra entre la dosificación f/b 1.00 y 1.25 de filler FA con respecto a la rigidez. Se aprecia que al agregar filler L y FA al ligante B50/70 se genera un incremento del esfuerzo máximo. Ahora bien, la dosificación f/b 0.5 es la única muestra que posee un estrés máximo inferior a la muestra L con f/b=1.00. En relación con las muestras que contienen filler FA se observa que se reduce la deformación al alcanzar el estrés máximo. De esta forma, se observa que en la relación f/b 0.5 de filler FA

existe una deformación máxima de 20.29%, la cual, disminuye a 17.14% con el incremento de la dosificación a 1.25. Además, se observa que la muestra de 1.25 cae de forma abrupta, adoptando valores de estrés incluso menor que las otras muestras de másticos.

A partir de la Figura 7.20, se muestran los parámetros de intensidad del daño  $D$  y la integridad  $C$  representan la cantidad de trabajo necesario para generar una reducción. De este modo, se evidencia que al incrementar la dosificación de filler en el mástico, el daño aumenta significativamente a medida que la integridad disminuye. Los másticos con cal hidratada reducen el momento de rotura, el cual es cuantificado mediante el parámetro  $D_f$ . De esta manera, al comparar una rotura de referencia de L ( $f/b=1.00$ ) con las distintas dosificaciones de HL se obtiene que existe una disminución de un 20.83%, 34.72, 43.06% y 61.11% de las relaciones  $f/b$  0.5, 0.75, 1.00, 1.25, respectivamente. De igual forma, lo anterior es apreciado mediante una exponencial decreciente, demostrando que a medida que la pendiente aumenta, la integridad disminuye.



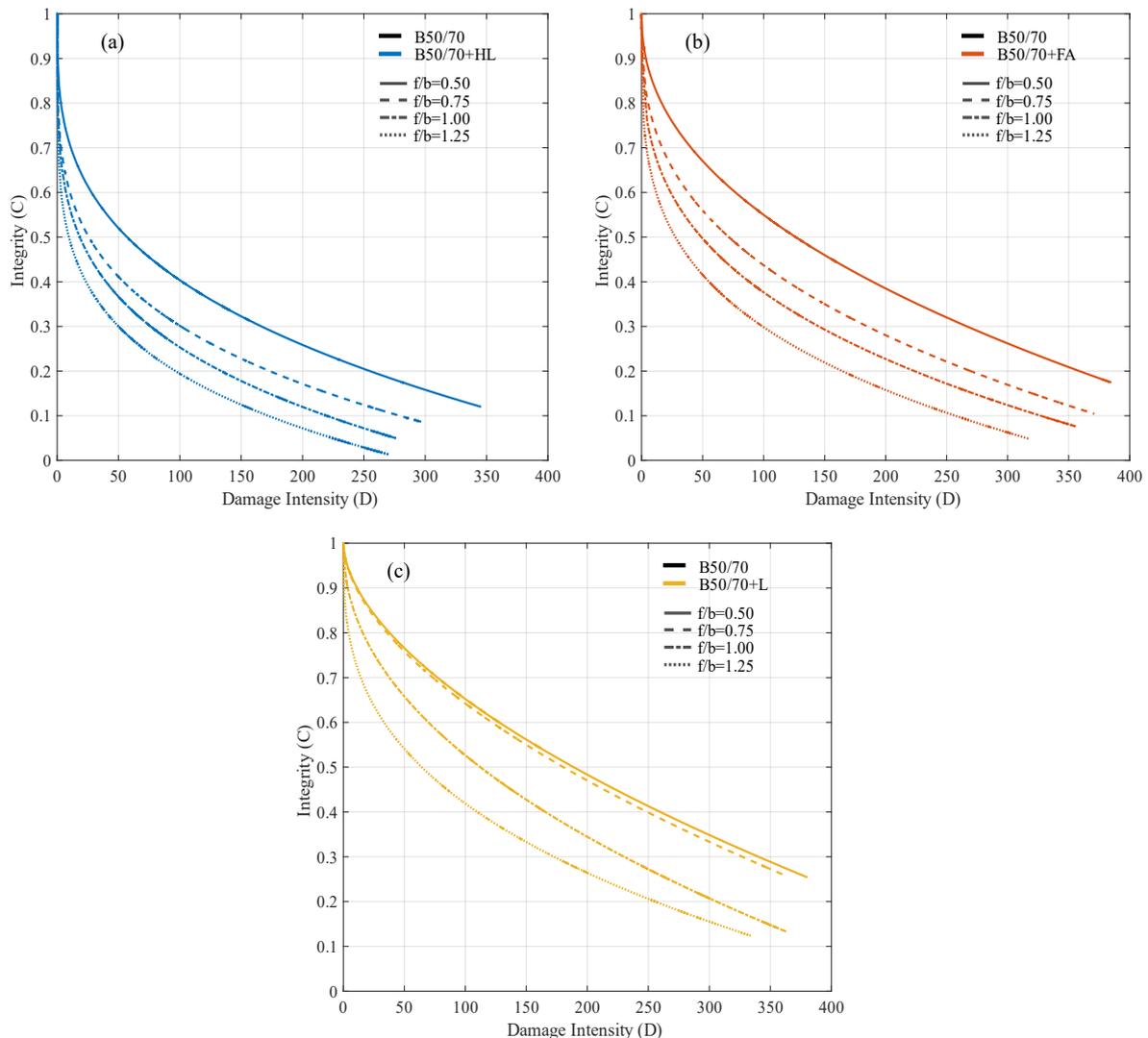
**Figura 7.19.** Curvas Esfuerzo-Deformación LAS a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L

Al definir una muestra patrón como un mástico de filler calizo con relación  $f/b$  1:1 se observa que presenta el peor comportamiento al observar la relación entre  $C$  y  $D$ . Para un  $D$  de 100 el filler (L) logra una integridad de 38.50%, siendo la más lejana al ligante B50/70.

Por su parte, el filler FA muestra una integridad ( $C$ ) en un rango de 43.00-65.50%, como

dominio para todas las concentraciones estudiadas. Lo cual, demuestra un claro potencial para el daño ocasionado por fatiga en relación con la muestra patrón.

En la Figura 7.21 se observa la modelización del ensayo LAS frente a la vida a la fatiga  $N_f$  para un rango de deformación de 1 a 10% en másticos bituminosos. Para identificar la vida a la fatiga de las muestras ensayas se establecen los criterios a baja deformación (2.5%), deformaciones intermedias (5%) y altas deformaciones (7.5%). A medida que aumentan las deformaciones, disminuye la vida a la fatiga, en todas las muestras ensayadas.

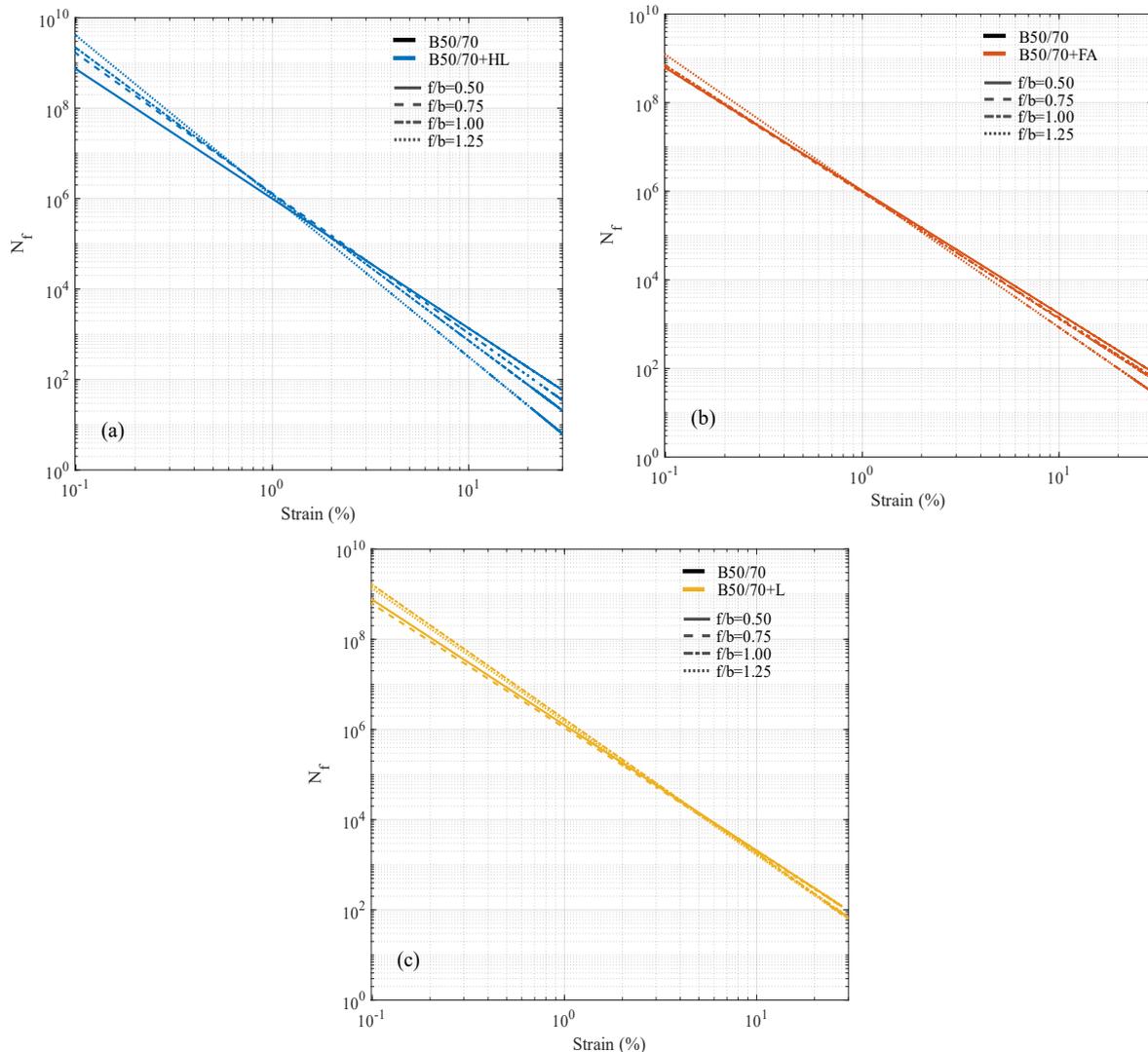


**Figura 7.20.** Curvas Integridad-Intensidad de Daño a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L

En ese sentido, al comparar la muestra L de relación 1:1  $f/b$  con el ligante B50/70 se observa que a bajas e intermedias deformaciones mástico L posee un mejor rendimiento en comparación al ligante. Este comportamiento ha sido demostrado por otros autores tras la incorporación de nano filler de cal hidratada, logrando mejorar el desempeño del ligante convencional a grandes niveles de deformación. Asimismo, el filler de cal hidratada presenta una menor vida a la fatiga en relación a la muestra patrón e incluso el ligante.

A bajas deformaciones la relación  $f/b$  de 0.5 muestra una disminución del  $N_f$  23.63%, dejando la mayor diferencia para  $f/b$  1.25 con 39.70 puntos porcentuales. De igual forma, para las deformaciones intermedias se observa que mantienen el mismo comportamiento anterior de disminución de la vida a la fatiga, comparando la  $f/b$  de 1.0 de L con la máxima dosificación

de HL  $f/b=1.25$ , tienen una diferencia de  $N_f$  de 10143. Por otra parte, se analizó la vida a la fatiga frente a altas deformaciones, fue aquí donde se obtuvieron las mayores diferencias. La muestra de filler calizo mostro un comportamiento semejante al del ligante B50/70, mientras que para las distintas dosificaciones de filler HL la diferencia en base a la muestra patrón fueron de 20.75%, 44.25%, 58.39 y 79.63% para  $f/b$  de 0.5, 0.75, 1.0 y 1.25, respectivamente.



**Figura 7.21.** Vida a la fatiga  $N_f$  a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L

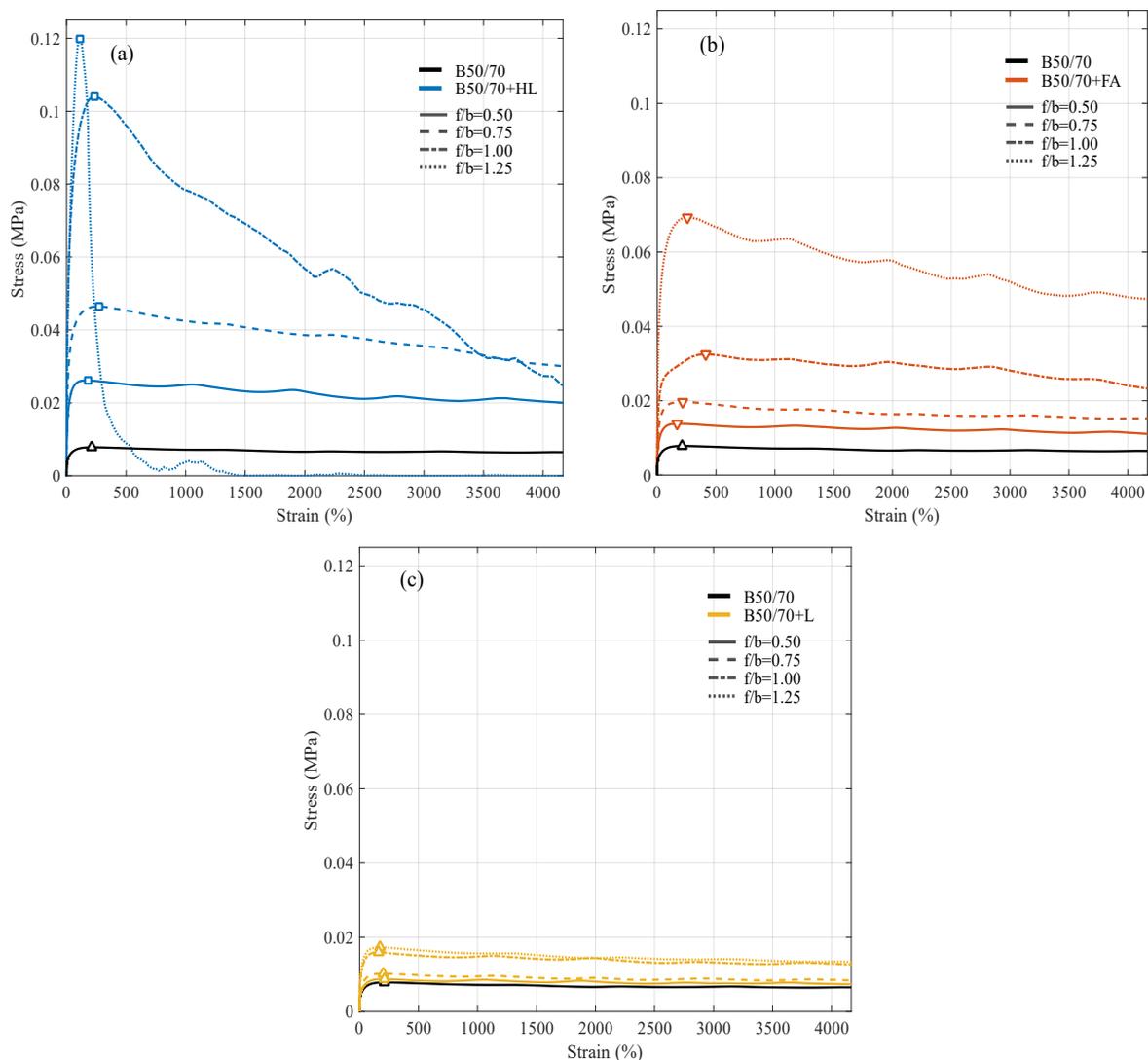
Con respecto al filler FA para bajas y altas deformaciones del 1% hasta el 7.5%, se observa que la relación  $f/b$  0.5 de filler FA tiene mayor resistencia a la fatiga que el mástico L ( $f/b$  1/1), e incluso mayor a la obtenida por el ligante B50/70. Esto, debido a que presentan un daño al momento del fallo ( $D_f$ ) mayor al ligante. En particular, se determina que la muestra patrón logra aumentar el momento de fallo en 17.07%, mientras que, la menor dosificación de cenizas volantes lo realiza con 13.01%. Ahora bien, para la máxima deformación del 10%, resulta que el ligante B50/70 y la muestra de filler (FA) con relación  $f/b$  0.5 presentan un comportamiento similar frente a la fatiga, lo cual, deja a la muestra patrón con un valor inferior de  $N_f$ , en un 6,77%.

En cuanto a las muestras con relaciones  $f/b$  de 0.75, 1.00 y 1.25 de FA, se observa que, al aumentar las deformaciones, el parámetro  $N_f$  disminuye en comparación con la muestra L con relación  $f/b$  de 1:1, registrando reducciones del 20.42%, 26.19% y 49.42%,

respectivamente. Esta tendencia se relaciona con el momento de fallo de las probetas, ya que el ligante B50/70 falla con un  $D_f$  de 123, mientras que la muestra de referencia muestra un comportamiento similar a los 144 ciclos, lo que evidencia una mayor vida a fatiga. Finalmente, se concluye que al aumentar la dosificación  $f/b$  de FA, el parámetro  $D_f$  disminuye de 139 a 97, lo que indica un fallo bajo una energía menor.

#### 7.2.4 Ensayo BYET

En la Figura 7.22 se muestra el esfuerzo soportado por las muestras de ligante y másticos a una deformación específica. Al incorporar filler de origen calizo al ligante base, el esfuerzo máximo se incrementa en un 82.93% en comparación con el B50/70. Además, al analizar la adición de filler de cal hidratada, se confirma el comportamiento observado en la metodología LAS. En particular, solo las muestras con relaciones  $f/b$  de 0.5 y 0.75 muestran un desempeño superior, con incrementos del 63.60% y 190.47% respecto al patrón.



**Figura 7.22.** Curvas de Esfuerzo-Deformación BYET. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L

Las muestras con relaciones  $f/b$  de 1.0 y 1.25 de HL logran alcanzar un mayor esfuerzo máximo a medida que aumenta la concentración de filler. Sin embargo, tras alcanzar el punto máximo, se produce un pendiente post-pico más abrupta. En particular, para la relación  $f/b$  de 1.25, este comportamiento es impredecible, alcanzando esfuerzos inferiores a los del ligante B50/70. Al comparar estos resultados con la metodología LAS, se confirma que las

dosificaciones de 1.0 y 1.25 no son adecuadas para ser medidas en el DSR con la geometría y temperaturas utilizadas.

La incorporación de filler calizo al ligante B50/70 incrementa la energía de rendimiento en un 39% en comparación con el ligante base, reduciendo la deformación en un 49.58%. En el caso del filler de cal hidratada, la energía de rendimiento aumenta con la mayor dosificación de filler. Para las concentraciones de 0.5 y 0.75, se observan incrementos del 68.99% y 404.62%, respectivamente. La concentración de 1.0 f/b registra la mayor diferencia, con un aumento del 811.71% debido al esfuerzo máximo alcanzado. Por otro lado, aunque la relación f/b de 1.25 también incrementa la energía de rendimiento en comparación con la muestra patrón, es inferior a la energía obtenida con la relación f/b de 0.75, debido a la mayor rigidez de la muestra, alcanzando el pico máximo con la menor deformación de todas las muestras estudiadas.

Al comparar el filler L con las cenizas volantes (FA), se observa un aumento de 7.24 kPa, superior al esfuerzo máximo de 13.81 kPa alcanzado por la muestra con una relación f/b de 0.5 de FA. A diferencia de lo observado anteriormente, al aumentar la concentración f/b con filler FA, tanto el esfuerzo como la deformación continúan incrementándose en un rango del 22% al 333%. En cuanto a la energía de rendimiento, las muestras con filler FA muestran aumentos de 38,876 MPa, 120,150 MPa y 160,890 MPa para las relaciones f/b de 0.75, 1.00 y 1.25, respectivamente. En contraste, la dosificación con una relación f/b de 0.5 experimenta una disminución del 8.78% en comparación con la muestra patrón.

### 7.3 Filleres No Convencionales

#### 7.3.1 Escoria Blanca Hidratada

##### 7.3.1.1 Ensayo DSR

Los resultados muestran que existe una diferencia entre el módulo complejo  $|G^*|$  del mástico fabricado con filler calizo (1.00f/b) y escoria blanca de horno de cuchara (LFS<sup>h</sup>) en diferentes relaciones f/b utilizando el ensayo DSR.

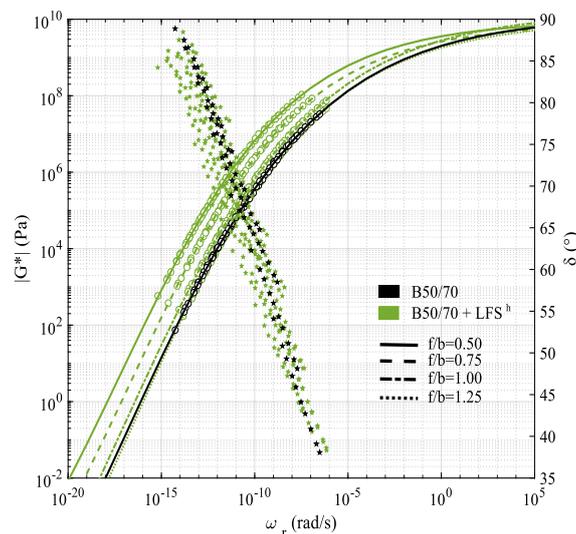


Figura 7.23. Curvas Maestras del filler LFS<sup>f</sup>

La Figura 7.23 muestra un aumento de la rigidez con el aumento de la concentración de filler en la relación f/b. Concretamente, se observa un aumento del módulo complejo  $|G^*|$  para el caso del mástico con escoria blanca húmeda LFS<sup>h</sup> respecto al mástico con L para relaciones f/b iguales a 0,75, 1,00 y 1,25, lo que muestra un efecto rigidizador del LFS<sup>h</sup>. Además, se observa que, a altas frecuencias y temperaturas entre 10°C y 40°C, se produce un

estrechamiento en el rango de valores del módulo complejo  $|G^*|$  para el mástico con LFS<sup>h</sup> con relación f/b igual a 1,00, con respecto al mástico con L. Esto genera un dominio más estrecho de los valores del módulo complejo  $|G^*|$ , mostrando una menor susceptibilidad en comparación con la muestra estándar. Este efecto se atribuye a la composición química del filler, que promueve un aumento de los valores de rigidez.

Para el caso del LFS<sup>h</sup><sub>0,50</sub> ( $|G^*|$  igual a 2423,89 MPa) respecto al LFS<sup>h</sup><sub>0,75</sub>, se observa un aumento del módulo complejo  $|G^*|$  del 45,38%, y del 189,40% en relación al LFS<sup>h</sup><sub>1,25</sub>. Entre los másticos bituminosos con relación f/b igual a 1,00, la diferencia de rendimiento es notoria, mostrando que el mástico con LFS<sup>h</sup> tiene 73,64% más rigidez que el mástico L, que tiene un módulo complejo de  $|G^*|$  igual a 2890,62 MPa. Se consigue un aumento del 142,67% en los valores de  $|G^*|$  al comparar la muestra de referencia con LFS<sup>h</sup><sub>1,25</sub>. Asimismo, LFS<sup>h</sup><sub>0,75</sub> muestra un aumento del 21,90% en comparación con la muestra de referencia, logrando la mejor dosificación en relación con la cantidad f/b.

Además, se observa una convergencia de las proyecciones teóricas a valores bajos y altos de  $\omega_r$  en ambas curvas. Además, se desarrolla una amplia banda de utilización en términos del módulo complejo  $|G^*|$  en todo el rango de frecuencias reducidas. Esto evidencia un aumento de la rigidez por parte de los másticos con LFS<sup>h</sup> a medida que aumenta la relación f/b. Se observa que las proyecciones teóricas tienden a divergir a valores bajos de  $\omega_r$ , aumentando los valores teóricos de  $|G^*|$  con respecto al mástico con L. El comportamiento del mástico con escoria húmeda LFS<sup>h</sup><sub>0,75</sub> muestra una curva de crecimiento paralela con valores de  $|G^*|$  mayores que el mástico con L, aumentando estos valores a medida que disminuye  $\omega_r$ .

El ángulo de fase  $\delta$  es un parámetro que refleja la estructura interna de los materiales. Se observa que en toda la gama de frecuencias y relaciones f/b, existe una banda de utilización más elevada en términos de  $\delta$  de 10 a 40°C. Esto demuestra una mayor susceptibilidad térmica del LFS<sup>h</sup> a bajas temperaturas. Por otra parte, el mástico con L sólo presenta valores de  $\delta$  más elevados que el LFS<sup>h</sup><sub>1,00</sub> a una temperatura de 70°C y a bajas frecuencias entre 0,1 y 0,5 Hz, lo que demuestra una mayor componente elástica del vector  $G^*$  y, por tanto, un mejor comportamiento frente a las deformaciones permanentes. En particular, el LFS<sup>h</sup><sub>0,75</sub> alcanza un ángulo de fase máximo de 87,52° a una temperatura de 70°C y una frecuencia de 0,1 Hz, similar al obtenido para la masilla a base de caliza de 87,84°. Esto demuestra el comportamiento no newtoniano del fluido en toda la gama de temperaturas y frecuencias y un buen comportamiento frente a las deformaciones permanentes, considerando una incorporación de filler un 25% inferior.

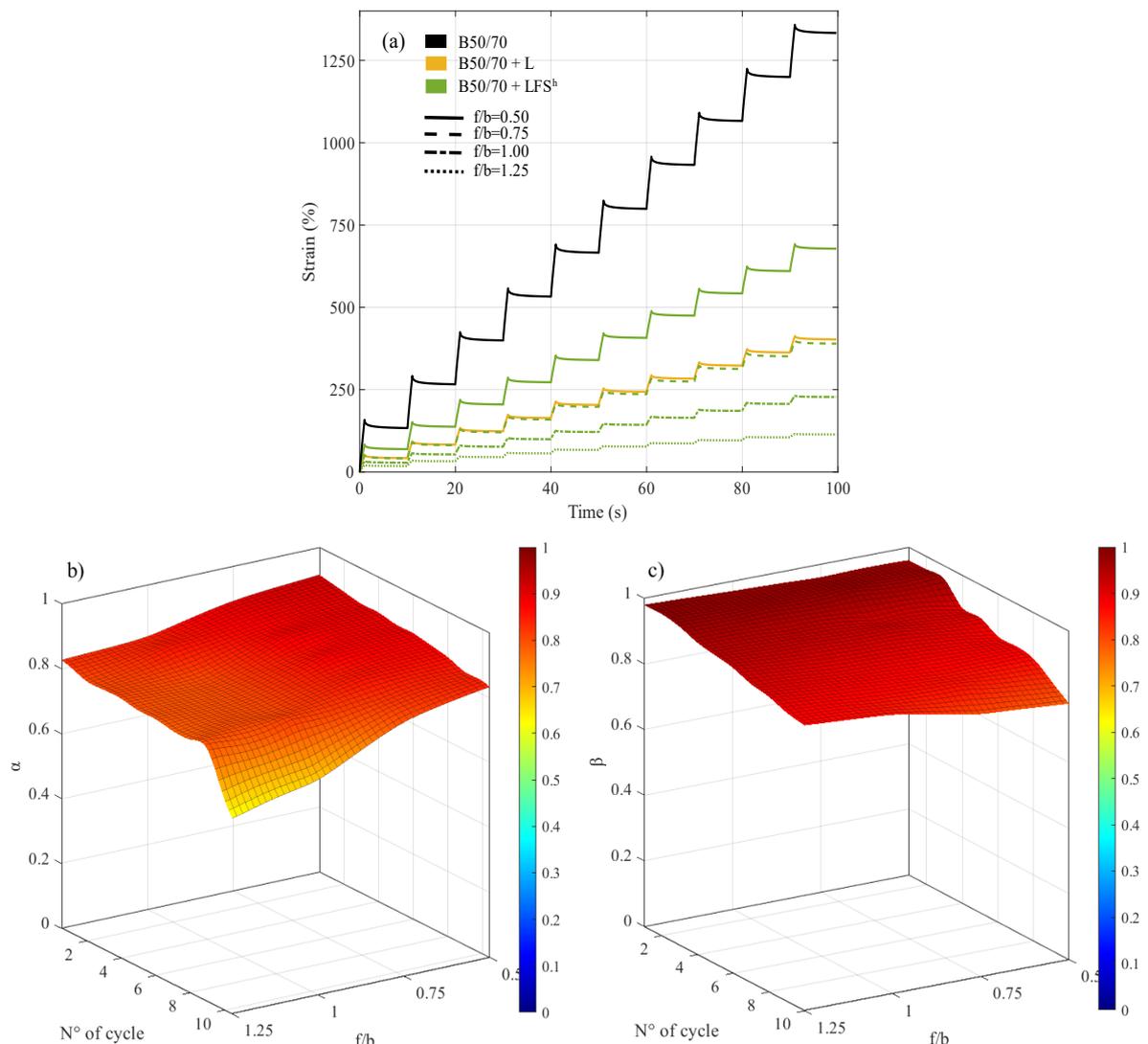
### 7.3.1.2 Ensayo MSCR

La Figura 7.24 muestra los datos obtenidos en el ensayo MSCR utilizando las curvas carga-recuperación para el mástico patrón y másticos con LFS<sup>h</sup> a 50°C. El efecto de la incorporación gradual de filler en mástico bituminoso muestra una mayor disminución de las deformaciones acumuladas en relación a la B50/70. A medida que aumenta la temperatura de ensayo, los másticos aumentan las deformaciones acumuladas debido a la pérdida de elasticidad producida.

La muestra LFS<sup>h</sup><sub>0,50</sub> experimenta una menor capacidad de redimir las deformaciones en comparación al mástico patrón. A pesar de ello, la muestra con 0.75f/b genera el mismo comportamiento que la muestra patrón. Respecto a las variables fraccionadas, obtenemos que la incorporación de LFS<sup>h</sup> reduce la capacidad plástica respecto al ligante base. Respecto al mástico patrón, se obtiene que  $\alpha$  se ve aumentado en un 4% para la relación 0.5f/b provocando mayor plasticidad. Sin embargo, al comparar una relación 1:1 de LFS<sup>h</sup> respecto a la patrón se genera una mejora del 3,4%, demostrando que el filler no convencional genera

menores plasticidad  $\alpha$ . Respecto al parámetro  $\beta$  se obtienen valores para el primer ciclo de 0.95-0.98 para la variación  $f/b$ . Al transcurrir los números de ciclos del MSCR estos valores decaen, generando menores recuperaciones (ver Figura 7.24c). Dicha reducción es más acelerada para bajas concentraciones debido a la mayor cantidad de ligante.

A medida que aumenta la temperatura a 60°C, el comportamiento del LFS<sup>h</sup><sub>0.50</sub> tiende a mostrar deformaciones y recuperaciones similares a las de mástico L, que pierde su capacidad elástica de forma acelerada (ver Figura 7.25a). Los masticos LFS<sup>h</sup><sub>1.00</sub> y LFS<sup>h</sup><sub>1.25</sub> muestran un comportamiento muy superior al mástico L en todo el, disminuyendo las deformaciones acumuladas en un 66,65% y 89,59%, respectivamente. Las simulaciones a 60°C se presentan en la Figura 7.25b y 7.25c. Para el primer ciclo de ensayo se genera una reducción  $\beta$  del 2% para la concentración 1:1  $f/b$ . Posteriormente, dicha reducción alcanza los 3.5% de diferencia para el décimo ciclo.

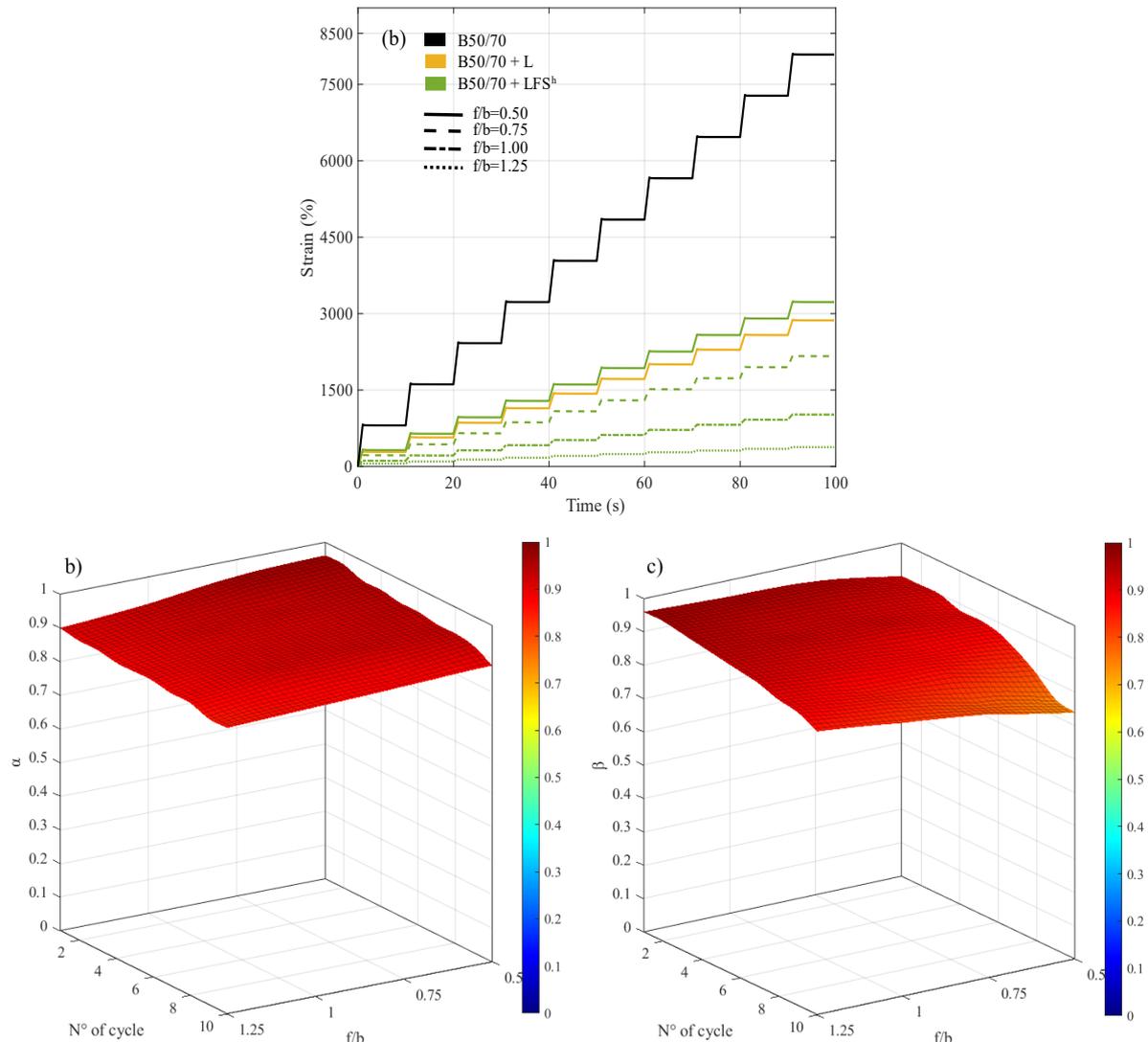


**Figura 7.24.** Ensayo MSCR a 50°C. a) Experimental test; b) Parámetro  $\alpha$ ; c) Parámetro  $\beta$

Por ende, con el aumento de temperatura la capacidad de recuperación se ve afectada con mayor incidencia al finalizar el ensayo. Además, se observa que el filler LFS<sup>h</sup> genera mayores valores de  $\beta$  en todo el dominio  $f/b$  respecto al mástico patrón. Respecto al parámetro  $\alpha$  el filler LFS<sup>h</sup> genera menores valores de plasticidad. En particular, las muestras con 0.5, 0.75, 1.00 y 1.25  $f/b$  generan valores de 0.88, 0.87, 0.86 y 0.85 respectivamente. Estos valores al término del ensayo generan una pendiente menos pronunciada frente al filler L, demostrando

mayor elasticidad y menor pérdida de integridad.

A 70°C las muestras reblandecen aún más su deformación, logrando mayores valores acumulados (ver Figura 7.26). Sin embargo, las tendencias descritas a 60°C se mantienen, siendo la muestra LFS<sup>h</sup> de 0.5f/b la única con mayores deformaciones que el mastico patrón. Al analizar cada ciclo de forma independiente y detallar los rangos recuperables y no recuperables de la fluencia o directamente el fenómeno de recuperación se obtiene que las muestras con LFS<sup>h</sup> mejoran el ultimo estado de la fluencia. Esto quiere decir, que la utilización de este filler provoca en el mastico menores valores de  $\alpha$  y con ello menor rango plástico en comparación a un mastico de L relación 1:1.



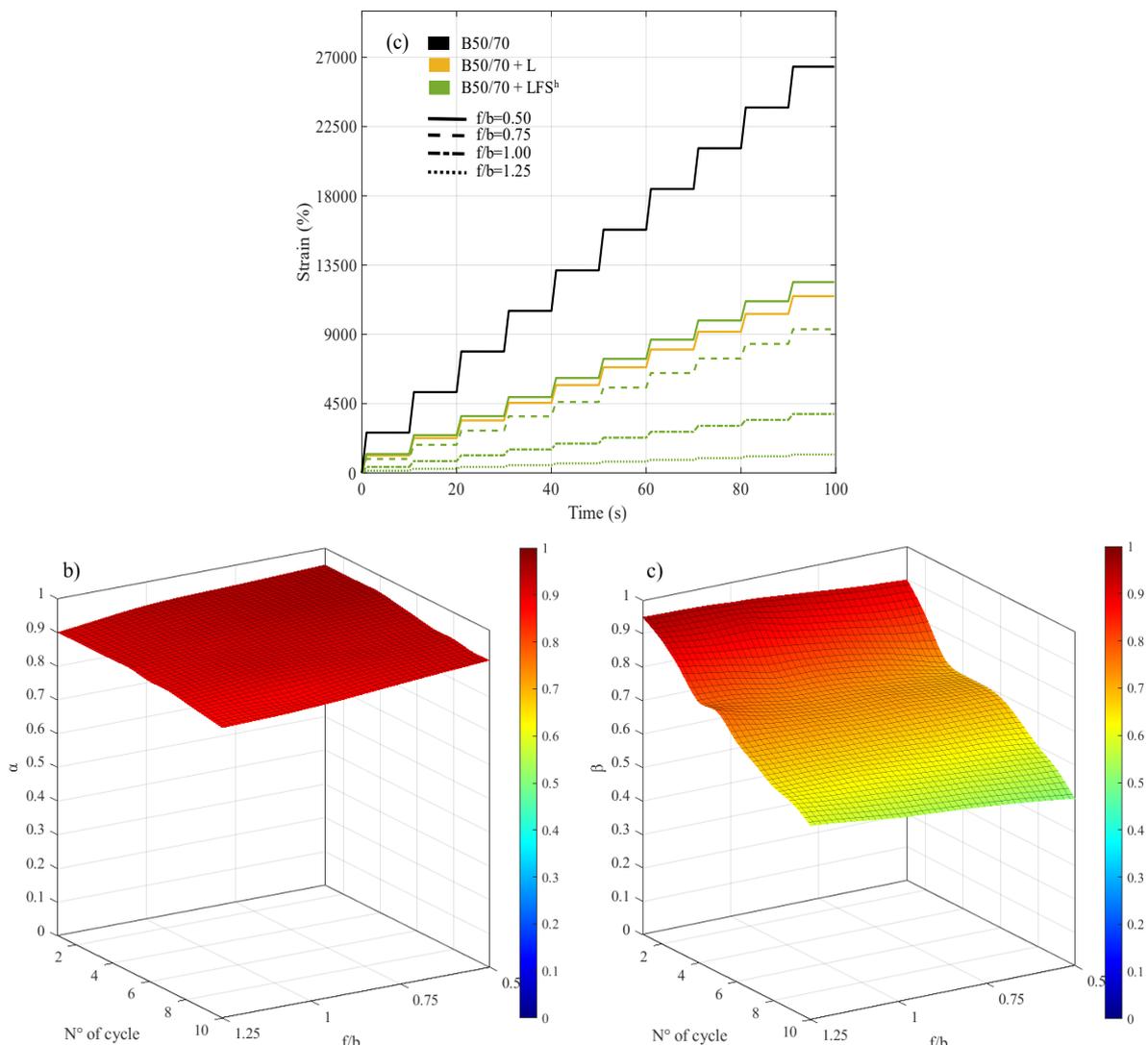
**Figura 7.25.** Ensayo MSCR a 60°C. a) Experimental test; b) Parámetro  $\alpha$ ; b) Parámetro  $\beta$

Respecto al fenómeno de recuperación se sabe que el mastico patrón genera reducciones de los valores  $\beta$  desde 0.933 hasta 0.460 para el inicio y termino del MSCR. Por su parte, el filler LFS<sup>h</sup> adquiere valores mayores al inicio del ensayo solo para la relación 1.00 y 1.125f/b, ya que para muestras con 0.5 y 0.75f/b de LFS<sup>h</sup> se generan recuperaciones  $\beta$  de 0.9 y 0.92, respectivamente. A pesar de que no todas las muestras de LFS<sup>h</sup> comienzan con los mejores valores de  $\beta$  respecto a la patron. Tras el aumento del tiempo y la acumulación de ciclos los resultados cambian. En este sentido, las muestras de filler LFS<sup>h</sup> finalizan el MSCR con valores  $\beta$  mayores a la patron, demostrando en el último ciclo del ensayo mejores curvas de

recuperación.

La Tabla 7.2 muestra los valores de  $R$  y  $J_{nr}$  para todas las relaciones  $f/b$ . El mástico LFS<sup>h</sup> genera una mayor recuperabilidad a medida que aumenta la relación  $f/b$ , excepto para la temperatura de 50°C, donde se observan aumentos y disminuciones de  $R$  para la carga de 3,2 kPa. Esta anomalía se atribuye a la temperatura de ensayo, haciendo que las probetas no desarrollen toda su funcionalidad debido a la rigidez del LFS<sup>h</sup> observada en el ensayo DSR.

La capacidad del LFS<sup>h</sup> para mejorar la recuperación a temperaturas elevadas (70°C) es importante, demostrando un menor componente viscoso y una menor susceptibilidad térmica en relación con el filler L. Concretamente, el mástico LFS<sup>h</sup> con 0.75f/b presenta un mejor comportamiento en términos de  $R_{3,2}$ , generando incrementos del 1,34%, 21,34% y 24,17% a 50, 60 y 70°C, respectivamente.



**Figura 7.26.** Ensayo MSCR a 70°C. a) Experimental test; b) Parámetro  $\alpha$ ; b) Parámetro  $\beta$

En general, se observa que los másticos con LFS<sup>h</sup> muestran una disminución de los valores de  $J_{nr3,2}$  a medida que aumenta la relación  $f/b$  y disminuye la temperatura. De ello se obtiene que el LFS<sup>h</sup> con 1.25f/b muestra una mayor ventaja frente al mástico en términos de  $R_{3,2}$  y  $J_{nr3,2}$ , presentando una mejora del 119.78% y 89.60%, respectivamente. Para el mástico

LFS<sup>h</sup>0.50, se observa el menor rendimiento respecto al mastico patron L, donde la incorporación de LFS<sup>h</sup> presenta un déficit del 68.25% en términos de  $J_{nr3.2}$ . Este comportamiento se atribuye al bajo aporte de filler en la mezcla, lo que imposibilita que el LFS<sup>h</sup> alcance un alto rendimiento respecto al mastico convencional.

En particular, tomando como referencia la temperatura de 70°C, se obtiene que el mástico LFS<sup>h</sup> con un 75% de filler es el que presenta mayor similitud en el comportamiento de  $R_{3.2}$  y  $J_{nr3.2}$  respecto al mástico con L. Además, el mástico LFS presenta un 24,17% más de recuperabilidad y un 18,75% menos de pérdida de fluencia no recuperable, lo que lo convierte en un mejor candidato que la muestra convencional para el fenómeno de deformaciones permanentes.

**Tabla 7.2.** Parámetros  $J_{nr}$  y  $R$  para ligante y mástico bituminosos

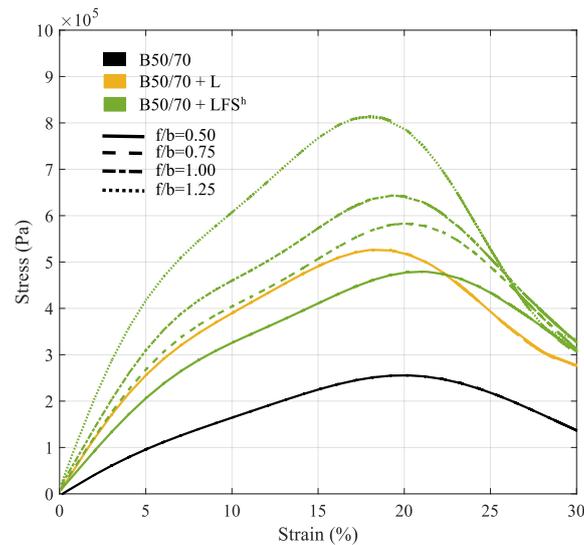
Tipo	Temperatura	f/b	3.2 kPa		0.1 kPa		
			$R$ (%)	$J_{nr}$ (1/kPa)	$R$ (%)	$J_{nr}$ (1/kPa)	$ J_{nr-diff} $
B50/70	50°C	-	15.810	0.417	22.530	0.377	0.04
	60°C	-	2.190	2.526	8.010	2.206	0.32
	70°C	-	0.380	8.247	4.160	6.986	1.261
L	50°C	1.00	20.810	0.126	27.240	0.122	0.004
	60°C	1.00	4.920	0.896	11.160	0.805	0.091
	70°C	1.00	0.910	3.588	3.580	3.034	0.554
LFS <sup>h</sup>	50°C	0.50	17.230	0.212	22.770	0.204	0.008
		0.75	21.090	0.122	25.620	0.124	0.002
		1.00	17.770	0.071	23.090	0.089	0.018
		1.25	16.640	0.036	25.650	0.050	0.022
	60°C	0.50	4.280	1.009	10.040	0.906	0.103
		0.75	5.970	0.676	12.810	0.622	0.054
		1.00	6.240	0.318	11.800	0.364	0.046
		1.25	6.170	0.119	15.660	0.213	0.094
	70°C	0.50	0.770	3.872	3.550	3.290	0.582
		0.75	1.130	2.915	4.570	2.374	0.514
		1.00	1.340	1.196	5.320	1.112	0.084
		1.25	2.000	0.373	10.060	0.459	0.086

### 7.3.1.3 Ensayo LAS

La Figura 7.27 muestra la curva tensión-deformación del ensayo LAS para las con LFS<sup>h</sup>. Los resultados demuestran que existe una tendencia a que los valores de esfuerzo cortante aumenten hasta que se alcanza el pico máximo y, a continuación, disminuyan a medida que la deformación alcanza el 30%. A medida que aumentan las relaciones f/b en los másticos LFS<sup>h</sup>, se observa un ligero desplazamiento horizontal hacia valores de deformación más bajos para  $\sigma_{max}$ . En particular, los másticos LFS<sup>h</sup> aumentan el  $\sigma_{max}$  alcanzado a medida que aumenta la relación f/b, lo que demuestra una influencia positiva en la resistencia a la fatiga.

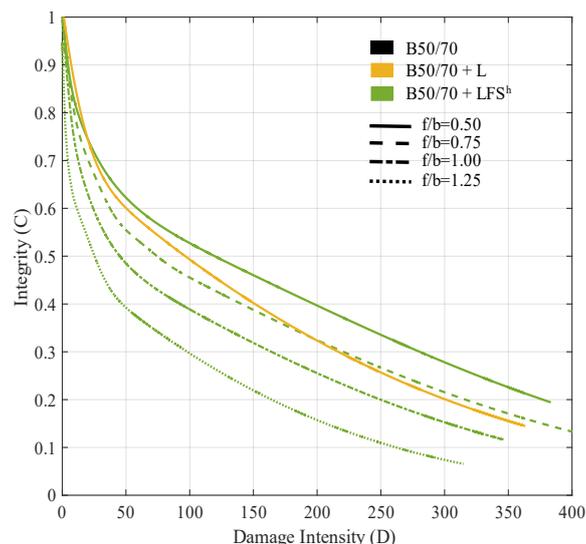
El LFS<sup>h</sup> de 0.75f/b alcanza un  $\sigma_{max}$  a niveles de deformación similares en relación con el mástico estándar (caliza f/b=1.00), con deformaciones del 21,28% y 20,25%, respectivamente. Además, ambas curvas mantienen una gran similitud de comportamiento hasta el 15% de deformación, siendo superior el comportamiento de la LFS a niveles superiores. Respecto a lo anterior, la gran diferencia aparece en la  $\sigma_{max}$  alcanzada, siendo la LFS<sup>h</sup> un 10,70% superior al mastico con L. La deformación máxima alcanzada por LFS<sup>h</sup> de 1.00 1.25 f/b es superior en un 8,74% y 40,59% respectivamente a la registrada por LFS con 75% de filler, siendo la curva post-pico de LFS<sup>h</sup> 1.25f/b la más pronunciada. Este comportamiento indica que la rigidez del mastico induce un comportamiento desfavorable tras

alcanzar la tensión máxima.



**Figura 7.27.** Curva Esfuerzo-Deformación LAS

La Figura 7.28 representa la integridad de las probetas ensayadas a medida que se someten a intensidades de daño acelerados. La integridad  $C$  del material tiene un valor máximo de 1,00 al comienzo del ensayo, lo que indica el estado no dañado de la probeta. A medida que aumenta la intensidad de daño  $D$ , las probetas descienden con una curva exponencial decreciente, alcanzando el valor mínimo de cero cuando la probeta está completamente dañada. De hecho, ninguno de los másticos presentados posee un comportamiento mejor que el B50/70 en términos de pérdida de integridad. El mastico patrón presenta un comportamiento medio entre las curvas de los másticos LFS<sup>h</sup> 0.50 y 0.75  $f/b$  hasta alcanzar niveles de daño próximos a 196. A partir de estos valores de intensidad de daño, se desarrolla una pérdida de integridad mucho más pronunciada, mostrando un comportamiento inferior al del mastico LFS<sup>h</sup> con relación  $f/b$  de 0.75.



**Figura 7.28.** Curvas de Integridad e Intensidad de Daño

Los másticos con 1.00 y 1.25  $f/b$  muestran una pérdida de integridad  $C$  en todo el dominio de daño, atribuible a la elevada rigidez que proporciona el LFS<sup>h</sup> a altas dosis. En particular, el mastico LFS<sup>h</sup> de mayor dosificación muestra una fuerte caída de la integridad, alcanzando el 60% a un nivel de  $D$  igual a 11,28, mientras que el mastico de caliza alcanza un nivel de

49,83. Este comportamiento puede atribuirse a la excesiva rigidez alcanzada por las altas dosis de la escoria húmeda, provocando un fallo en la interfase probeta/placa de 8 mm a 25°C. Más aún, este fallo, según Carl et al., podría generarse en ligantes y másticos debido a la carga cíclica DSR, donde el fallo cohesivo se experimenta por microfisuras radiales, reduciendo así la sección transversal efectiva de las probetas.

Al calcular el  $|G^*|\sin(\delta)$  se obtiene un reflejo de la energía total disipada en cada ciclo de carga del DSR. Con ello, se produce un aumento del  $|G^*|\sin(\delta)$  a medida que se aumenta la relación f/b. Pero debido a este aumento del filler en la muestra y al aplicar una intensidad de daño el mástico genera una disminución acelerada del parámetro  $|G^*|\sin(\delta)$ . El mástico con 1.25f/b muestra el comportamiento más rígido y tiene la curva más pronunciada con el rango más corto en  $D$ , alcanzando un daño máximo de 320, comparado con 350 para el mástico estándar. El mástico con 0.75f/b presenta una tendencia similar pero superior al mástico L en términos de  $|G^*|\sin(\delta)$ , generando una menor susceptibilidad a la carga de niveles  $D$  cercanos a 115. Esto muestra un comportamiento desfavorable del mástico estándar a niveles altos de  $D$ , incluso inferior al alcanzado por el mástico con escoria de 0.50f/b antes del fallo.

El comportamiento a fatiga (ver Figura 7.29) de los másticos con LFS<sup>h</sup> se observa a partir de la modelización VECD representada por el parámetro  $N_f$ . Se observa que a medida que aumentan las deformaciones, disminuye la vida a fatiga de los másticos bituminoso. Al comparar los diferentes LFS<sup>h</sup> con la muestra patrón, se obtiene que las relaciones f/b 0,50 y 0,75 muestran un mejor comportamiento a fatiga, alcanzando valores de  $N_f$  más elevados en todo el dominio de deformación. Los másticos con 1,00 y 1,25 f/b presentan un comportamiento en términos de  $N_f$  inferior al mástico L, a partir de deformaciones del orden del 0,6%, generando niveles de deformación del 7,5% y diferencias en el número de ciclos del 11,76% y 32,35%, respectivamente. En particular, la de 0.75 f/b presenta un comportamiento superior a la mástico patrón, mostrando un mejor comportamiento en todo el rango de deformaciones. En particular, una dosificación de f/b 0,75 se considera ideal dado su mejor comportamiento mecánico en comparación con la presentada por L, demostrado en los ensayos DSR y MSCR.

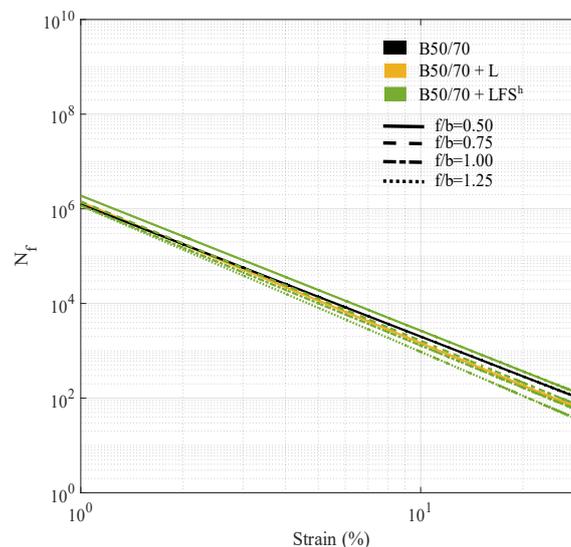


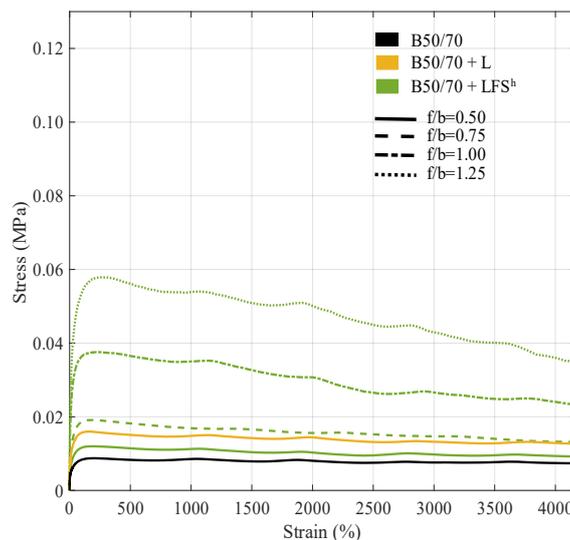
Figura 7.29. Vida a la fatiga  $N_f$

#### 7.3.1.4 Ensayo BYET

La Figura 7.30 muestra las curvas de esfuerzo cortante en relación con la deformación de los másticos desarrollada por el ensayo BYET. En términos generales, los másticos aumentan su  $\sigma_{max}$  a medida que aumenta la relación f/b en la mezcla. Se observa que el mástico patrón

tiene una  $\sigma_{max}$  menor respecto a los másticos LFS<sup>h</sup> con relación f/b 0,75, 1,00 y 1,25. Por otro lado, la energía de rendimiento para una muestra de 0.50 f/b es igual a 24.05kPa, un 15.42% inferior a la alcanzada por la muestra de 1.00 f/b con filler calizo. En este sentido, la ductilidad viene dada por la capacidad de los materiales para resistir deformaciones antes de alcanzar el  $\sigma_{max}$ . Los másticos de 1.00 y 1.25 f/b presentan una ductilidad superior a la de 0.50, en un 15,89% y un 43,92%, respectivamente. Sin embargo, esto se modifica con respecto a la relación f/b de 0.75 que tiene un 3,83% menos de deformación en  $\sigma_{max}$ . El mástico 1.00 de escoria alcanza niveles de deformación un 36,83% superiores a los obtenidos con la muestra estándar y un aumento de los valores de  $E_r$  igual al 149,50%.

Al analizar la curva del 0.75f/b a partir de grandes porcentajes de deformación, se observa que converge a valores similares de esfuerzo cortante que la mástico con L, generando un comportamiento más acentuado (pero constante) en el dominio de deformación. Además, presenta un incremento del 32,99% en los valores de  $E_r$  respecto a la masilla con L, demostrando un mejor comportamiento con menor incorporación de filler. Una vez analizadas las gráficas obtenidas en el ensayo LAS, se observa que el mástico con alto contenido en LFS<sup>h</sup> (f/b 1,25) tiende a reducir bruscamente su comportamiento post-falla. Este fenómeno no se refleja en el  $E_r$  calculado por la metodología BYET, generando una diferencia entre ambos ensayos. Esto se debe a que los másticos LFS<sup>h</sup> generan un aumento en el nivel de deformación y  $E_r$  alcanzado al momento de la falla.



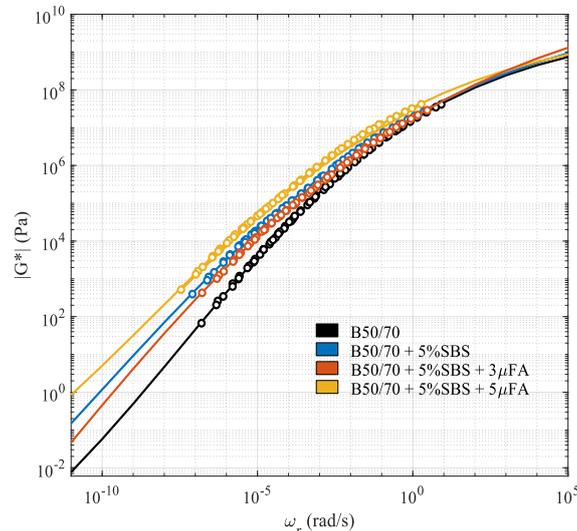
**Figura 7.30.** Curvas de Esfuerzo-Deformación BYET

### 7.3.2 Micro filler de Cenizas Volantes

A continuación, se presenta una discusión reológica de muestras de másticos con ligante modificado con SBS y partículas finas de FA. Para ello, se seleccionó el ligante base B50/70 y se incorporó el copolímero SBS en una dosificación del 5%, debido a su buen comportamiento en las diferentes condiciones de ensayos presentadas en el capítulo 6. El segundo material utilizado en la modificación húmeda fue un micro filler procedente de cenizas volantes. La obtención de este material se genera en primera instancia con la granulometría del filler FA utilizada en este capítulo (ver 7.2). Seguidamente, se utilizó el material cernido por el tamiz de 0.015 mm perteneciente al 6.55% de la masa total del filler FA. Con ello, se nombra en este documento como micro filler de Cenizas volantes ( $\mu$ FA) a las partículas de dimensión inferior a 15 $\mu$ m.

#### 7.3.2.1 Ensayo DSR

Los resultados de las propiedades LVE indican nuevamente que el SBS aumenta el vector de rigidez  $|G^*|$  de B50/70, donde los cambios más drásticos se generan a altas temperaturas (véase Figura 7.31 y Tabla 7.3). Sin embargo, al incorporar un 3% de  $\mu$ FA a la muestra con un 5% de SBS, no generan cambios significativos en la rigidez con respecto a una modificación simple de SBS. En cambio, con un 5% de  $\mu$ FA, la rigidez aumenta considerablemente con un mayor impacto a bajas temperaturas, debido al endurecimiento del ligante libre y a la contribución de las partículas sólidas.



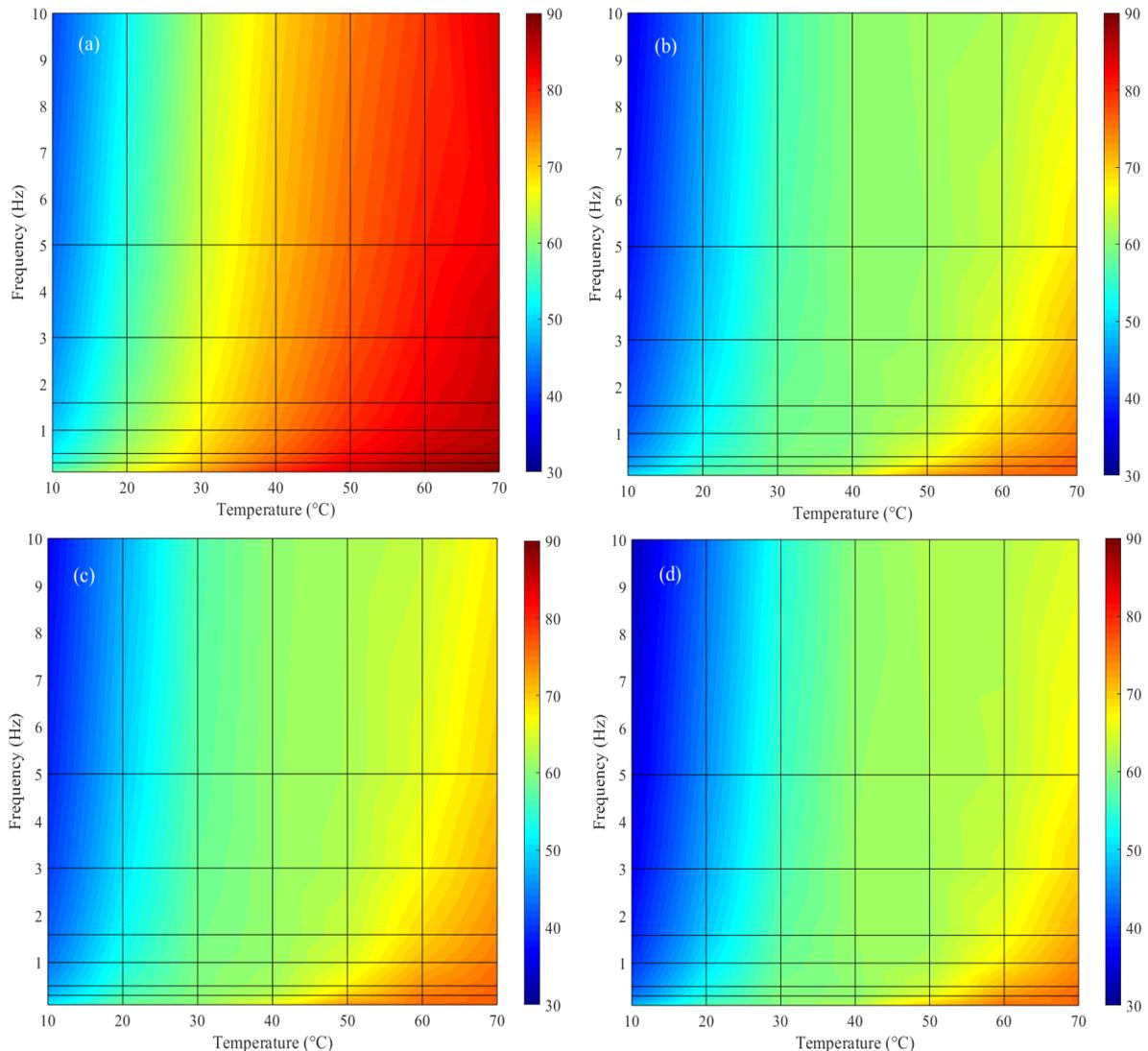
**Figura 7.31.** Curvas maestras del módulo complejo  $|G^*|$

Las curvas maestras  $|G^*|$ , que demuestran el aumento de rigidez causado por los modificadores en el ligante convencional. A altas frecuencias reducidas (bajas temperaturas), los ligantes modificados generan un desplazamiento hacia la izquierda debido a la superposición tiempo-temperatura. Para  $\omega_r$  bajas (altas temperaturas), todos los ligantes modificados tienen una proyección teórica de la curva superior a la del ligante convencional.

**Tabla 7.3.** Parámetros de viscoelasticidad lineal (kPa)

Muestra	Variables	10°C	20°C	30°C	40°C	50°C	60°C	70°C
B50/70	$ G^* $	10470,60	1957,60	324,67	64,08	12,47	3,35	1,04
	$ G^* /\sin(\delta)$	14306,15	2301,72	353,28	66,96	12,71	3,38	1,05
	$ G^*  \cdot \sin(\delta)$	7663,38	1664,93	298,38	61,33	12,23	3,33	1,04
B50/70+ 5%SBS	$ G^* $	12353,60	2803,60	532,72	117,50	34,05	11,00	4,26
	$ G^* /\sin(\delta)$	18813,21	3608,50	626,54	135,65	38,52	11,86	4,45
	$ G^*  \cdot \sin(\delta)$	8111,93	2178,24	452,94	101,77	30,10	10,20	4,09
B50/70+ 5%SBS+ 3% $\mu$ FA	$ G^* $	12990,70	2784,68	574,81	141,96	41,10	12,62	4,37
	$ G^* /\sin(\delta)$	19277,19	3517,00	671,38	162,63	45,84	13,47	4,55
	$ G^*  \cdot \sin(\delta)$	8754,30	2204,85	492,13	123,92	36,85	11,81	4,20
B50/70+ 5%SBS+ 5% $\mu$ FA	$ G^* $	20311,90	4750,43	899,47	179,22	46,56	14,66	5,38
	$ G^* /\sin(\delta)$	32723,15	6292,15	1064,33	204,93	52,92	16,02	5,65
	$ G^*  \cdot \sin(\delta)$	12607,99	3586,47	760,15	156,74	40,97	13,42	5,12

Este comportamiento generaría un mejor comportamiento frente a las deformaciones plásticas o deformaciones permanentes. Sin embargo, la proyección en la curva maestra  $|G^*|$  indica que el ligante con 5% de SBS tendría valores más altos que una muestra con 5% de SBS + 3% de  $\mu$ FA. Esto es contradictorio con los datos experimentales (ver Tabla 7.3), donde la muestra con 3%  $\mu$ FA tiene valores  $|G^*|$  más altos. Esto se debe a la pendiente que se origina en la curva maestra al ajustar los datos, en la que influye la agrupación o dispersión de los datos  $|G^*|$ .



**Figura 7.32.** ángulo desfase  $\delta$ . a) B50/70; b) B50/70+5%SBS; c) 50/70+5%SBS+3% $\mu$ FA; d) B50/70+5%SBS+5% $\mu$ FA

En cuanto a la fase angular, se observa que el SBS genera un cambio drástico en la relación tensión-deformación respecto al ligante convencional (véase la Figura 7.32). El B50/70 adquiere una consistencia máxima de  $\delta = 90^\circ$  a  $70^\circ\text{C}$ , mientras que la incorporación de un 5% de SBS consigue reducir  $\delta$  a  $65\text{--}76^\circ$  para la misma temperatura. Esto demuestra que el SBS modifica la estructura interna del B50/70, generando una mayor elasticidad en el rango LVE.

Sin embargo, al añadir  $\mu$ FA al ligante modificado con SBS, no se generan cambios apreciables (ver Figura 7.31), mostrando que  $\mu$ FA sólo tiende a aumentar la magnitud del vector  $|G^*|$ , manteniendo así sus componentes elástico-viscosos prácticamente constantes. Esta condición demuestra hipotéticamente que el  $\mu$ FA con el ligante B50/70 + SBS interactúa en gran medida de forma física (aglomerante) y no química.

### 7.3.2.2 Ensayo MSCR

La Figura 7.33 muestra los resultados del ensayo MSCR A  $30^\circ\text{C}$ , se observa un comportamiento similar al observado en el rango LVE (Sección 7.3.2.1), donde la incorporación de SBS mejora considerablemente las prestaciones del ligante B50/70. La

adición de un 3% de  $\mu$ FA a la muestra modificada no genera grandes cambios en la deformación acumulada, donde ambas muestras presentan un rango plástico  $J_{nr}$  del 20%. Sin embargo, la adición de un 5% de  $\mu$ FA reduce la deformación acumulada respecto a las otras muestras. Este comportamiento se debe a una mayor cantidad de carga en el ligante, que aumenta la rigidez de la muestra y por tanto reduce la deformación. Además, se demuestra que el filler de  $\mu$ FA incide en el fenómeno de fluencia, modificando la deformación máxima alcanzada. Este comportamiento es relevante ya que es necesario analizar el  $J_{nr}$  y  $R$  simultáneamente, ya que las variables por sí solas no demuestran el comportamiento general de la muestra. Un ejemplo de esto es la muestra 5% SBS+5%  $\mu$ FA, que tiene menor deformación acumulada, pero presenta una menor recuperación  $R$ , comparada con la muestra 5% SBS+3%  $\mu$ FA (ver Tabla 7.4).

A medida que aumenta la temperatura, se mantienen las condiciones de deformación. Sin embargo, la muestra con sólo SBS demuestra deformaciones más altas en comparación con las de  $\mu$ FA. Por ejemplo, a 60 °C, las condiciones de pérdida de recuperación son elevadas, donde la muestra con 5% de SBS consigue superar el 1000% de deformación, mientras que las muestras con 5%SBS+5%  $\mu$ FA y 5%SBS+3% $\mu$ FA están por debajo de este valor. Para este caso concreto, las muestras con  $\mu$ FA generan menores deformaciones en el fenómeno de fluencia y también un mayor porcentaje de recuperación en cada ciclo frente al demostrado a temperaturas más bajas (30 °C).

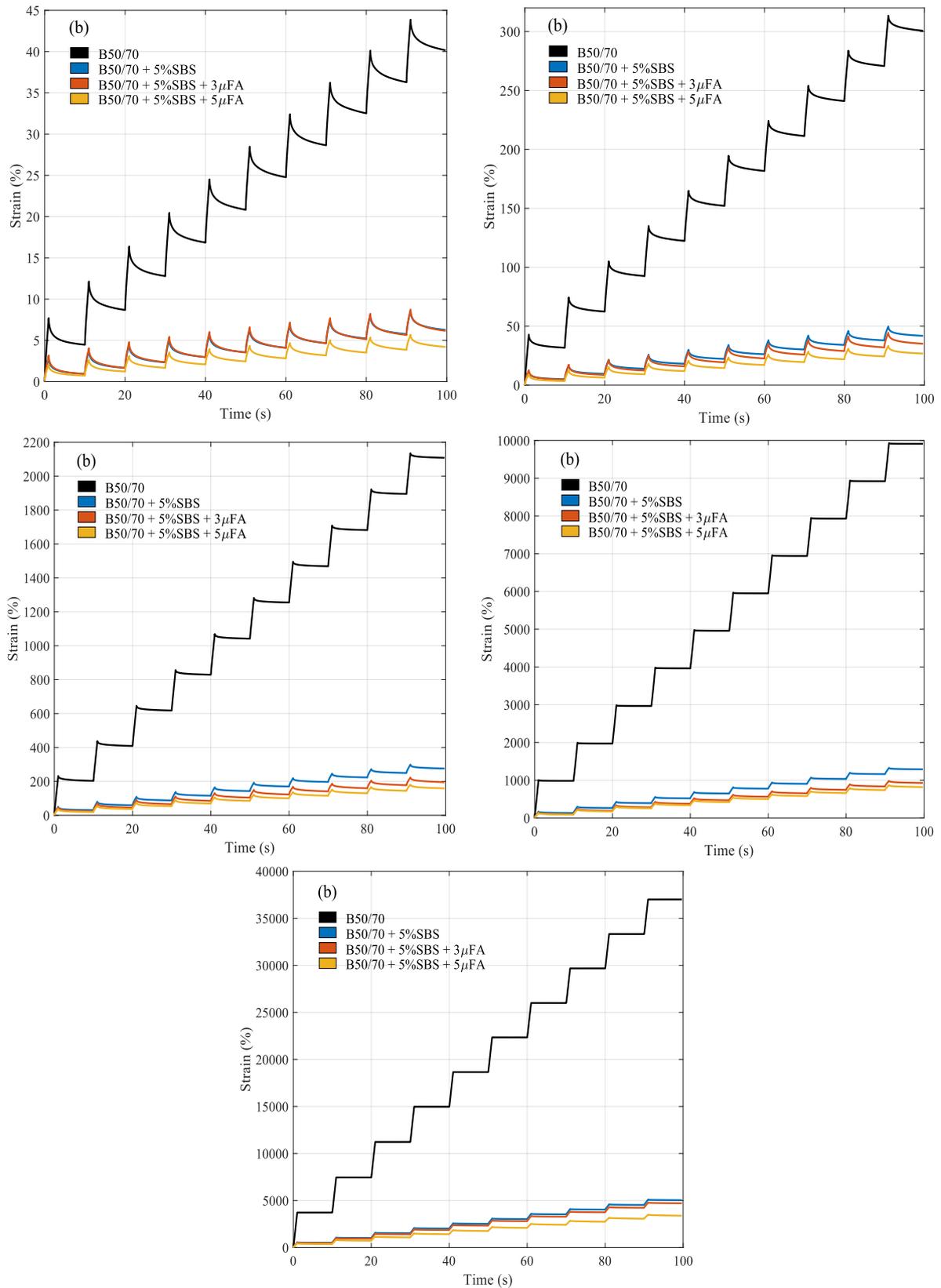
Ahora bien, para detallar aún más el comportamiento a deformaciones plásticas de las muestras con  $\mu$ FA y SBS se genera el ajuste reológico mediante el modelo desarrollado en esta tesis (ver capítulo 5). En este sentido se observan los resultados de los parámetros fraccionarios en las Figuras 7.34, 7.35, 7.36 y 7.37 para las muestras en estudio. Como ya se ha indicado en el Capítulo 6, se sabe que el B50/70 disminuye su valor  $\beta$  al aumentar la temperatura y el número de ciclo. En particular, para la menor temperatura y el primer ciclo alcanza valores  $\beta = 0.99$ , generando una curva de recuperación aceptable.

Sin embargo, al finalizar el ensayo dicho valor decrece a 0.8. A 70°C, la mayor temperatura de ensayo se obtiene que ya genera pérdidas del 10% al comenzar el ensayo, lo cual condiciona a un valor  $\beta = 0.4$ . Es importante destacar que cuando un material posee menores valores de  $\beta$  que de  $\alpha$ , genera una mayor plasticidad que elasticidad. En este sentido, al superponer las superficies de la Figura 7.33 se observa que esta condición se logra a los 50°C en el cuarto ciclo del ensayo.

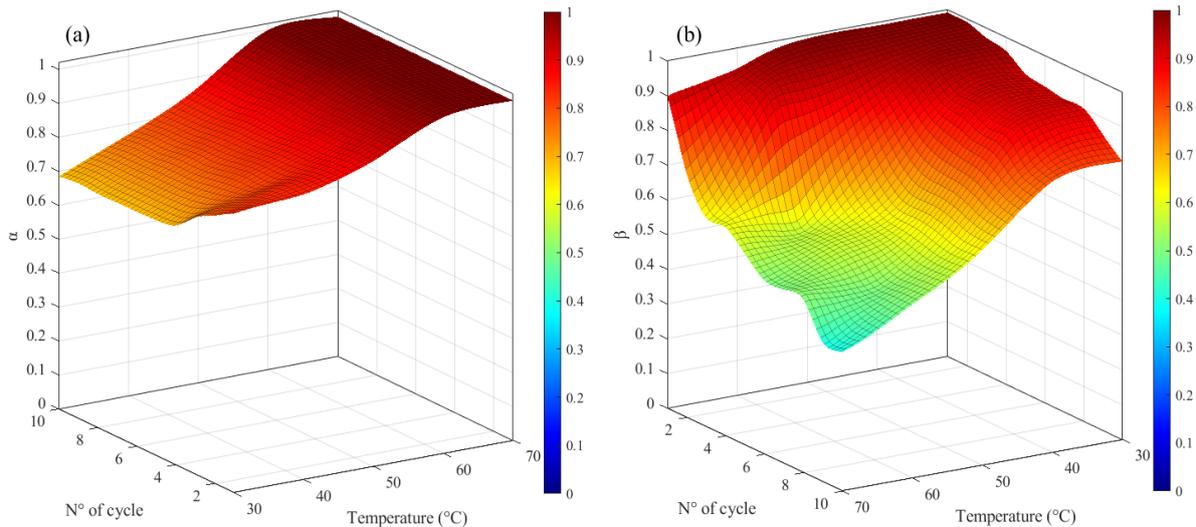
**Tabla 7.4.** Parámetros del ensayo MSCR

Temperatura	Variables	B50/70	B50/70 5%SBS	B50/70 5%SBS 3% $\mu$ FA	B50/70 5%SBS 5% $\mu$ FA
30°C	Strain (%)	40,16	6,27	6,15	4,21
	$R$ (%)	17,80	40,36	43,54	39,57
	$J_{nr}$ (1/kPa)	1,25	0,20	0,20	0,13
40°C	Strain (%)	300,64	41,83	35,07	26,75
	$R$ (%)	9,75	29,04	34,77	33,27
	$J_{nr}$ (1/kPa)	9,39	1,31	1,10	0,84
50°C	Strain (%)	2108,47	276,14	195,24	159,01
	$R$ (%)	3,73	16,16	23,36	22,81
	$J_{nr}$ (1/kPa)	65,89	8,63	6,10	4,97
60°C	Strain (%)	9912,17	1290,28	927,95	819,29
	$R$ (%)	0,56	7,31	13,58	13,09
	$J_{nr}$ (1/kPa)	309,76	40,32	29,00	25,60
70°C	Strain (%)	37004,30	5036,79	4711,44	3386,70
	$R$ (%)	0,26	3,16	4,16	6,95

$J_{nr}$  (1/kPa)      1156,38      157,40      147,23      105,83

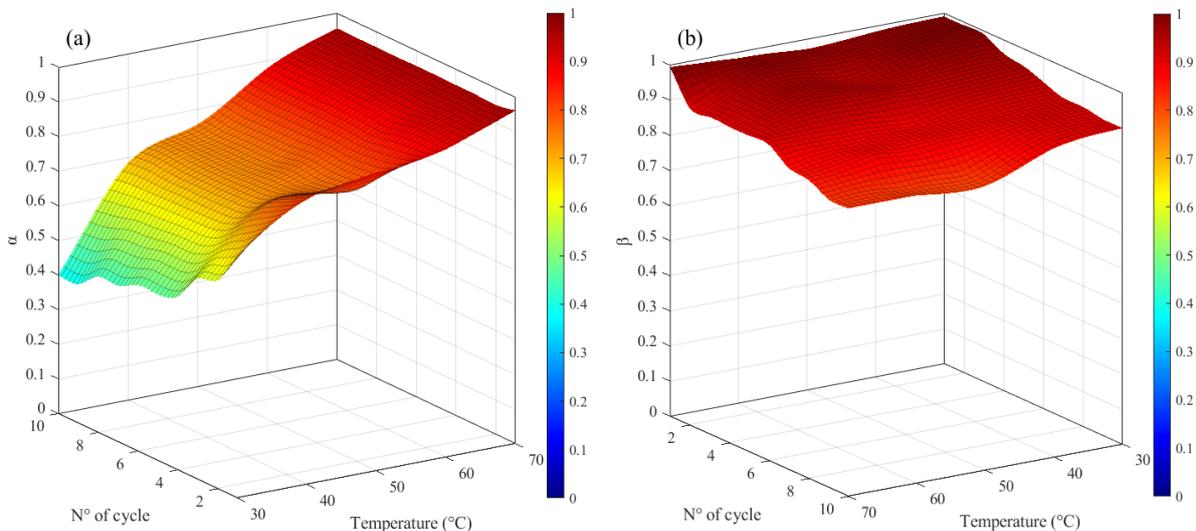


**Figura 7.33.** Ensayo MSCR. a) 30°C; b) 40°C; c) 50°C; d) 60°C; e) 70°C

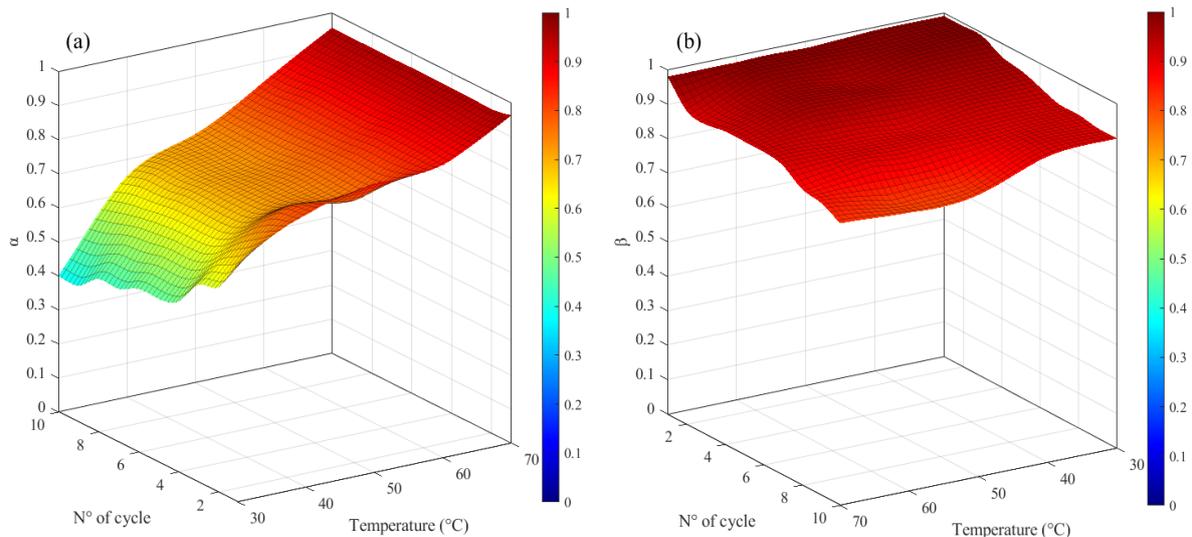


**Figura 7.34.** Simulación reológica del ligante B50/70 para 3,2 kPa.  
a) Parámetro  $\alpha$  ; b) Parámetro  $\beta$

Al agregar SBS en la muestra la recuperación es notoriamente mayor, recordando la demostración matemática del modelo, se sabe que en el fenómeno de recuperación solo actúa el parámetro  $\beta$ , ósea el sistema en paralelo. Por ende, el copolímero SBS lo que genera es un aumento de dicho sistema, mejorando la fluencia recuperable y fenómeno de recuperación. Los datos nos indican que a 30°C el SBS genera mejoras del 0.1-12% para el principio y final del ensayo. Al aumentar la temperatura a 70°C dichas mejoras crecen considerablemente desde los 10-105% producto del SBS. Ahora bien, respecto a la fluencia no recuperable se obtiene que las mayores diferencias se logran a bajas temperaturas, con ello, se demuestra la importancia del SBS a condiciones climáticas bajas. Por ejemplo, a 30°C el SBS reduce la pendiente al final de la fluencia en un 41,17%. Ahora bien, al incorporar una baja concentración de particular solidas se genera una leve variación de la forma de deformación. La diferencia del ligante con 3% $\mu$ FA respecto al ligante con solo SBS es del 1,02%-1,14% para los 30°C. Conforme aumenta la temperatura no se presentan diferencias claras entre los ligantes para los fenómenos de recuperación. Ahora bien, frente al parámetro  $\alpha$  las diferencias se logran desde los 40°C. Posteriormente, a 60°C la incorporación de  $\mu$ FA logra reducir el estado plástico en un 1.13-3.44%.

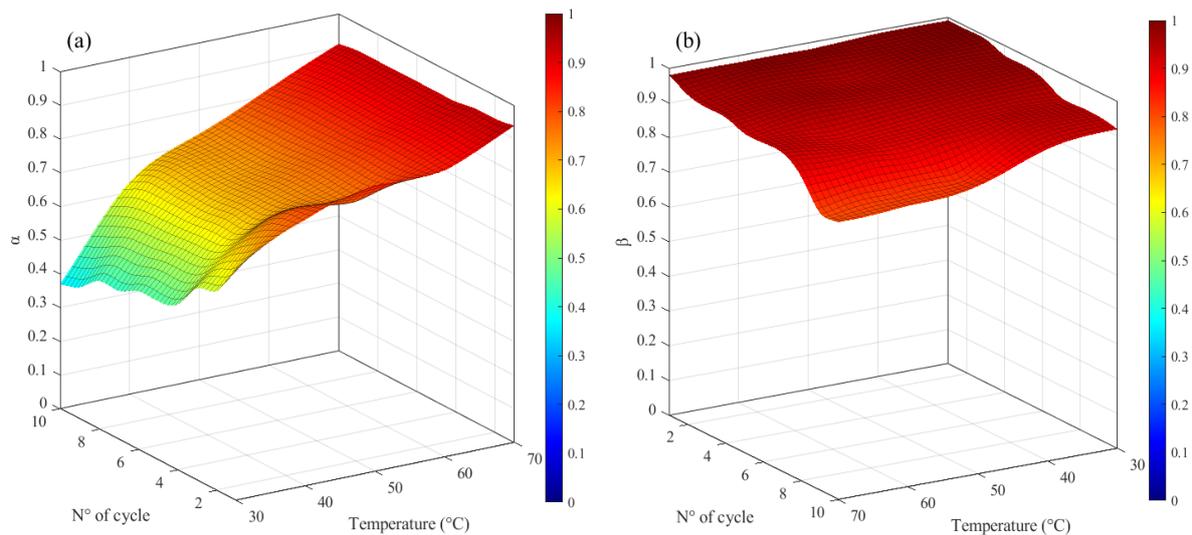


**Figura 7.35.** Simulación reológica del ligante B50/70+5%SBS para 3,2 kPa.  
a) Parámetro  $\alpha$  ; b) Parámetro  $\beta$



**Figura 7.36.** Simulación reológica del ligante B50/70+5%SBS+3% $\mu$ FA para 3,2 kPa.  
a) Parámetro  $\alpha$  ; b) Parámetro  $\beta$

Finalmente, al incorporar un 5% $\mu$ FA los valores de  $\beta$  aumentan respecto a lo obtenido con 3% $\mu$ FA. En este sentido, el aumento de partículas en la matriz de ligante polimérica genera un 3.33% de mayores valores  $\beta$ . Para el caso de los 70°C este valor crece en un 3,65%, denotando curvas de recuperación aún más abierta. Por otro lado, las muestras con 5% $\mu$ FA generan curvas con una tendencia más inclinada a la elasticidad. Esto quiere decir, que los valores de  $\alpha$  son menores en muestras con mayor % de  $\mu$ FA. A los 30°C este decaimiento en los valores de  $\alpha$  es del 7.5%, mientras que a 70°C dicha diferencia se reduce a un 4,21%. Por ende, un mayor porcentaje de  $\mu$ FA genera estados de fluencia no recuperables más bajos, generando las mayores diferencias a bajas temperaturas.



**Figura 7.37.** Simulación reológica del ligante B50/70+5%SBS+5% $\mu$ FA para 3,2 kPa.  
a) Parámetro  $\alpha$  ; b) Parámetro  $\beta$

### 7.3.2.3 Ensayo LAS

El ensayo LAS evalúa la fisuración del ligante bituminosos mediante el modelo VECD, que permite estimar la vida a fatiga de las muestras en términos de deformación por corte y de acumulación de intensidad de daño. La Figura 7.38 muestra las curvas tensión-deformación de las muestras estudiadas; los ligantes modificados aumentan la tensión máxima cuando se incorpora SBS (Se ratifica lo estudiado en el capítulo 6). Por ejemplo, a 20 °C, la muestra con sólo un 5% de SBS alcanza  $\sigma_{max}$  con un aumento del 44% en comparación con el ligante convencional. Además, se observa que el ligante base tiene una  $\sigma_{max}$  más estrecha en comparación con los ligantes modificados, lo que mostraría una mayor dependencia de la deformación aplicada, resistiendo menos la fatiga.

Sin embargo, cuando se añade un 3% y un 5% de  $\mu$ FA al ligante con un 5% de SBS, la  $\sigma_{max}$  también se incrementa en un 19% y un 28%, respectivamente. Pero  $\sigma_{max}$  provoca picos más amplios, lo que podría atribuirse al aumento del porcentaje de moléculas grandes (SBS y  $\mu$ FA). En este sentido, algunos autores han mencionado que un ligante con una  $\sigma_{max}$  más alta sería más propenso a la fractura. Sin embargo, en el caso de los  $\mu$ FA, es importante destacar que a pesar de la  $\sigma_{max}$ , consiguen curvas más amplias, contribuyendo a una menor dependencia de la deformación. Del mismo modo, la consistencia elástica del SBS consigue mejorar la respuesta elástica del ligante B50/70, lo que permite un mayor contenido de flujo plástico antes de la fisuración.

Al aumentar la temperatura a 25 °C, las muestras reducen su rigidez con respecto a 20°C. El ligante convencional y la modificación con un 5% de SBS aumentan la deformación para  $\sigma_{max}$ , lo que muestra un comportamiento más dúctil. Sin embargo, al añadir carga al ligante con SBS, la deformación no aumenta para  $\sigma_{max}$  sino que disminuye para el caso del 5% de  $\mu$ FA debido a la rigidización de la matriz, lo que aumenta la tensión máxima, pero conduce a un fallo prematuro.

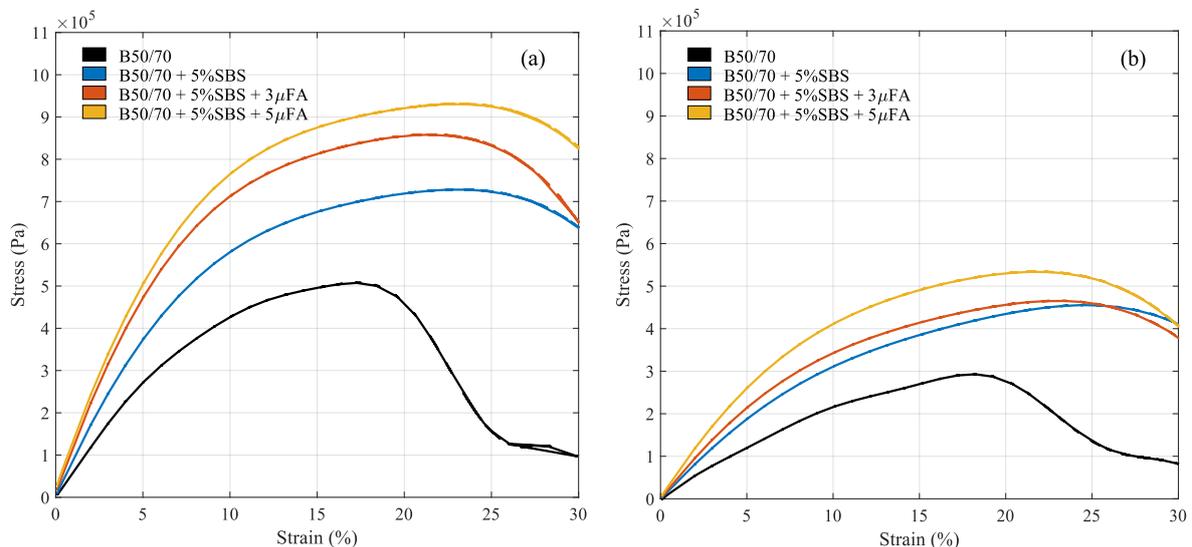


Figura 7.38. Curvas Esfuerzo-Deformación LAS. a) 20°C; b) 25°C

Al aplicar el modelo VECD, se determina la disipación de energía resultante de la pérdida de integridad estructural  $C$  causada por la intensidad de daño acumulado  $D$ . La Figura 7.39 muestra la integridad de las muestras a medida que aumenta la intensidad  $D$ . A 20 °C, el ligante base comienza con una integridad superior a la de los ligantes modificados, que se reduce a medida que aumenta la intensidad  $D$ . Por ejemplo, el ligante con un 5% de SBS adquiere mejores valores de  $C$  sobre una  $D$  de 100 respecto a B50/70. Aunque el B50/70

reduce notoriamente su integridad, es importante destacar que los ligantes con 3% y 5% de  $\mu$ FA sólo adquieren un mejor comportamiento comparado con el ligante convencional para un  $D$  superior a 176 y 255, respectivamente. Este comportamiento se debe a la mayor rigidez del ligante modificado con  $\mu$ FA, provocando una mayor tensión máxima, pero con mayor fragilidad.

A medida que la temperatura aumenta hasta los 25 °C, los ligantes con un 5% de SBS y un 5%SBS+3% $\mu$ FA poseen una mayor integridad desde el principio en comparación con B50/70. Esto podría deberse hipotéticamente a la capacidad del SBS de retardar el comportamiento del fluido newtoniano. Sin embargo, en lo que respecta a la muestra con un 5% de  $\mu$ FA no se genera un mejor comportamiento hasta una intensidad de daño de 123, lo que demuestra el problema del material viscoelástico con demasiada rigidez a bajas temperaturas. Al comparar el módulo complejo de las muestras para el rango de viscoelasticidad no lineal, se obtienen diferencias con lo observado en el rango de LVE. Un ejemplo es el ligante SBS 5% que alcanza un  $|G^*|$  de 3,8 MPa frente a los 4,4 MPa que se alcanzan con 5%SBS+3% $\mu$ FA. Este comportamiento es relevante ya que en el rango LVE no se generan diferencias significativas, por lo que se puede inferir que el filler genera un mayor impacto al ser sometido a mayores deformaciones. Esto puede deberse a un mayor desplazamiento de la matriz aglomerante, permitiendo que las partículas sólidas del microfiller logren una mayor influencia.

En la Figura 7.40 se muestra la vida a fatiga  $N_f$  a 20 °C y 25 °C. El ligante B50/70 a cualquier amplitud de deformación muestra un comportamiento a fatiga inferior. A 20 °C, los ligantes con 5%SBS y 5%SBS+3% $\mu$ FA tienen un comportamiento similar a bajas deformaciones. A medida que aumenta la amplitud de deformación, la muestra con sólo un 5% de SBS genera una mayor resistencia a la fatiga. El ligante con 5%SBS+5% $\mu$ FA mejora el comportamiento a la fatiga en todo el rango de deformación. A medida que la temperatura aumenta en 5°C, las muestras con micro relleno presentan un peor comportamiento a la fatiga que el ligante con sólo SBS. Este comportamiento se debe a una mayor rigidez de las muestras con  $\mu$ FA, generando una mayor fragilidad. Al comparar las muestras con el  $\mu$ FA, se observa que después de una amplitud de deformación del 5%, se genera un decaimiento abrupto por el ligante con 5%SBS+5% $\mu$ FA. Este comportamiento se atribuye a que el ligante presenta un cambio drástico en su rigidez, lo que provocó un decaimiento abrupto en  $|G^*| \sin(\delta)$  debido a una posible falla prematura.

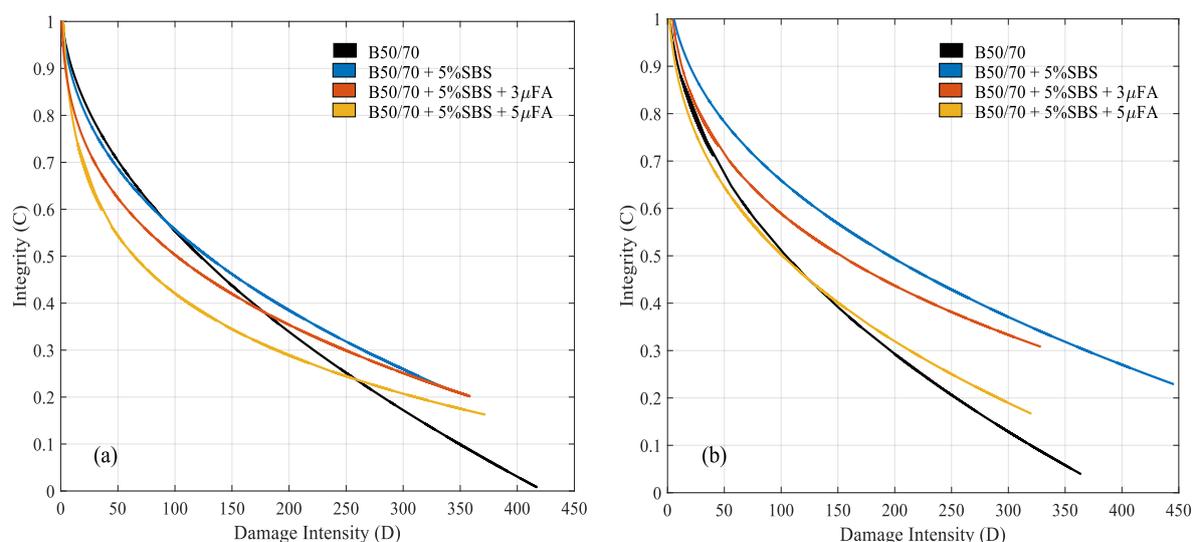
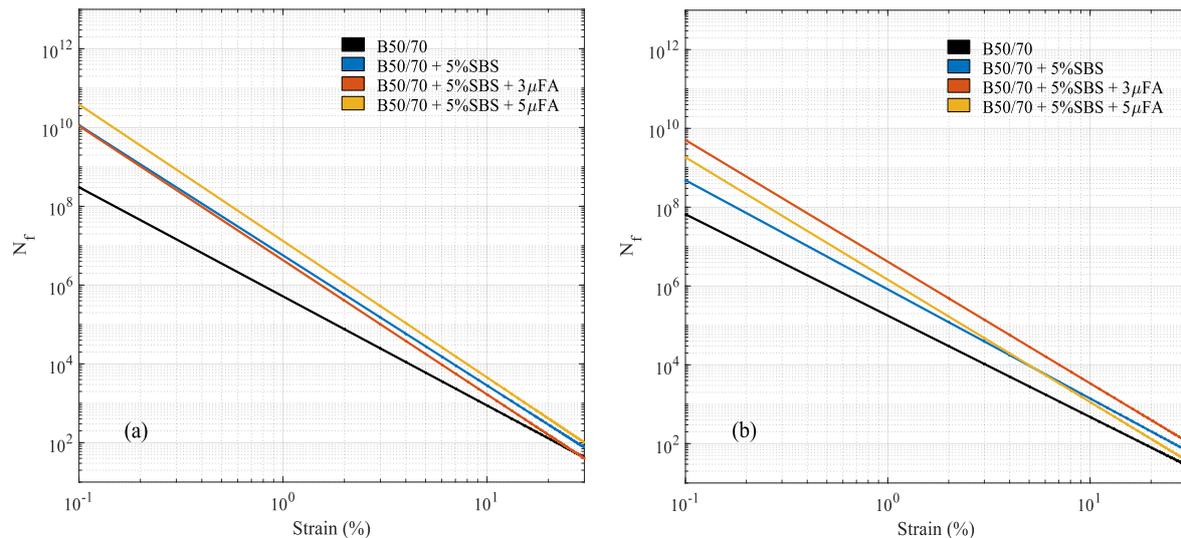


Figura 7.39. Curvas Integridad v/s Intensidad de Daño. a) 20°C; b) 25°C



**Figura 7.40.** Vida a la fatiga  $N_f$ . a) 20°C; b) 25°C

### 7.3.2.4 Ensayo BYET

La Figura 7.41 muestra las curvas de tensión-deformación del ensayo BYET para B50/70 y sus modificaciones. Los resultados muestran las mismas tendencias presentadas en el ensayo LAS, donde la adición de SBS y  $\mu$ FA aumenta la tensión máxima alcanzada. A 20 °C, la tensión máxima  $\sigma_{max}$  aumenta con la adición de un 5% de SBS en un 275% respecto al ligante base. Por otro lado, cuando se añade un 3% de  $\mu$ FA y un 5% de  $\mu$ FA, esta tensión aumenta un 62,67% y un 84% respecto al ligante con SBS, respectivamente.

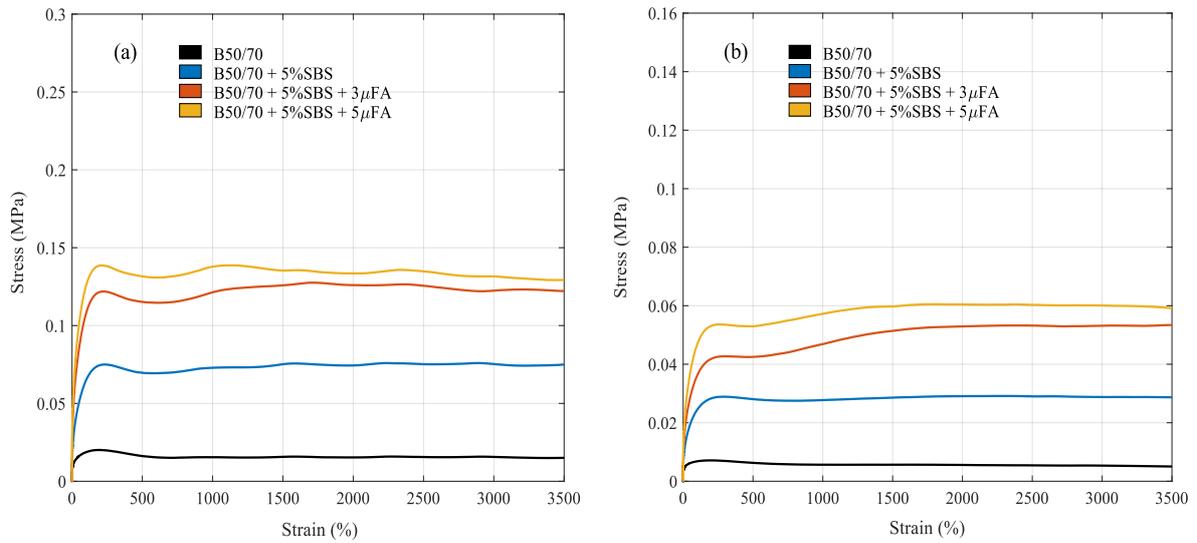
En cuanto a la deformación alcanzada por las muestras en  $\sigma_{max}$ , se observa que la deformación se redujo al añadir una mayor cantidad de microrrelleno en la muestra. Esto se debe a una mayor fragilidad de las muestras con relleno debido a una mayor rigidez en la matriz del ligante. Esto implica que el ligante modificado con  $\mu$ FA resistirá menos repeticiones de carga y podría fallar antes debido al agrietamiento a bajas temperaturas. Al analizar la Figura 7.40a, se observa que al añadir  $\mu$ FA y SBS se obtienen múltiples picos en el ensayo. Este comportamiento ha sido identificado por algunos autores como una reacción de alta elasticidad y buena recuperación. Además, se ha determinado que el primer pico en el ensayo BYET indica la relación asfalteno-malteno, mientras que el segundo pico indica la capacidad elástica del polímero.

Al aumentar la temperatura hasta 25°C (Figura 7.40b), el  $\sigma_{max}$  se reduce debido al reblandecimiento de los ligantes. Se observa que no se generan los múltiples picos que se producen a una temperatura de 20°C, sino que las muestras con  $\mu$ FA muestran un crecimiento de la tensión tras alcanzar el primer pico.

En este sentido, se plantea la hipótesis de que el aumento de temperatura genera un mayor desplazamiento del betón en el par provocado por el DSR. De esta forma, las partículas sólidas proporcionan una rigidez extra que podría definirse como una reserva del material. Es decir, el aumento de rigidez posterior al primer pico se debería a la capacidad del microfiller  $\mu$ FA.

Por otro lado, en este estudio se calculó la energía de fluencia (área bajo la curva) hasta el punto del primer pico de la figura 7.41. Los resultados indican que la incorporación de SBS y  $\mu$ FA en la muestra mejoró la  $E_r$  del ligante base. La muestra con 5%SBS+5% $\mu$ FA tiene la mayor energía de fluencia y, por tanto, sería capaz de resistir la deformación plástica y las tensiones antes del fallo. Sin embargo, es importante señalar que esta energía se calcula a partir de las variables tensión-deformación. Con esto, se debe enfatizar que la tensión máxima

alcanzada por la deformación es un indicador directo de la ductilidad y la capacidad de resistir cargas. La cual, para este estudio es inversamente proporcional a la energía de fluencia.



**Figura 7.41.** Curvas esfuerzo-Deformación BYET. a) 20°C; b) 25°C



## 8. MEZCLAS BITUMINOSAS



## 8 Mezclas Bituminosas

### 8.1 Introducción

En el presente capítulo, se realiza un análisis reológico de mezclas bituminosas tipo AC16S, incorporando diferentes tipos de filler, como piedra caliza, cal hidratada y subproductos derivados de cenizas volantes. Estas modificaciones se aplican en función de diversas relaciones entre el material de filler y el ligante bituminoso ( $f/b$ ).

En el marco metodológico, se inicia con la validación del ajuste numérico del modelo desarrollado en el capítulo 5 de esta Tesis Doctoral, aplicado a fenómenos de fluencia y recuperación bajo diversas condiciones de ensayo, como la variación de carga y temperatura. A continuación, se diseña un ensayo similar al MSCR para ligantes bituminosos, con el fin de correlacionar los parámetros reológicos obtenidos en las mezclas y determinar el número de ciclos equivalentes en el reómetro de corte dinámico (DSR).

Finalmente, se propone un ensayo en mezclas bituminosas que incluye diez ciclos de fluencia y recuperación, con el objetivo de evaluar su capacidad para minimizar la deformación. El modelo reológico desarrollado permite caracterizar la transición viscoelástica del material, considerando tanto los ligantes como la banda granulométrica utilizada, de manera conjunta e independiente. Además, se realizan ensayos en másticos bituminosos con el DSR para resaltar la importancia del mástico en la mezcla. A través de estos análisis, se desagregan matemáticamente los áridos finos y gruesos para resolver las ecuaciones con las mismas variables en los másticos, obteniendo así la capacidad elástica en función del tipo de filler empleado.

### 8.2 Simulación Numérica para Fenómenos de Fluencia y Recuperación

#### 8.2.1 Condición de Ensayo: Temperatura

Para verificar el modelo propuesto de mezclas bituminosas, se realizaron varios ensayos de laboratorio de fluencia-recuperación a distintas temperaturas y con una variación de ligantes bituminosos, para identificar si el modelo es capaz de diferenciar la viscosidad y elasticidad del aglomerante.

La demostración experimental del modelo se basa en un ensayo fluencia y recuperación estática uniaxial. Se aplicó una carga constante de Heaviside de 5 kN en un ciclo de 10 minutos. Las pruebas se realizaron para un rango de temperaturas entre 10°C y 35°C (con una escala de 15°C).

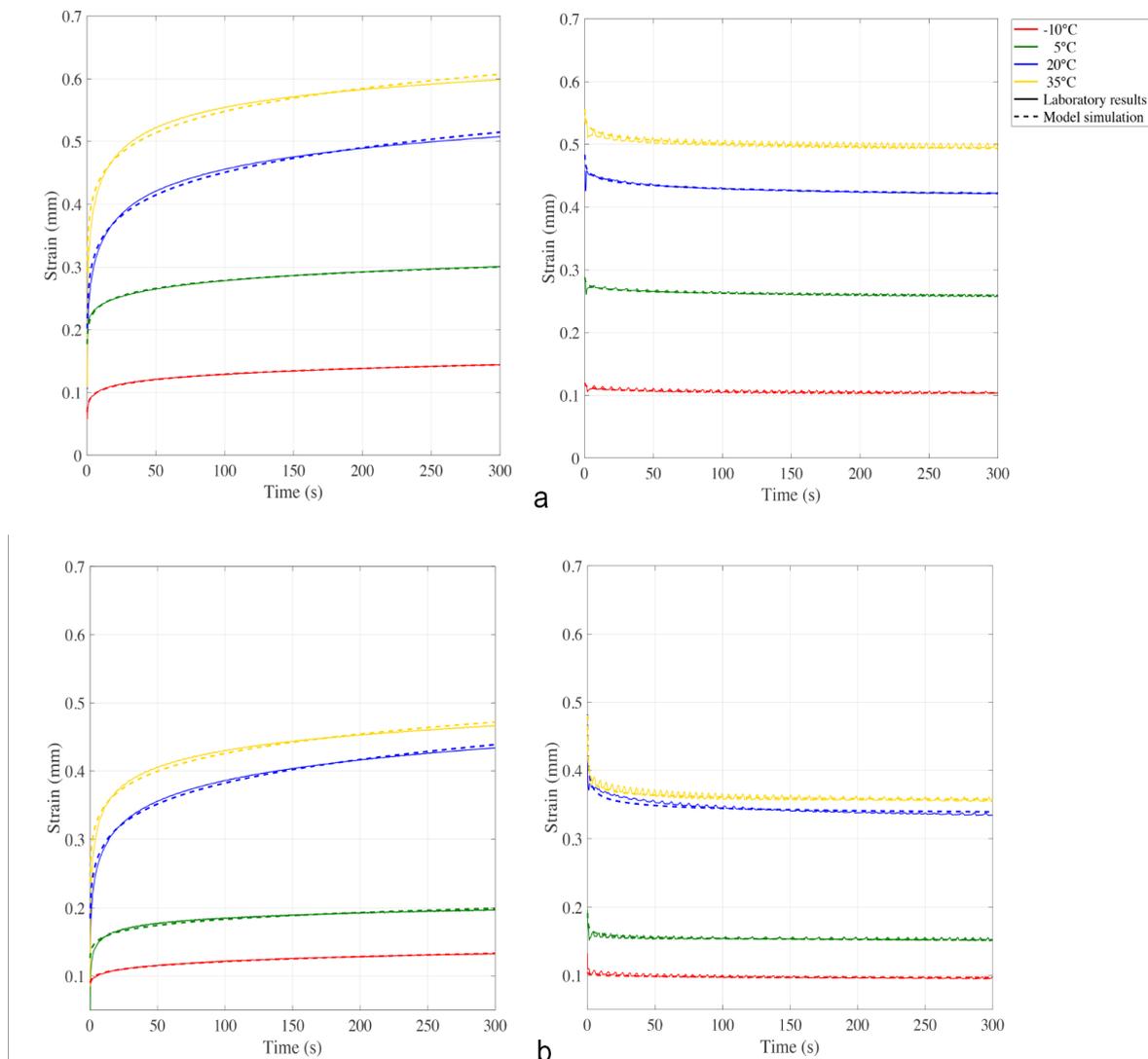
En la Figura 8.1. se observa la comparación entre los datos experimentales (línea continua) y las predicciones (línea discontinua) a diferentes temperaturas. El modelo teórico concuerda bien con los datos experimentales a todas las temperaturas para la variación de ambos ligantes, tanto en la fase de fluencia como durante la recuperación. Además, el modelo representa con precisión el aumento de la rigidez con la temperatura y las menores deformaciones acumuladas en el ligante modificado en comparación con el convencional. El modelo muestra que, a medida que aumenta la temperatura de ensayo, se produce una mayor deformación viscoelástica, generando cada vez un mayor salto elástico y transformando la fluencia no lineal (parámetros  $\alpha$  y  $\beta$ ).

Los resultados de la simulación numérica se muestran en la Tabla 8.1. El fenómeno de fluencia desarrolla el salto elástico instantáneo representado por el primer resorte del modelo  $\xi_1$ . En este caso, el modelo presentado se diferencia de los modelos clásicos, ya que este asocia la primera deformación del ligante (representado por el primer muelle). La mezcla con B50/70 aumenta el salto elástico con la temperatura, lo que provoca la disminución del módulo elástico, transformando su comportamiento al rango viscoelástico. La mezcla con PMB 45/80-

65 mantiene el salto elástico relativamente constante generando un valor de elasticidad más estable con la variación de temperatura en la viscoelasticidad lineal.

Tras el primer salto elástico (viscoelasticidad lineal) se desarrolla una curvatura viscoelástica no lineal con un segundo salto elástico, que para el modelo propuesto es considerado con la elasticidad de la mezcla bituminosa. Dicho de otra manera, el segundo salto elástico está definido por la suma de las elasticidades del ligante y del conjunto de áridos,  $M = \xi_1 + \xi_2$ .

El resultado predicho por el modelo permite obtener el módulo de Young del conjunto de áridos, cuyo valor medio es de  $6,35 \cdot 10^4$  Pa. Este resultado explica la gran estabilidad mecánica que suministra el árido en la mezcla, evitando con ello la deformación, proporcionando propiedades volumétricas y de disipación de cargas capaces de aumentar el segundo salto elástico y retrasar la viscosidad. Esto hace que exista una diferencia importante respecto a otros modelos clásicos, como el presentado por Burgers. Ya que, el modelo propuesto en este trabajo mantiene las propiedades de elasticidad  $\xi_1$  y viscosidad  $\eta$  del ligante bituminoso constantes, tanto para el arreglo mecánico en serio y paralelo.



**Figura 8.1.** Ensayo de Fluencia-Recuperación para una variación de temperatura. a) B50/70; b) PMB45/80-65

Respecto a las derivadas fraccionarias, se sabe que están relacionadas directamente a la fluctuación del estado elástico-viscoso. Los resultados del parámetro  $\beta$  es mayor en las

mezclas con ligante modificado respecto al convencional, generando curvas viscoelásticas más abiertas y permitiendo una fluencia con mayor recuperación. Respecto al último amortiguador fraccionario del modelo, se obtiene que el parámetro  $\alpha$  aumenta con la temperatura debido a la transformación viscoelástica en su último estado. Debido a esto, si una mezcla bituminosa genera un mayor desarrollo de viscoelasticidad recuperable (valores de  $\beta$  más altos), el resultado final de la fluencia demuestra una recta más plana (valores de  $\alpha$  menores).

Por lo tanto, el valor de  $\alpha$  es característico de la fluencia no recuperable y no genera grandes diferencias entre las mezclas con B50/70 y PMB45/80-65. Además, si el comportamiento de la mezcla bituminosa se representara como un fluido newtoniano (valor de  $\alpha=1$ ), se demostraría una situación reológica no-real, ya que una mezcla bituminosa tiene dependencia elástica debido al agregado. En el modelo de Burgers, esto puede realizarse añadiendo un parámetro extra de viscosidad a pesar de perder la representación física real del conjunto de elementos. Por lo tanto, el cálculo fraccionario ayuda a comprender las deformaciones viscoelásticas.

La viscosidad  $\eta$  depende de la temperatura y está asociada al ligante bituminoso. El modelo propuesto ajusta las curvas de deformación con el mismo valor de  $\eta$  para todo el ciclo de ensayo. A bajas temperaturas, este valor es elevado debido a la consistencia sólida con alta rigidez que alcanza el material. Para temperaturas más altas (35°C) su estado físico es más deformable, y los valores de  $\eta$  son más bajos. Es importante destacar, que, a pesar de tener un valor  $\eta$  inferior, y atribuir una unidad de viscosidad (fluido) a la mezcla, es necesario complementar siempre con su derivada fraccionaria para evitar simular un fluido newtoniano. El modelo propuesto calcula un menor valor de la viscosidad para el ligante convencional en comparación con el modificado.

**Tabla 8.1.** Fluencia-recuperación de mezclas bituminosas para una carga de 5 kN

Muestra	T (°C)	$\xi_1$	$\xi_2$	$\eta$	$\alpha$	$\beta$	$\epsilon_{\infty}^0$	$\epsilon_M^0$	$R^2$
B 50/70	-10	8.68	$6,38 \cdot 10^4$	30.5	0.13	0.98	0.008	2.411	0.99
	5	3.70	$6,35 \cdot 10^4$	12.3	0.16	0.93	0.218	3.434	0.98
	20	3.87	$6,35 \cdot 10^4$	4.6	0.17	0.88	0.379	13.590	0.99
	35	3.87	$6,35 \cdot 10^4$	2.97	0.22	0.83	0.475	13.740	0.99
PMB45/80-65	-10	7.23	$6,30 \cdot 10^4$	53.2	0.11	0.99	0.001	1.323	0.98
	5	6.17	$6,35 \cdot 10^4$	15.4	0.16	0.95	0.146	1.323	0.99
	20	7.23	$6,35 \cdot 10^4$	4.4	0.16	0.81	0.327	14.460	0.99
	35	7.23	$6,35 \cdot 10^4$	3.1	0.24	0.87	0.351	14.070	0.99

La segunda parte de la prueba muestra la recuperación de la mezcla bituminosa. El ajuste matemático de datos experimentales se realiza con los valores reológicos obtenidos en el proceso de fluencia. El parámetro  $\epsilon_{\infty}^0$  representa el salto elástico del fenómeno de recuperación. Un aumento de la temperatura se traduce en un aumento de  $\epsilon_{\infty}^0$ , que se refleja en los valores finales de la deformación plástica acumulada. A temperaturas elevadas el salto de recuperación elástica en las mezclas es mayor. Es importante observar que, a una temperatura fija, los valores reológicos del ligante ( $\xi_1$  y  $\eta$ ), del conjunto de áridos ( $\xi_2$ ) y del parámetro  $\beta$  obtenidos en el proceso de fluencia fueron los mismos que en la fase de recuperación. Este hecho revela que, a diferencia de los modelos existentes, el ciclo de carga-descarga puede describirse con el mismo conjunto de parámetros del modelo.

El valor de  $\beta$  aumenta con la temperatura provocando curvas más abiertas que decaen más rápidamente hasta el punto de partida. La mezcla con PMB 45/80-65 tiene menores deformaciones plásticas acumuladas en comparación con la mezcla con ligante convencional. Este comportamiento permite predecir el fenómeno de recuperación desde la fluencia recuperable.

### 8.2.2 Condición de Ensayo: Magnitud de Carga

Como se ha demostrado, el modelo mecánico logra adecuar y distinguir las deformaciones manifestadas en una mezcla bituminosa tras variar la temperatura de ensayo. En consecuencia, se procede a variar la magnitud de la carga aplicada con el fin de establecer un dominio más preciso del modelo reológico.

Con respecto a la variación de la magnitud de carga, se observa en la Figura 8.2 las deformaciones ocurridas cuando las probetas de mezcla bituminosas se someten a esta variación. Un punto importante, que se puede abordar en esta situación, es que las mezclas bituminosas están directamente influidas por los estados de deformación no recuperable (parámetro  $\beta$ ). El ligante bituminoso B50/70 genera menor inercia térmica, lo que se traduce en mayores deformaciones permanentes. Por el contrario, las mezclas bituminosas con PMB 45/80-65 muestran una deformación menor para 6 kN en comparación con el ligante convencional. Este efecto puede explicarse como resultado de la incorporación de los polímeros elastómeros de caucho en el ligante modificado, la cual modifica el ligante bituminoso, reduciendo la energía generada por las cargas, retrasando el reblandecimiento y la plastificación de la mezcla.

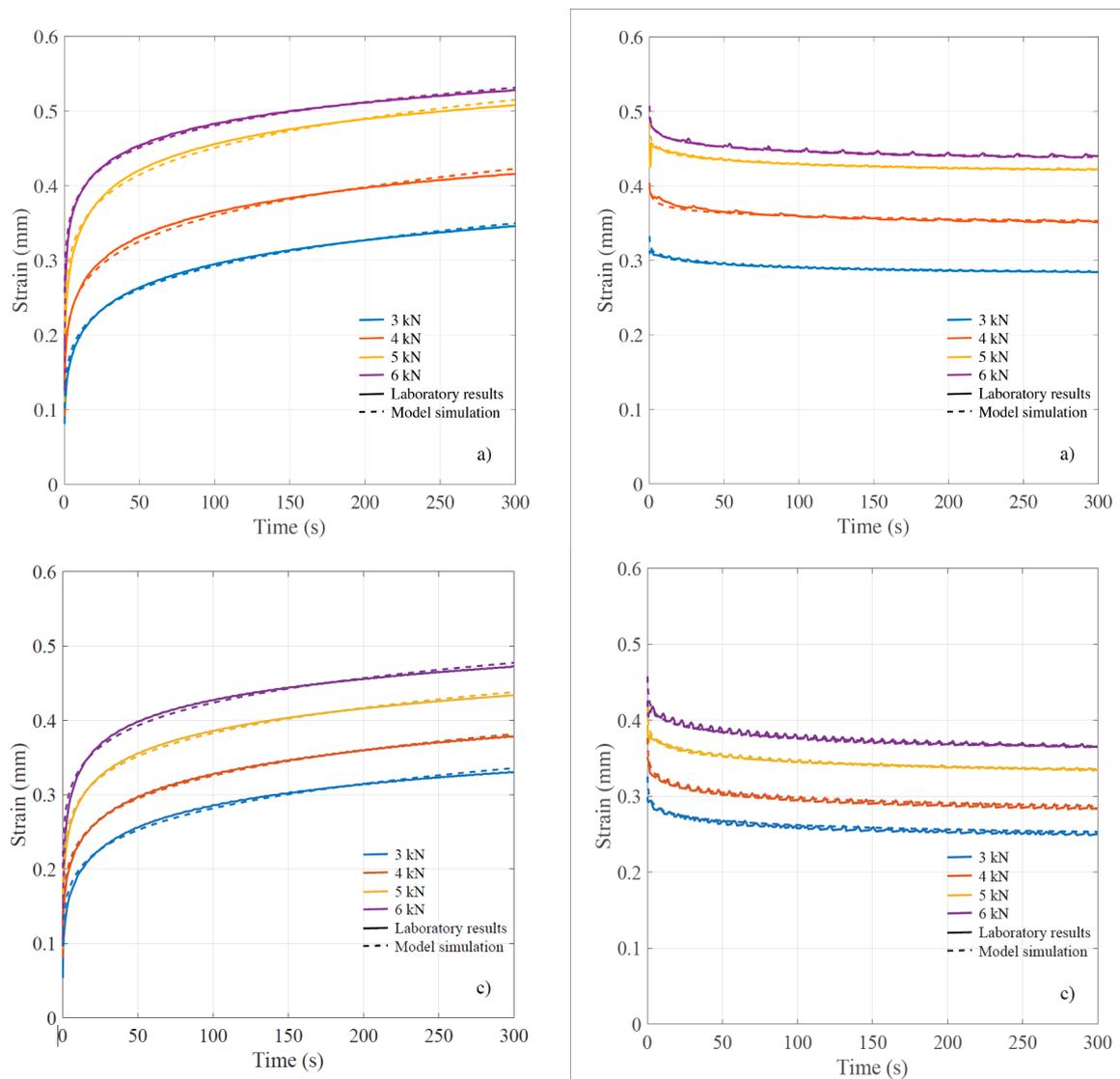
Ahora bien, al realizar el ajuste numérico se observa que las muestras están influenciadas directamente hacia el primer salto instantáneo. Dicha relación es directamente proporcional a la magnitud de la carga, ya que su determinación está relacionada con la magnitud de fuerza y deformación. Las mezclas con B50/70 muestran mayores valores de  $\xi_1$  en comparación con las que contienen PMB45/80-65 debido a que el módulo de elasticidad es inversamente proporcional al salto elástico. En concreto, la mezcla con PMB45/80-65 aumenta el valor elástico hasta un máximo de  $\xi_1 = 44,440$  para 4kN, lo que indica que el polímero de caucho genera un mayor desarrollo no lineal recuperable.

Tras el primer salto elástico se inicia una deformación elástico-viscosa no lineal, la curvatura obtenida experimentalmente se demuestra mediante la serie infinita de Mittag-Leffler, simbolizada por el exponente fraccionario  $\beta$ . El valor de este segundo salto elástico  $M$  se utilizan para obtener el módulo de Young del conjunto de aridos en la mezcla, es decir,  $\xi_2 = 6,35 \cdot 10^4$ . Nuevamente, este resultado explica por qué el árido no puede deformarse en una mezcla, aportando propiedades volumétricas y de disipación de cargas capaces de aumentar el segundo salto elástico y retrasar la viscosidad.

El exponente fraccionario  $\beta$  permanece aproximadamente constante en las mezclas convencionales para cargas de 3 kN, 4 kN y 5 kN. Por tanto, la magnitud de la carga no afecta al comportamiento transitorio de la deformación recuperable antes de que se alcance la pendiente constante (exponente fraccional  $\alpha$ ). Las mezclas con PMB45/80-65 tienen una transición del estado elástico al viscoso que alcanza valores más altos de  $\beta$  en comparación con las convencionales.

La última fase de fluencia se caracteriza por una línea recta de pendiente constante, que genera una viscoelasticidad no lineal y no recuperable. Cada ligante bituminoso adopta una cierta deformación final determinada por las constantes  $\eta$  y  $\alpha$ , definidas por el último amortiguador del modelo. El valor del parámetro  $\alpha$  disminuye a medida que aumenta la carga aplicada. Las mezclas con B50/70 y PMB45/80-65 alcanzan valores similares de  $\alpha$ . Por lo tanto, la deformación final de las mezclas bituminosa está influenciada principalmente por las propiedades reológicas del ligante. Es necesario obtener las variables reológicas  $\xi_1$  y  $\eta$  para cada magnitud de carga para determinar la pendiente final del fenómeno de fluencia, que rige el grado de plasticidad final del fenómeno de recuperación.

El fenómeno de recuperación que se produce al retirar la carga muestra el grado de plasticidad provocado en el proceso de fluencia que conduce a la deformación permanente de la mezcla bituminosa. Cuando la deformación es elástica, su recuperación es completa, es decir, el cilindro de mezcla vuelve a su estado físico inicial. De los ensayos realizados a 20°C, ninguno presenta esta condición, ya que tanto la sobrecarga como la duración de la carga generan deformaciones plásticas.



**Figura 8.2.** Ensayo de Fluencia-Recuperación para una variación de magnitud de carga. a) B50/70; b) PMB45/80-65

Las mezclas convencionales se recuperan menos de la deformación al final de cada ciclo en comparación con las mezclas bituminosas con ligante modificado (ver Figura 8.2b). La mezcla con ligante B50/70 produce una pérdida del 0,65% de la recuperación para una carga de 6 kN. Las muestras con PMB 45/80-65 consiguieron recuperarse a deformaciones mayores debido a una componente más elástica superior (valores más bajos de  $\alpha$ ), provocando una deformación permanente final del 0,54% para una carga de 6 kN.

Las propiedades reológicas del agregado y del ligante bituminoso permanecen iguales a las obtenidas para el fenómeno de fluencia y recuperación. Las variables  $\alpha$  y  $\beta$  son de igual valor reológico para ambos fenómenos, mostrando la capacidad de este modelo para predecir el fenómeno de recuperación en la mezcla bituminosas. El ajuste de curvas establece que el

PMB45/80-65 es el ligante que más se recupera de la deformación ya que presenta un desarrollo más significativo del exponente  $\beta$ . El salto elástico instantáneo de la recuperación  $\epsilon_{\infty}^0$  aumenta con la magnitud de la carga. Los resultados del valor  $\epsilon_M^0$  indican que es directamente proporcional a la carga, y la serie infinita mantiene los valores del fenómeno de fluencia.

Debido a que el parámetro  $\alpha$  no es considerado para el fenómeno de recuperación, y que su interpretación física se basa en la deformación no recuperable. Este permite definir que una mezcla bituminosa con un desarrollo más significativo del parámetro  $\beta$  tendrá menores daños plásticos. Es decir, las mezclas con el ligante modificado aumentan el valor de  $\beta$  debido a la transformación lenta del ligante bituminoso, presentando valores más bajos de deformaciones no recuperables. Las propiedades reológicas  $\xi_1$ ,  $\xi_2$ , y  $\eta$  obtenidas en los ciclos de carga-descarga se mantienen constantes durante todo el proceso de ciclos de fluencia y recuperación para cada ligante y árido.

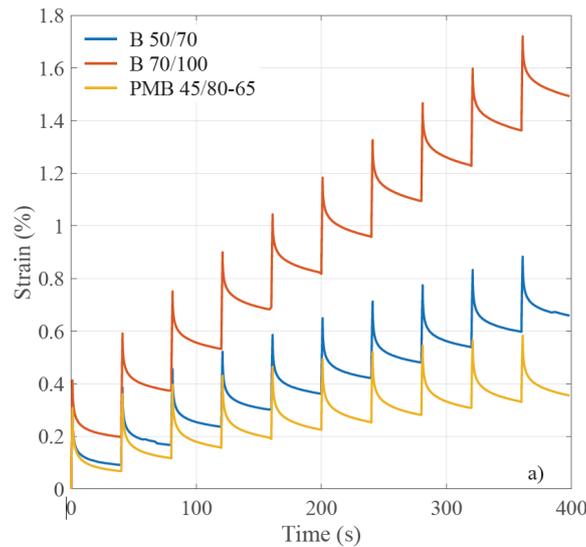
**Tabla 8.2.** Fluencia-recuperación de mezclas bituminosas para una temperatura de 20°C

Muestra	Load (kN)	$\xi_1$	$\xi_2$	$\eta$	$\alpha$	$\beta$	$\epsilon_{\infty}^0$	$\epsilon_M^0$	$R^2$
B 50/70	3	30.00	639	7.5070	0.2656	0.1106	0.2441	7.1420	0.99
	4	22.22	635	5.1990	0.1981	0.1200	0.2995	12.0900	0.99
	5	19.23	635	4.6300	0.1639	0.1276	0.3790	13.5900	0.99
	6	23.90	635	3.7870	0.1243	0.1288	0.3915	18.4500	0.98
PMB45/80-65	3	37.50	640	5.9900	0.2344	0.0900	0.1784	14.0000	0.98
	4	44.44	639	5.9980	0.1833	0.1203	0.2243	14.4600	0.98
	5	33.38	635	4.4240	0.1565	0.3190	0.3270	14.4600	0.99
	6	38.00	635	4.2400	0.1212	0.3955	0.3634	16.6300	0.99

### 8.2.3 Correlación de los Fenómenos de Recuperación para Mezclas y Ligantes Bituminosos

La reología de los ligantes bituminosos desempeña un papel fundamental en el diseño, construcción y mantenimiento de las infraestructuras viales. En este contexto, la presente Tesis Doctoral detalla un análisis reológico de los fenómenos de fluencia y recuperación múltiple de los ligantes, específicamente abordados en el capítulo 6. Sin embargo, la comprensión de las deformaciones ocurridas en mezclas bituminosas y su posible correlación en un reómetro de corte dinámico ha impulsado a generar una propuesta de un ensayo que implica una ampliación del período de recuperación de 9 segundos a 39 segundos, en consonancia con la normativa existente denominada "Multiple Stress Creep Recovery - MSCR". Este ajuste metodológico representa una contribución a la proyección que genera el fenómeno de recuperación de los ligantes.

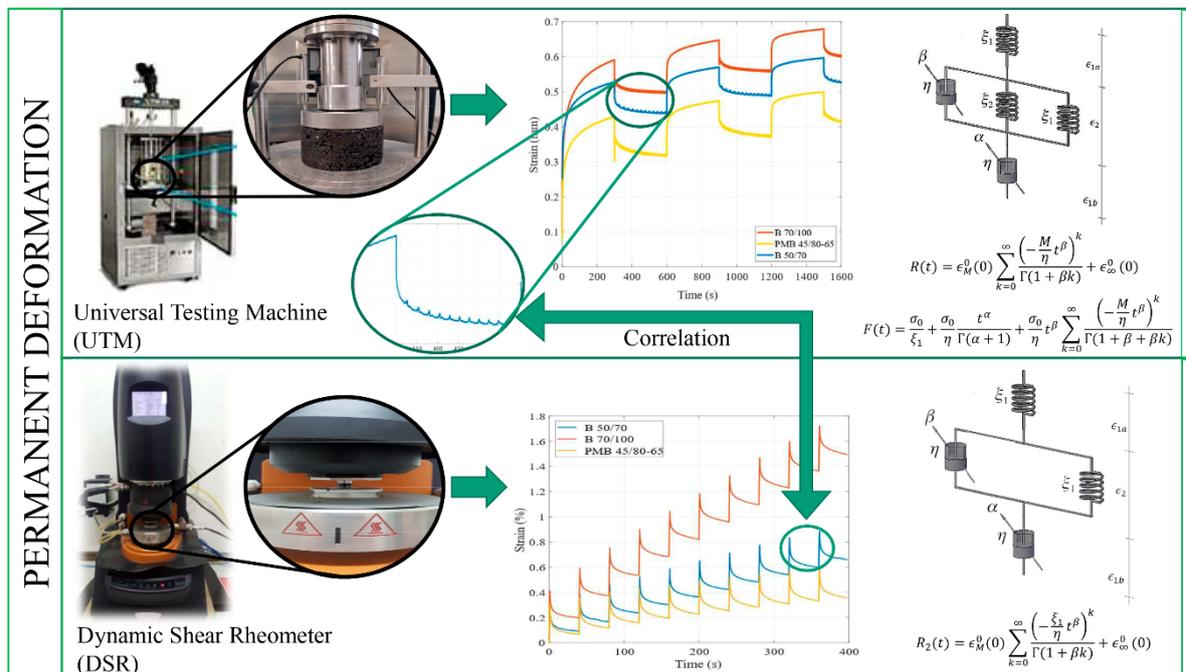
Las deformaciones se muestran en la Figura 8.3 para los ligantes a través de un estrés múltiple de fluencia-recuperación. En esta instancia, la correlación de las propiedades reológicas de los ligantes se realizó solo para el fenómeno de recuperación a 20°C. Los resultados muestran que el ligante B70/100 es el que presenta una mayor deformación acumulada a lo largo de los 10 ciclos, finalizando con una deformación del 1,72%. Ahora bien, respecto a los ligantes utilizados en mezclas bituminosas, obtenemos que, el ligante B50/70 presenta una deformación plástica menor, alcanzando un máximo de 0,87% en la deformación acumulada. El ligante PMB45/80-65 conserva su deformación en un rango inferior debido a los polímeros que posee, su máxima deformación acumulada no supera el 0,60%.



**Figura 8.3.** Ensayos de Estrés Múltiple de fluencia y recuperación para ligantes bituminosos.

El análisis de ajuste de curvas del ensayo en ligantes se consideró con el modelo previsto para los ligantes bituminosos (véase capítulo 5, ecuación 5.45). No se llevó a cabo ningún ajuste de curvas en el caso de la deformación por fluencia. Los resultados de la simulación para los ligantes bituminosos se resumen en la Tabla 8.3.

Los valores de simulación numérica están relacionados con el número de ciclos en función del tipo de ligante bituminoso, según se muestra en la Figura 8.4. A un mayor número de ciclos se obtiene un punto de reblandecimiento más bajo.



**Figura 8.4.** Correlación de los fenómenos de Recuperación para mezclas y ligantes bituminosos

La Figura 8.5a muestra la recuperación del ligante B50/70 correlacionando el número de ciclos con la magnitud de la carga ocurrida en mezclas bituminosas. El noveno período inducido por el reómetro mostró la misma deformación de recuperación que la aplicación de

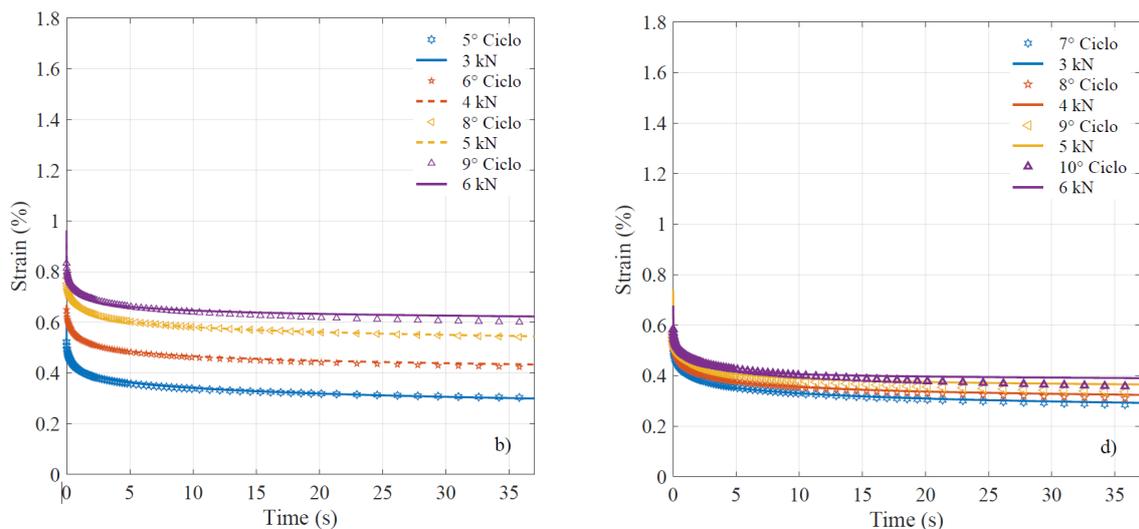
una carga de 6 kN a una mezcla bituminosa. El ajuste de curvas muestra que el operador fraccional  $\beta$  permanece constante del tercer al octavo ciclo y luego aumenta su valor para generar una tasa de cambio más lenta, provocando una deformación plástica más significativa.

Las propiedades reológicas de los ligantes bituminosos  $\xi_1$  y  $\eta$ , siguen siendo ambas las mismas que para los cálculos anteriores en mezclas bituminosas ( $R^2 > 0,85$ ). Esto significa que existe una buena correlación entre el modelo propuesto para mezclas y ligantes bituminosos.

**Tabla 8.3.** Fluencia-recuperación de ligantes bituminosos para una temperatura de 20°C.

Muestra	Nº de ciclos	$\xi_1$	$\eta$	$\beta$	$\epsilon_{\infty}^0$	$\epsilon_M^0$	$R^2$
B 50/70	5	3.2700	7.5070	0.1106	0.2441	7.1420	0.99
	6	4.3600	5.1990	0.1200	0.2995	12.0900	0.94
	8	3.8710	4.6300	0.1276	0.3790	13.5900	0.93
	9	5.9000	3.7870	0.1288	0.3915	18.4500	0.91
PMB 45/80-65	7	4.1180	5.9900	0.0900	0.1784	14.0000	0.98
	8	4.9980	5.9980	0.1203	0.2243	14.4600	0.98
	9	7.2380	4.4240	0.3190	0.3270	14.4600	0.89
	10	7.2000	4.2400	0.3955	0.3634	16.6300	0.89

El porcentaje de deformación de las mezclas bituminosas que contienen ligantes PMB45/80-65 (véase la Figura 8.5b) no provoca los mismos cambios bruscos que con el ligante B50/70. La relación entre las pruebas se alcanza con ciclos posteriores, ya que el ligante bituminoso en base de polímeros genera una deformación plástica menor. Por ello, el ajuste de la curva se consigue con una deformación de aproximadamente el 0,8%, utilizando hasta el 10º ciclo del ensayo MSCR. Asimismo, puede mencionarse que el número de pruebas en las mezclas bituminosas podría reducirse utilizando el análisis reológico del ligante. Dicho análisis puede predecir un dominio de deformación en mezclas bituminosas si se conoce el módulo de elasticidad del conjunto de áridos.



**Figura 8.5.** Comparación de fenómeno de recuperación para ligantes bituminosos.  
a) B50/70; b) PMB45/80-65

### 8.3 Propuesta de Caracterización Reológica de Mezclas y Másticos Bituminosos

En el estudio y diseño de mezclas bituminosas, es fundamental comprender cómo varían las propiedades de deformación en respuesta a diferentes condiciones de carga y temperatura. Un aspecto crucial reside en la capacidad del modelo para ajustar las curvas de deformación en estas mezclas en función de la magnitud de la carga y la temperatura aplicada. Este ajuste posibilitaría la predicción precisa del comportamiento de las mezclas cuando se conoce el módulo de elasticidad del conjunto de áridos.

Hasta el momento, los ajustes realizados en mezclas bituminosas han considerado principalmente un ciclo de fluencia-recuperación, descuidando el comportamiento que podría generar la mezcla con ciclos múltiples acumulados. A continuación, se presenta una propuesta para caracterizar el conjunto de áridos (agregado y filler), teniendo en cuenta las deformaciones de fluencia-recuperación múltiple de diez ciclos tanto para mezclas como para sus respectivos másticos bituminosos.

#### 8.3.1 Mezclas Bituminosas

Para poder generar una deformación irre recuperable de mezclas bituminosas se fabricaron muestra del tipo AC16S para ser sometidas a una carga cíclica (ver Figura 8.6). Se desarrollaron ensayos de 10 ciclos continuos de fluencia-recuperación, donde: (1) la fluencia fue establecida para un tiempo de 2 minutos con una magnitud de carga de 3.200 kN. (2) el fenómeno de recuperación se fijó para un tiempo de 2 minutos al retirar la carga.

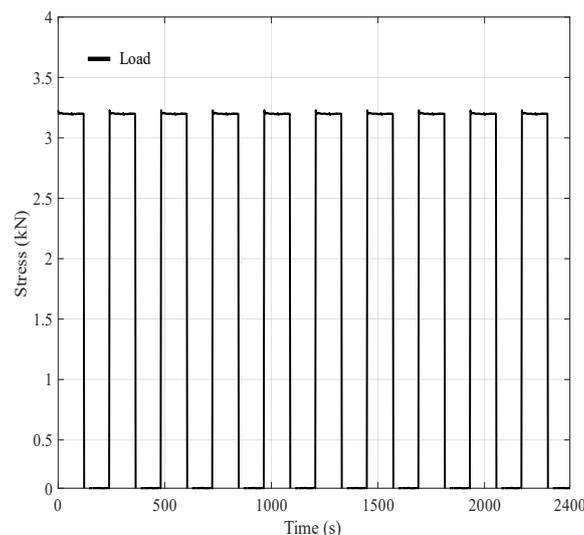
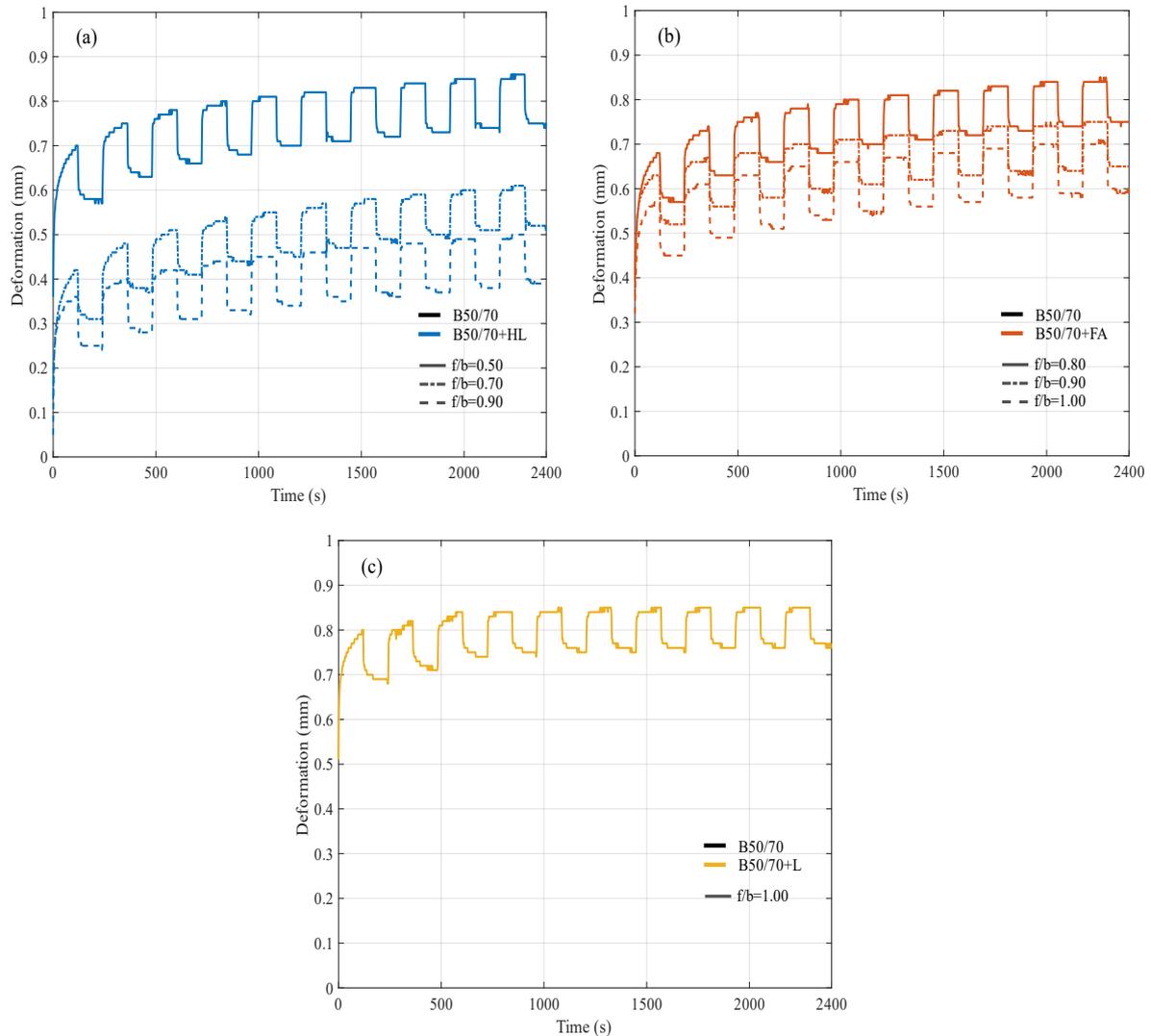


Figura 8.6. Curva de tensión-tiempo

- **Condición de Ensayo: 20°C**

Las deformaciones ocurridas en los fenómenos de fluencia y recuperación a 20°C se muestran en la Figura 8.7. Se observa que la mezcla que mayor deformación acumulada obtuvo fue la muestra patrón que posee filler calizo (L) con una deformación final de 0.760mm. Seguidamente, tenemos el filler de cenizas volantes (FA) que para una relación filler/betún (f/b) de 1.00 adquiere una deformación máxima de 0.590mm. Por último, se obtiene que las muestras con filler de cal hidratada (HL) son las que menores deformaciones obtuvieron para una comparación de f/b 1.00. En relación a dosificaciones f/b por debajo de 1.00 obtenemos que FA logra reducir la deformación respecto a la muestra patrón en un 14.47-22.37% para dosificaciones 0.8-0.9 f/b. Por su parte, HL mejora el comportamiento de L en un 31.58-48.68% para relaciones f/b de 0.5-0.7.

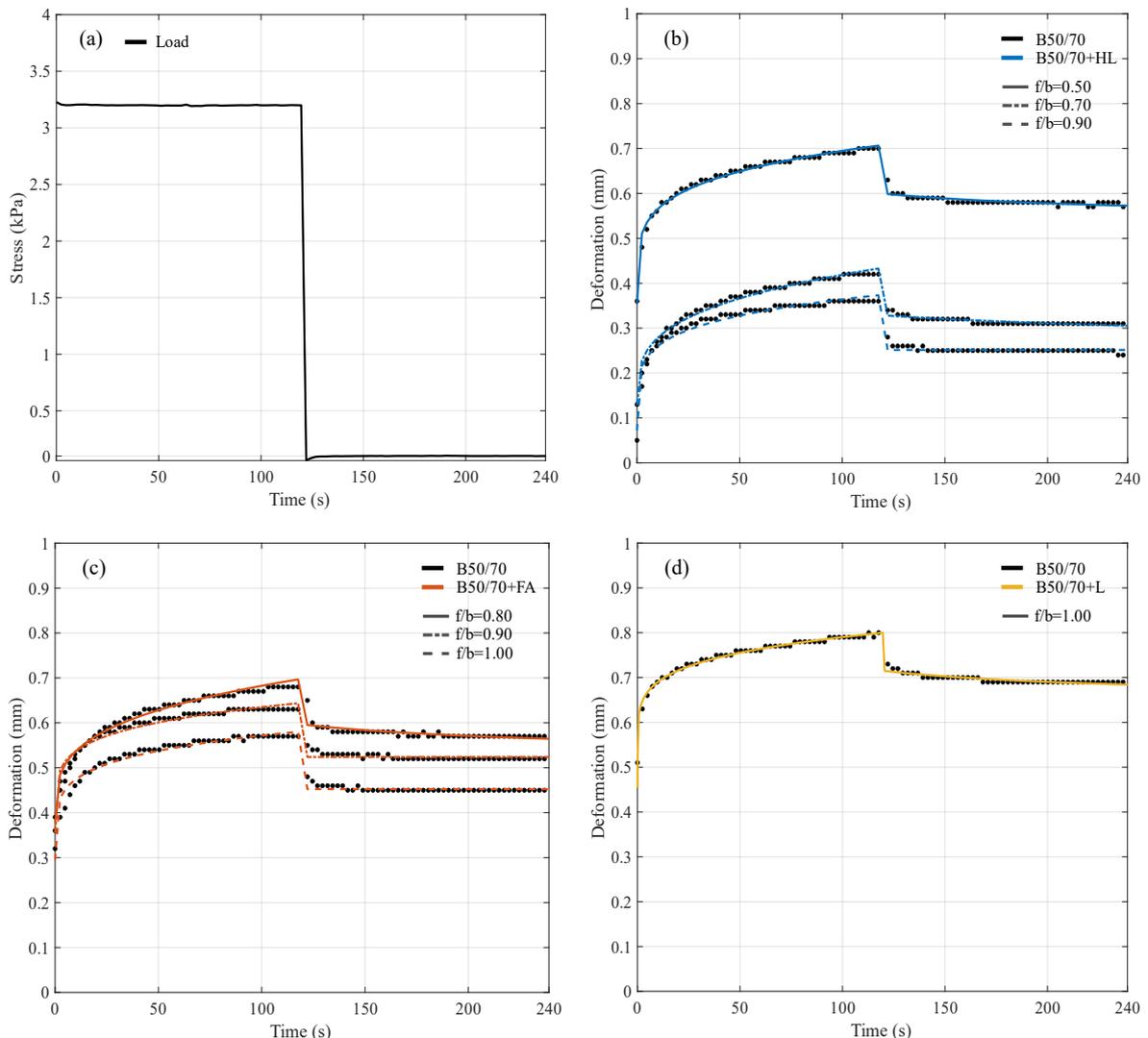


**Figura 8.7.** Curvas de fluencia y recuperación de estrés múltiple para mezclas bituminosas AC16S a 20°C. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L

Para el ajuste matemático de los fenómenos de fluencia y recuperación de mezcla bituminosa se utilizó las ecuaciones 5.32 y 5.44 (ver capítulo 5). Para ello, se ajustó el primer ciclo aplicando un esfuerzo  $\sigma = 5 \cdot H(t)(kN)$  a la ecuación 5.32, según se muestra en la Figura 8.8a. Se observa que el ajuste es bueno, demostrando una predicción para la fluencia y recuperación. Los valores de salida del modelo demuestran la influencia elástica del tipo de filler utilizado y su relación  $f/b$ . Para el primer ciclo el modelo otorga un módulo de elasticidad medio de  $\xi_2 = 3,18 \cdot 10^4 (kN/mm)$  para el conjunto de árido con filler L. En el caso de las FA se obtiene un  $\xi_2 = 3,69 \cdot 10^4 (kN/mm)$ ,  $\xi_2 = 5,84 \cdot 10^4 (kN/mm)$  y  $\xi_2 = 9,05 \cdot 10^4 (kN/mm)$  para las relaciones filler/betón de 0.8, 0.9 y 1.00. Este aumento respecto a la patron radica en la capacidad de las cenizas volantes al aumentar el segundo salto elástico y rango viscoelástico no lineal.

Asimismo, se observa que el modelo logra diferenciar una mayor componente elástica al aumentar la concentración de filler en la muestra, esto se debe a que el resorte  $\xi_2$  simboliza al conjunto de áridos de una mezcla bituminosa, por lo que, a una mayor cantidad de partículas sólidas generará un mayor valor elástico. Finalmente, obtenemos que el filler HL con una concentración  $f/b=0.5$  posee un valor de  $\xi_2 = 4,41 \cdot 10^4 (kN/mm)$ , lo cual demuestra que dicha concentración es más elástica que una de FA concentración 0.8  $f/b$  y que una de 1.00  $f/b$  de filler calizo. Para las concentraciones de  $f/b$  de 0.7 y 1.00 de cal hidratada se

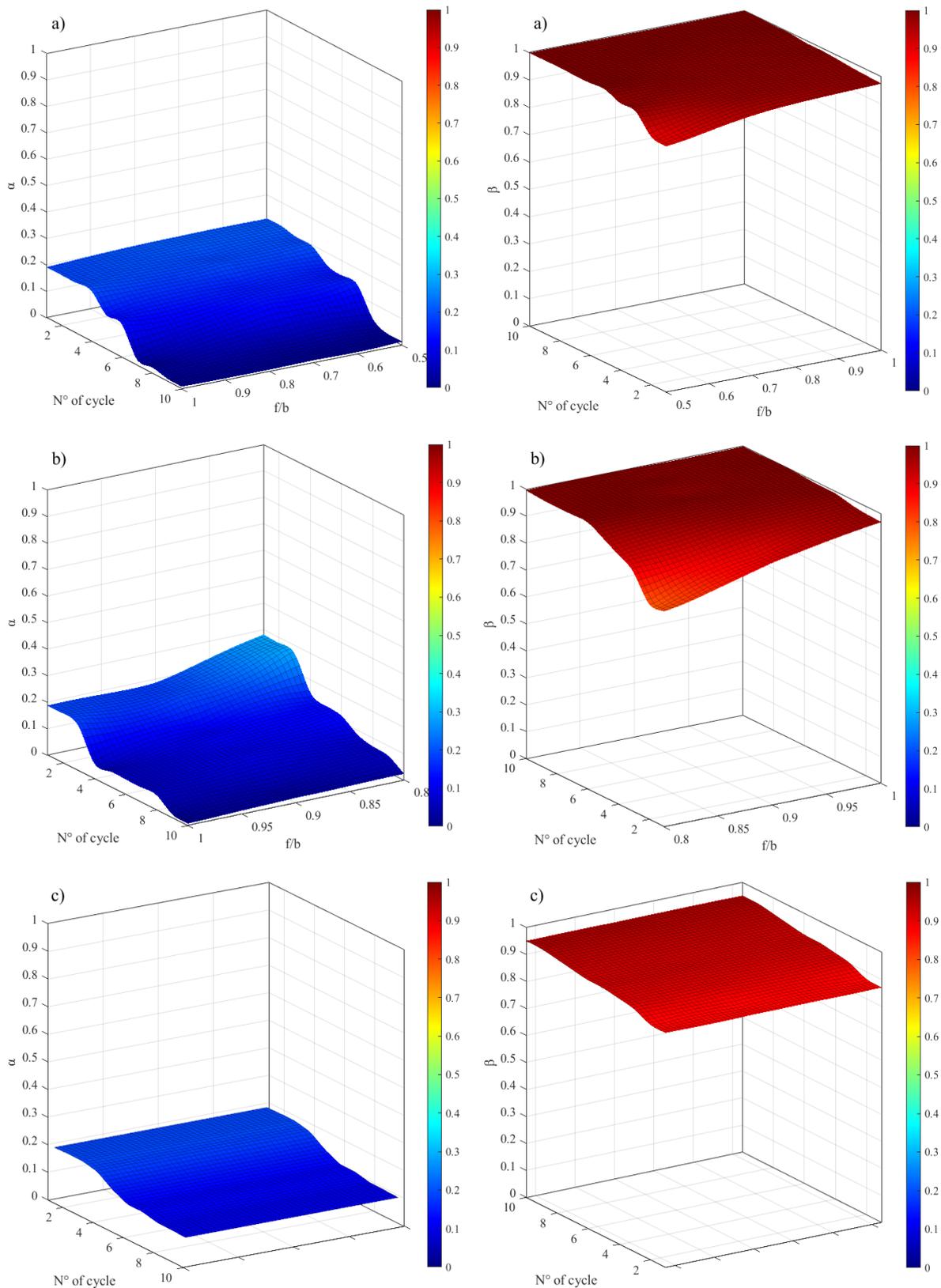
obtiene  $\xi_2 = 7,54 \cdot 10^4$  (kN/mm) y  $\xi_2 = 1,25 \cdot 10^5$  (kN/mm), respectivamente.



**Figura 8.8.** Ilustración del ajuste matemático de las curvas de fluencia y recuperación del 1º ciclo a una 20°C. a) carga tipo Heaviside; b) Filler HL; c) Filler FA; d) Filler L

Para comprender con un mayor detalle la utilización del modelo reológico, se visualiza en la Figura 8.9 los parámetros fraccionados para los 10 ciclos propuestos en este ensayo. Como ya sabemos el exponente fraccionario  $\alpha$  demuestra el último estado de la fluencia, desarrollando una viscoelasticidad no recuperable. Los resultados indican que las mezclas a 20°C no generan cambios de  $\alpha$  notorios a la variación del tipo de filler. En concreto, la muestra patrón para el primer ciclo define un  $\alpha = 0.1909$ , mientras que un filler HL obtiene entre  $\alpha = 0.2099 - 0.1916$  para una variación de 0.5 a 1,00 f/b.

Un punto importante a destacar, es que al realizar varios ciclos de carga-descarga, observamos que la mezcla bituminosa genera una tendencia elástica en el rango de viscoelasticidad no lineal no recuperable. Esto quiere decir, que al transcurrir los ciclos de ensayo la pendiente de la recta es cada vez más plana, originando menores deformaciones acumuladas. Una demostración de este comportamiento se refleja en la Figura 8.9, donde el parámetro  $\alpha$  se ve reducido al aumentar el número de ciclo. El filler calizo reduce dicha pendiente  $\alpha$  desde 0.1909 hasta 0.1021. Sin embargo, Los filleres FA y HL para una concentración 1:1 la reducen hasta valores de  $\alpha$  de 0.007903 y 0.00881, lo cual indicaría que la viscoelasticidad no lineal y no recuperable de estas muestras es prácticamente nula.



**Figura 8.9.** Exponentes fraccionados para mezclas bituminosas a 20°C. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L

En referencia a dicha nulidad de plastificación que demuestran las mezclas bituminosas al transcurrir un determinado número de ciclo, es que se hace necesario determinar y estudiar

el rango recuperable de la viscoelasticidad no lineal. Como ya es sabido, el parámetro  $\beta$  es un indicador directo de este fenómeno, y su valor máximo nos indica una recuperación pos-carga absoluta. Los resultados demuestran que el filler de HL adquiere para el primer ciclo valores de 0.900, 0.950 y 0.975 al aumentar la concentración de filler. Dichos valores se ven aumentados levemente al transcurrir el ensayo hasta valores de  $\beta$  iguales a 0.9994, 0.9984 y 0.9991 (ver Figura 8.9).

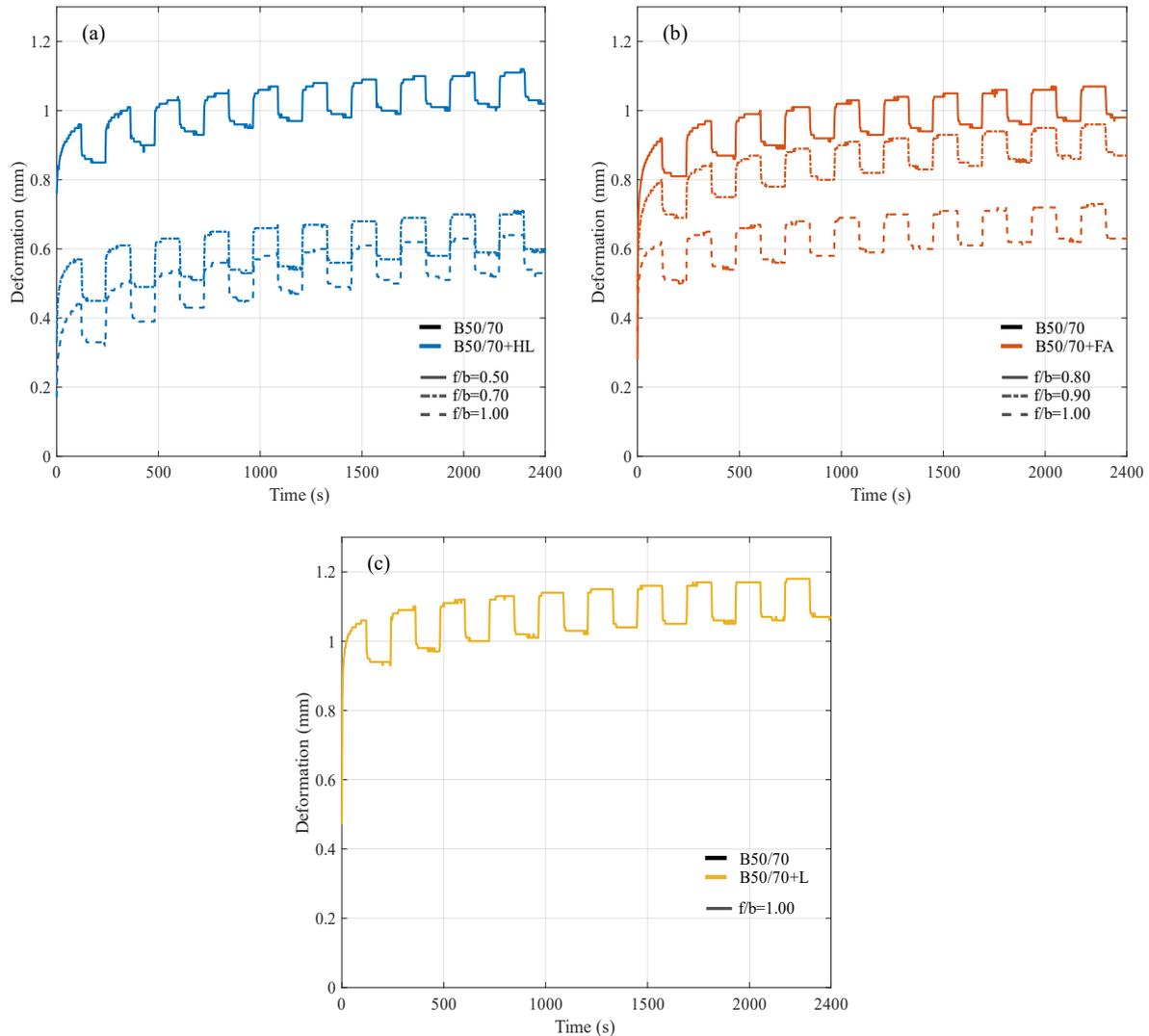
Esta cercanía con el valor máximo de  $\beta$  hace que la mezcla recupere casi el 100% de su deformación ocasionada en el fenómeno de fluencia (ciclos finales). Las mezclas con FA adquieren valores  $\beta$  más bajos al comienzo del ensayo en comparación al filler HL. Sin embargo, como se aprecia en la Figura 8.9b las cenizas volantes logran aproximadamente un 100% de recuperación en los últimos ciclos. Finalmente, el filler HL no logra dicho comportamiento, obteniendo el comportamiento con mayor plasticidad. El valor  $\beta$  del último ciclo de la mezcla con filler calizo es de 0.952.

- **Condición de Ensayo: 30°C**

El aumento de temperatura hasta 30°C genera mayores deformaciones acumuladas por parte de las muestras en estudio. A diferencia de lo observado en la Figura 8.7, al aumentar 10°C la condición de ensayo genera una tendencia distinta para las menores concentraciones f/b de HL y FA. Como se observa en la Figura 8.10 la muestra patrón sigue siendo la más plástica, pero en segundo lugar se encuentra la muestra con 0.5 f/b de HL la cual es tan solo un 4.67% mejor que L. Este comportamiento se puede atribuir a que una baja concentración de filler en la muestra origina un mayor reblandecimiento del mástico bituminoso (ver capítulo 7). Las muestras con 0.7 y 1.00 f/b de cal hidratada mejoran el comportamiento de la caliza en un 44.86% y 50.47% respectivamente. Por último, las cenizas volantes reducen la deformación de la piedra caliza en un 8.41%, 18.69% y 41.12% para las relaciones f/b de 0.8, 0.9 y 1.00.

Para los criterios de simulación reológica obtenemos que un aumento de la temperatura genera mayores rangos de viscoelasticidad no lineal no recuperable y menos en el dominio recuperable. Dicho esto, en números fraccionados, se demuestra que  $\beta$  disminuye su valor respecto a 20°C. En concreto, el filler L en la mezcla bituminosa reduce los valores de  $\beta$  en un 11.22% para el primer ciclo, adquiriendo valores  $\beta = 0.970 - 0.936$  durante el ensayo (ver Figura 8.11c). A pesar de que el aumento de temperatura origine menores valores de recuperación  $\beta$  en el filler L, este no se refleja tan drásticamente en los filleres de HL y FA. Como se aprecia en la Figura 8.11a y 8.11b los valores  $\beta$  para HL y FA son similares a los obtenidos a 20°C, demostrando casi un 100% de recuperación. Sin embargo, la gran diferencia es ocurrida segundos después, en el último estado de fluencia (último amortiguador), donde cada filler y cada concentración originan diferentes pendientes al finalizar la fluencia.

El parámetro  $\alpha$  indica el grado de plastificación del material viscoelástico, en este sentido, la menor deformación acumulada que entrega HL es provocado por una reducción de este rango, atribuyendo valores de  $\alpha$  en el último ciclo de 0.07425 para una relación 1:1 de f/b, lo cual es muy bajo respecto al filler patrón. A pesar de ello, una reducción de la cantidad de filler HL en la mezcla hasta 0.5f/b ocasiona valores de  $\alpha$  aún mayores que la muestra patrón. Es por este motivo, a pesar de que HL tiene  $\beta$  más altos que el filler L, su deformación final acumulada es similar producto de un mayor desarrollo del último estado de fluencia.

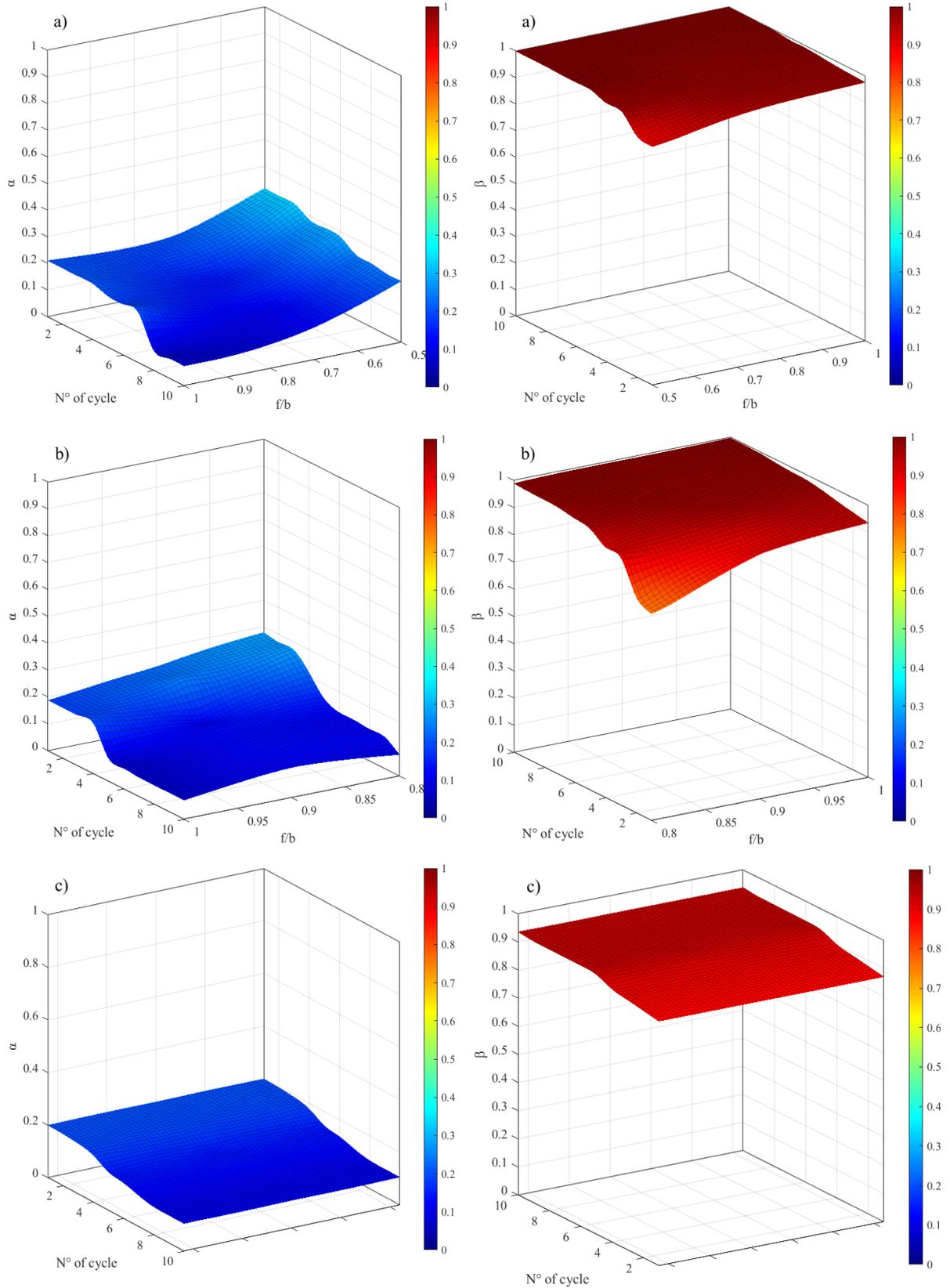


**Figura 8.10.** Curvas de fluencia y recuperación de estrés múltiple para mezclas bituminosas AC16S a 30°C. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L

○ **Condición de Ensayo: 40°C**

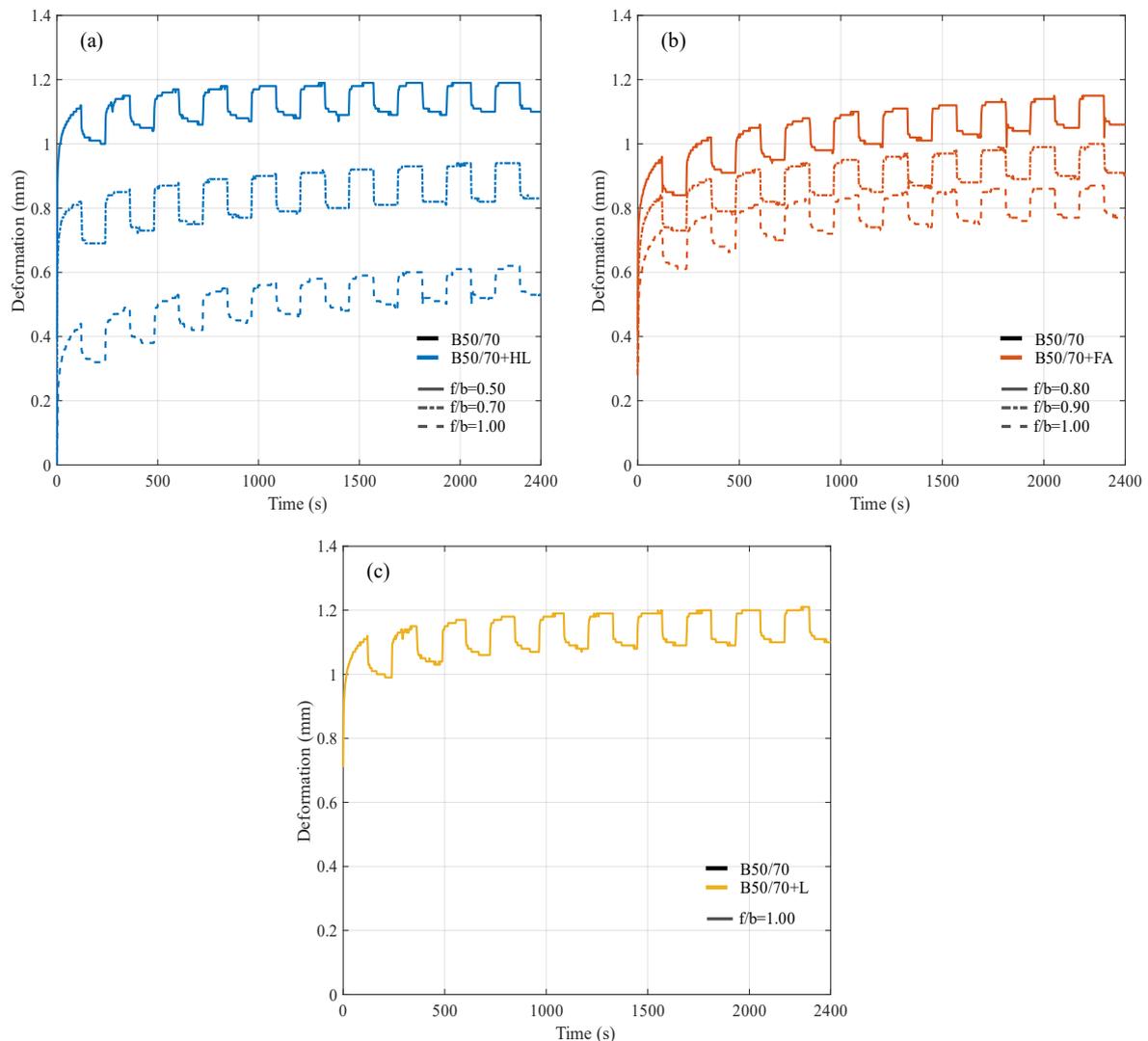
En la Figura 8.12 muestra el comportamiento reológico de las mezclas bituminosas en estudio para una temperatura de 40°C. A diferencia de las temperaturas antes mencionadas, a 40°C la muestra de HL ( $f/b$  0.5) es la que mayor deformación obtiene junto a las patronas con filler L. Este resultado es sorprendente, debido a que el comportamiento del filler calizo puede obtenerse tan solo con la mitad de la masa del filler HL. Más aun, este rendimiento del filler HL es mejorado hasta en un 51.81% de mejor rendimiento con la misma concentración de  $f/b$  que la muestra patrón. Respecto al subproducto industrial FA, este logra mejorar el rendimiento de la muestra patrón en un 4.54% para la muestra con  $f/b$  de 0.8, hasta un máximo de 30% en la reducción de la deformación acumulada para un  $f/b$  de 1.00 de FA.

La simulación de los parámetros fraccionarios para 40°C se ilustra en la Figura 8.13. Los resultados indican que las superficies de  $\alpha$  y  $\beta$  se acercan al cambio de temperatura, este comportamiento se debe al cambio de viscoelasticidad no lineal en los rangos recuperable y no recuperable. La muestra patrón (ver Figura 8.13a) logra un  $\alpha$  inicial de 0.22, finalizando con un valor de 0.1047 para el décimo ciclo del ensayo.



**Figura 8.11.** Exponentes fraccionados para mezclas bituminosas a 30°C. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L

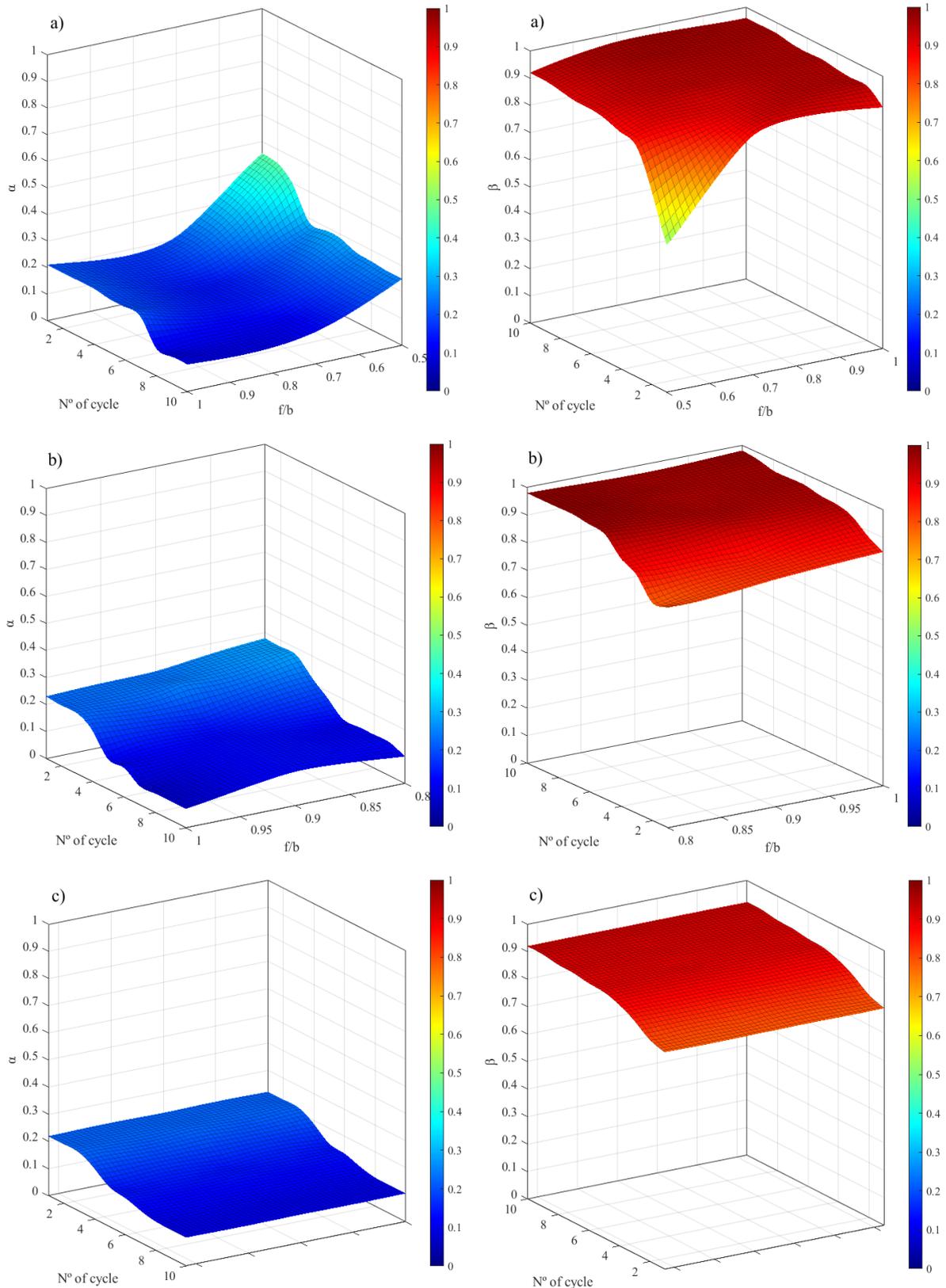
Respecto al filler de Cenizas volantes se observa que la muestra con relación  $f/b$  1.00 posee un  $\alpha$  similar a la muestra patron al comenzar el ensayo, sin embargo, transcurrido el tiempo genera curvas de fluencia con menores pendientes con valores de  $\alpha$  de 0.0708.



**Figura 8.12.** Curvas de fluencia y recuperación de estrés múltiple para mezclas bituminosas AC16S a 40°C. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L

Ahora bien, al reducir la cantidad de filler FA ( $f/b$  de 0.50) en la mezcla bituminosa se obtienen valores de  $\alpha$  mayores ( $\alpha = 0.28$ ), lo cual produce un desarrollo final de fluencia mayor. Por su parte, el filler de HL genera valores similares de  $\alpha$  para la dosificación  $f/b$  de 1.00. Al reducir el contenido a una relación de 0.7  $f/b$  los valores de  $\alpha$  se mantienen similares a los presentados por L para los primeros ciclos. Sin embargo, estos se reducen para adquirir mayor elasticidad en los últimos ciclos producto de un mejor rendimiento en la zona recuperable (parámetro  $\beta$ ).

En el caso extremo de una relación  $f/b$  0.5 de HL, la mezcla no es capaz de desarrollar los mismos valores de  $\alpha$ , generando un reblandecimiento del ultimo estado y aumentando a valores de  $\alpha = 0.45$  para el primer ciclo. Posteriormente, su valor se reduce a un máximo de  $\alpha = 0.25$ , demostrando que es la mezcla con mayor rango plástico.



**Figura 8.13.** Exponentes fraccionados para mezclas bituminosas a 40°C. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L

Por lo que respecta a la viscoelasticidad no lineal recuperable, se observa en la Figura 8.13c que la muestra patrón reduce su dominio  $\beta$  debido a una mayor transición del ligante al estado viscoso. En concreto, el filler L obtiene en este proceso valores desde 0.83 hasta los 0.93.

Por el contrario, la mezcla con HL que posee el mayor valor de  $\alpha$ , no modifica su transición recuperable estableciendo valores  $\beta = 0.9 - 0.99$  los cuales permiten generar una mayor recuperación de lo deformado. Es por esta razón, por lo que el filler de cal hidrata iguala la deformación de la muestra patrón, inclusive si su plastificación es mayor en el último estado fluencia para relación f/b 0.5.

Además, se genera una singularidad en dicha relación, ya que para el primer ciclo las superficies de  $\alpha$  y  $\beta$  generan una cercanía la cual demostraría un umbral del que la mezcla es relativamente eficiente. Dicho de otra manera, cuando una mezcla genere valores de  $\beta$  que se encuentren por debajo de los valores de  $\alpha$ , esto demostraría que su grado plástico será mucho mayor que el elástico. Por último, se observa en la Figura 8.12b que la muestra con FA logra mejores recuperaciones  $\beta$  que la muestra patrón, demostrando que las cenizas mejoran el comportamiento en todos los dominios f/b estudiados a 40°C.

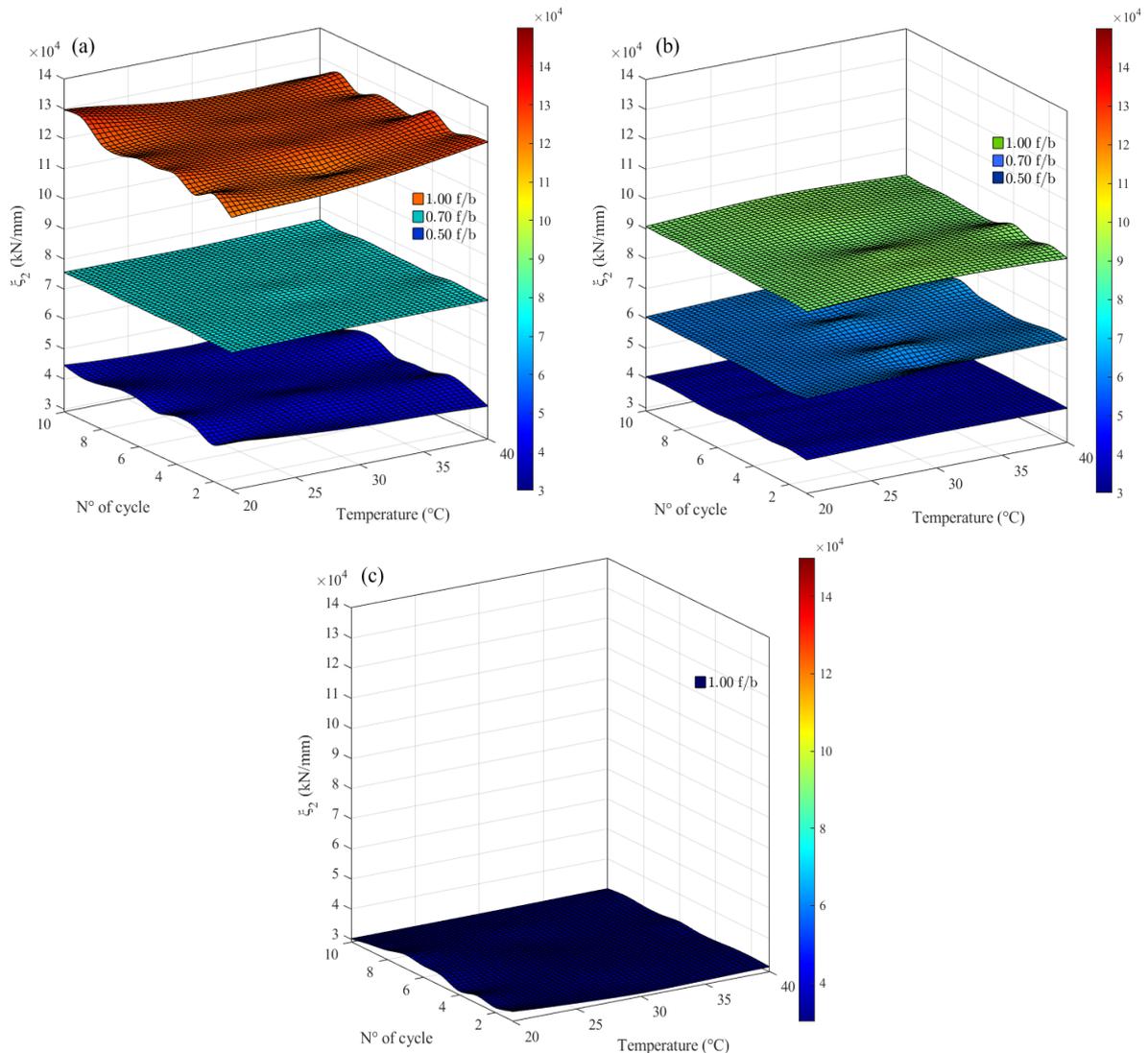
### 8.3.1.1 Componente Elástica del Conjunto de Áridos

La componente elástica del conjunto de áridos utilizado en las mezclas bituminosas, es de importancia debido a que provoca el segundo salto elástico en la mezcla bituminosa, y se encarga de modificar el tiempo de relajación de los materiales. En este aspecto, al realizar el ajuste matemático del ensayo a diferentes temperaturas, se demuestra que el conjunto de áridos utilizado (agregado y filler) no varía de forma drástica al aumentar la temperatura (ver Figura 8.14). Esta información es relevante, debido a que, con el aumento de temperatura en la mezcla, el material más influenciado físicamente es el ligante bituminoso ( $\xi_1$  y  $\eta$ ), siendo este causante en gran medida de la deformación plástica.

Los resultados  $\xi_2$  de la muestra patrón L demuestra una media de  $\xi_2 = 3,18 \cdot 10^4$  (kN/mm),  $\xi_2 = 3,04 \cdot 10^4$  (kN/mm) y  $\xi_2 = 3,05 \cdot 10^4$  (kN/mm) para las temperaturas de 20°C, 30°C y 40°C. Por otra parte, el filler FA y HL en su mínima dosificación aumentan esta capacidad elástica, demostrando un mejor rendimiento en todas las temperaturas de ensayo. En concreto, las cenizas volantes logran para una relación f/b de 0.7 un módulo de Young medio de  $\xi_2 = 4,06 \cdot 10^4$  (kN/mm) para las temperaturas ensayadas. Sin embargo, dicho valor aumenta un 7% para concentración de f/b 0.5 de HL. En este aspecto, la cal hidratada puede tener una menor concentración de masa respecto al ligante, pero genera llenar más los espacios producto de su peso específico conduciendo a un rendimiento a deformaciones plásticas mucho mayor en comparación a otro tipo de filler.

Por último, para la concentración 1:1 filler/ligante de FA se obtiene un valor medio de  $\xi_2 = 9,05 \cdot 10^4$  (kN/mm), lo cual demuestra un aumento del 195% respecto a la patrón. Respecto a la elasticidad del conjunto con filler HL a una relación 1.00f/b alcanza como media  $\xi_2 = 1,25 \cdot 10^5$  (kN/mm) demostrando una mayor capacidad elástica, la cual aproximadamente es 304% más influyente en el resultado final de la deformación.

Este hallazgo adquiere relevancia en el ámbito de la investigación, dado que constituye la única variante teórica identificada en las muestras bituminosas bajo estudio, específicamente en la relación al conjunto de árido, con el filler como variable de interés. Por ello, el análisis reológico del mástico bituminoso conlleva implícitamente la consideración de la posible influencia de esta variación en la deformación del pavimento. En consecuencia, es crucial identificar y comprender detalladamente el tipo de filler utilizado y su proporción en masa con respecto al ligante bituminoso.



**Figura 8.14.** Variable elástica  $\xi_2$ . a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L

### 8.3.2 Másticos Bituminosos

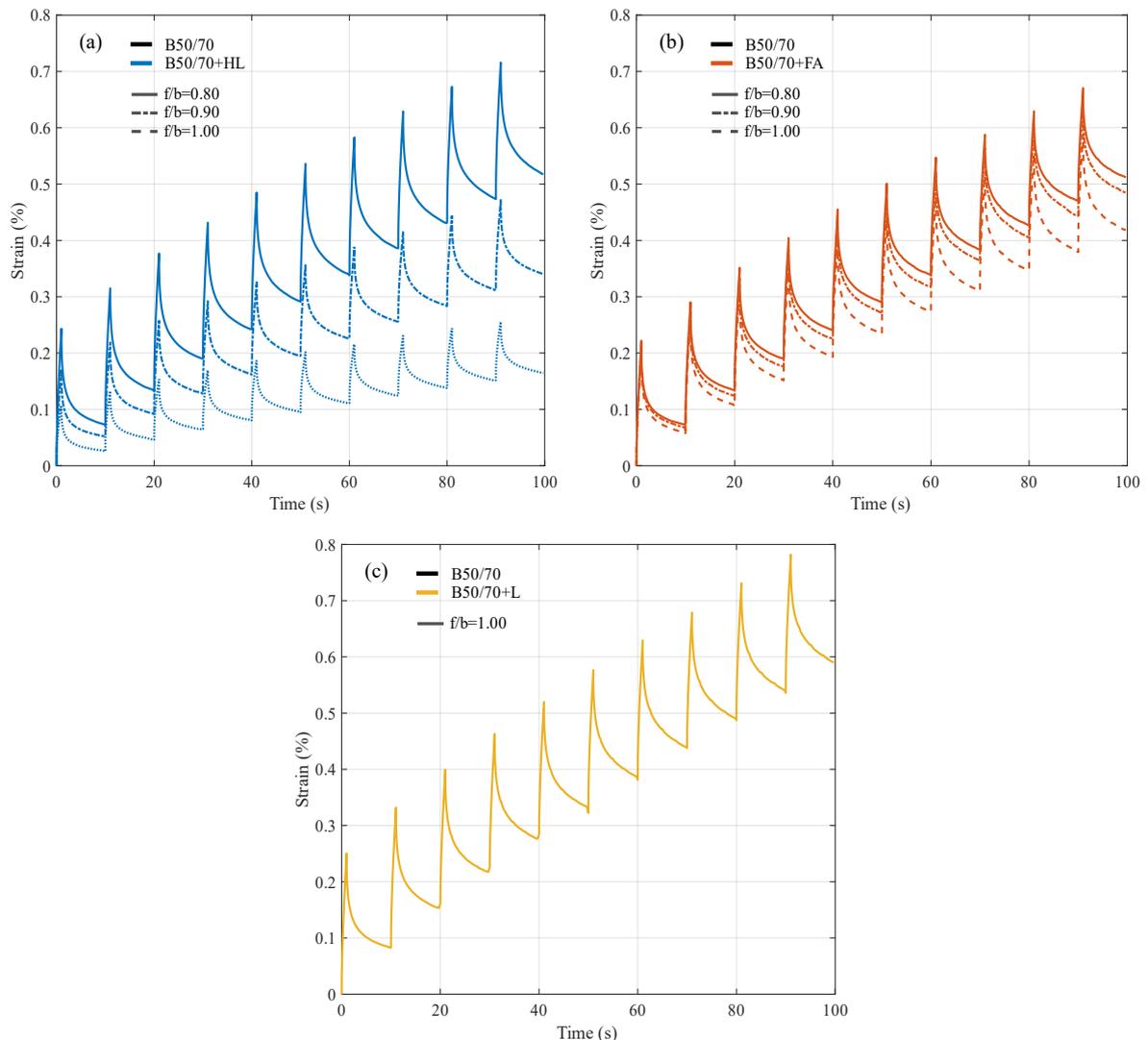
#### ○ Condición de Ensayo: 20°C

En los apartados anteriores, se ha presentado una descripción detallada del modelo propuesto en esta tesis doctoral, el cual permite caracterizar las deformaciones en mezclas bituminosas a diferentes temperaturas. A través de este enfoque, se ha definido el grado de viscoelasticidad en cada ciclo de carga y descarga de las muestras ensayadas, utilizando derivadas fraccionarias. Además, se ha introducido el parámetro reológico de elasticidad  $\xi_2$ , como una representación cuantitativa de la capacidad elástica del conjunto de áridos.

Dado que ya se ha determinado la capacidad elástica del conjunto de áridos en las mezclas bituminosas, se procede a ensayar las mismas proporciones de mástico de dicha mezcla. El objetivo es ajustar numéricamente y demostrar si el tipo de filler influye en las deformaciones finales del pavimento. Para ello, se lleva a cabo un ensayo de fluencia y recuperación bajo estrés múltiple (MSCR) en un reómetro de corte dinámico adaptado para másticos bituminosos. Los resultados obtenidos a 20°C se presentan en la Figura 8.15, correspondientes a los filleres de cal hidratada (HL), cenizas volantes (FA) y piedra caliza (L).

Los resultados del ensayo MSCR en los másticos muestran tendencias similares a las

observadas en las mezclas AC16S a la misma temperatura. En particular, el mástico patrón presentó una deformación acumulada final de 0.590%. El mástico con relación  $f/b = 1.00$  de cenizas volantes (FA) alcanzó una deformación máxima de 0.419%. Las muestras con cal hidratada (HL) demostraron el mejor comportamiento en términos de deformación para la relación 1:1. Al reducir la cantidad de filler en las muestras, se observó un aumento en la deformación para los másticos con FA y HL, aunque estos valores fueron inferiores a los del patrón. En el caso del filler de FA, la deformación acumulada final se redujo en 0.078 y 0.105 puntos porcentuales, mientras que la cal hidratada incrementó dicha diferencia, obteniendo reducciones de 0.073 y 0.250 puntos porcentuales.

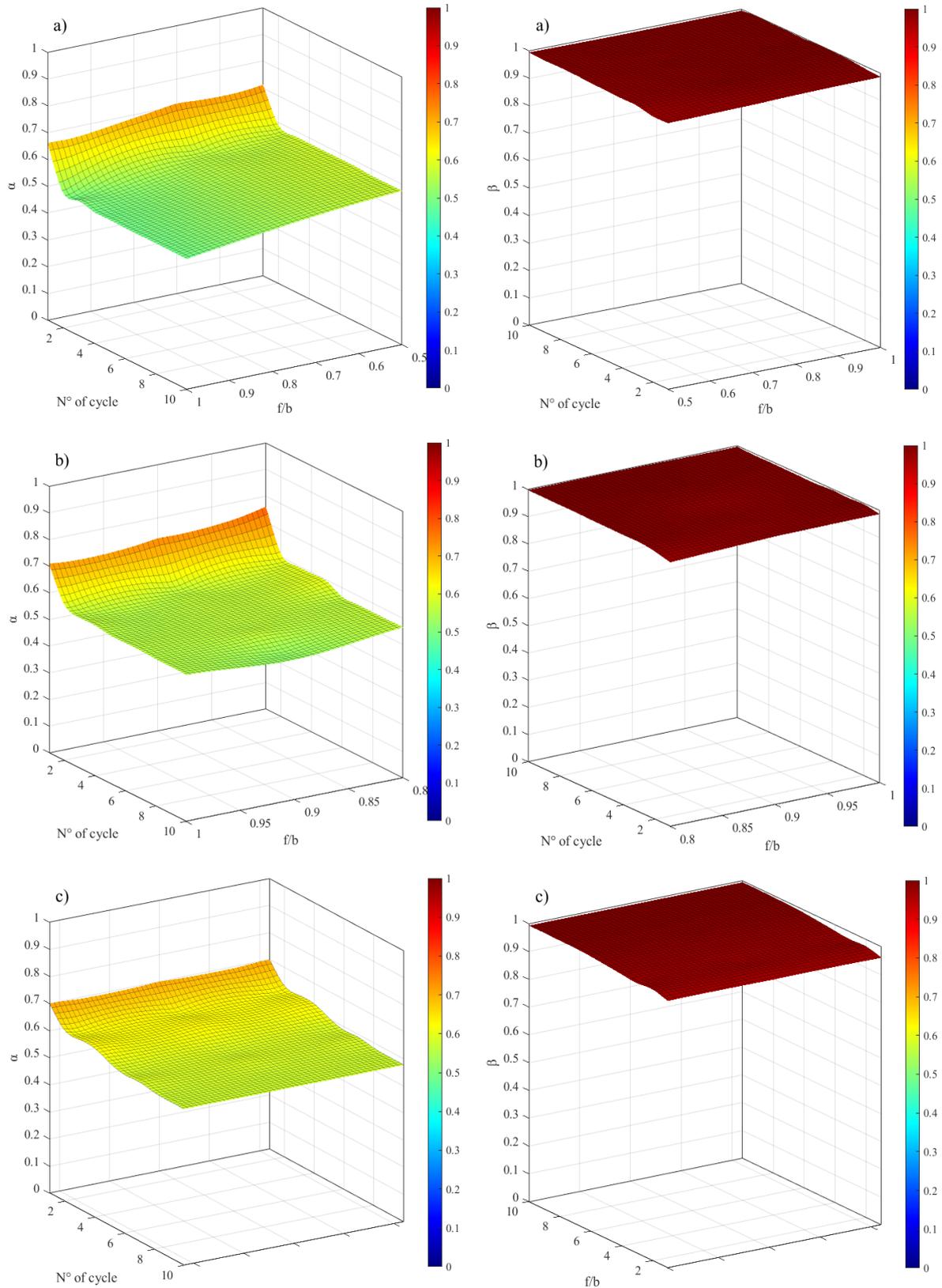


**Figura 8.15.** Curvas de fluencia y recuperación de estrés múltiple (MSCR) para másticos bituminosos a 20°C. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L

Debido a que el mástico se denota como un conjunto de partículas sólidas finas envueltas en una película continua de ligante, se utiliza la metodología propuesta en la Figura 7.3 (ver capítulo 7), donde el modelo reológico permite identificar la variación del grado viscoelástico del mástico y la elasticidad del conjunto del filler.

En la Figura 8.16 se visualiza los resultados de los parámetros fraccionados para los 10 ciclos de ensayo a 20°C. Se obtiene que dichos valores aumentan respecto a lo señalado en mezclas bituminosas, esto es debido a que al retirar el agregado (grueso y fino) se transforma a un material viscoelástico con mayor tendencia a la viscosidad. En otras palabras, un mástico

bituminoso generará valores de  $\alpha$  mayores y menores valores de  $\beta$  debido a la condición física del material.



**Figura 8.16.** Exponentes fraccionados para másticos bituminosos a 20°C. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L

Los resultados obtenidos demuestran que el mástico patrón con filler calizo obtiene valores de recuperación  $\beta$  del orden de 0.9610 hasta 0.9929. Con respecto al filler FA, estos valores aumentan desde el primer ciclo para todas las relaciones f/b, siendo la más semejante a la muestra patrón la que considera una relación f/b de 0.8. La muestra de FA con 1.00 f/b genera derivadas  $\beta$  desde los 0.9854 hasta 0.995. El filler de HL no genera mejores valores de recuperación  $\beta$  para las relaciones en estudio ya que, la muestra de 0.5f/b obtiene valores por debajo de lo obtenido con L para el primer ciclo. Posteriormente, las muestras con 0.5f/b de HL generan  $\beta$  de 0.9938 generando una leve mayor recuperación en dicho fenómeno. La muestra de 1.00f/b de HL genera el mejor rendimiento en el fenómeno de recuperación generando curvas con pendientes  $\beta$  desde los 0.9852 hasta 0.9991.

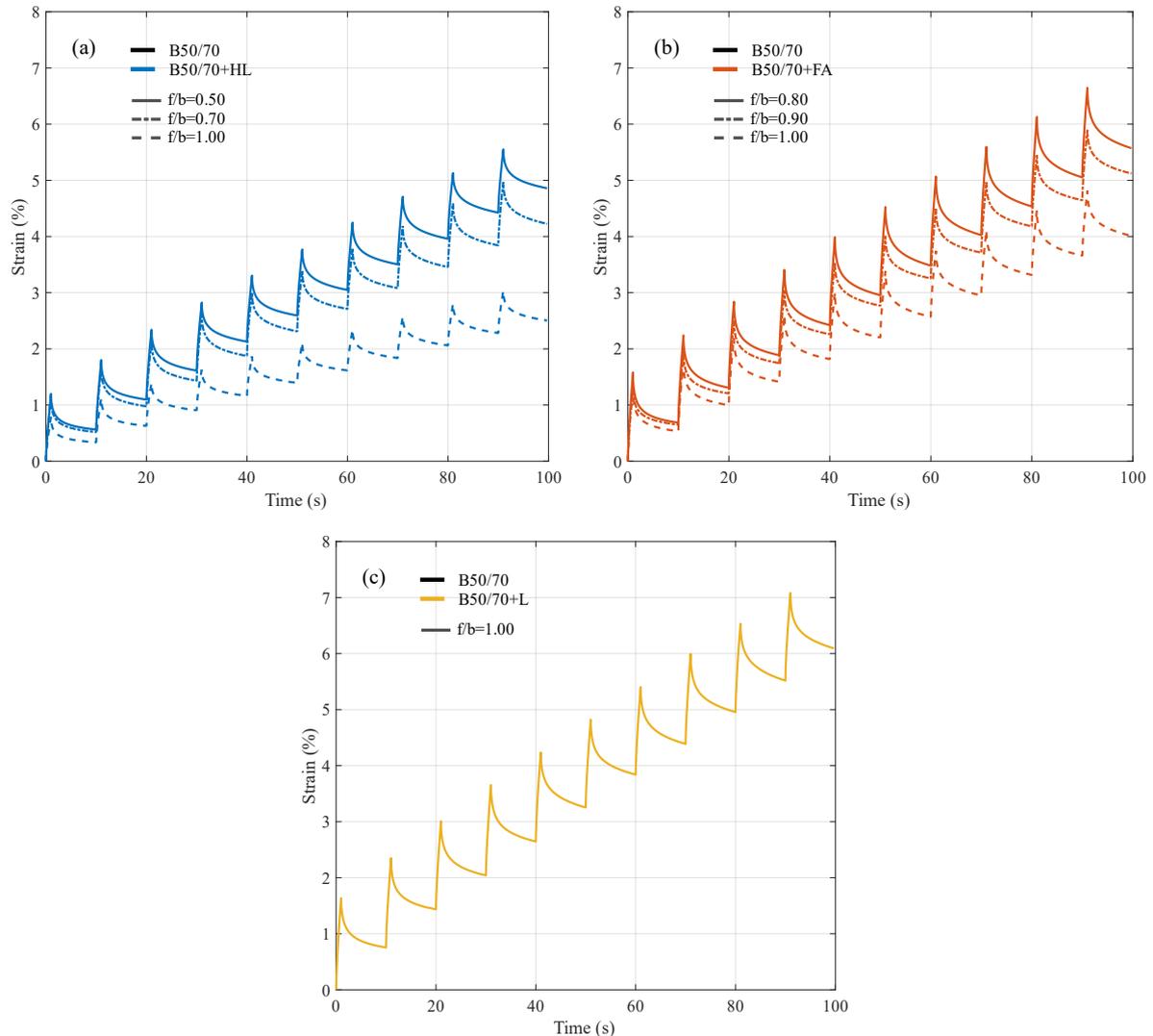
Respecto al último estado de la fluencia, es complejo de visualizar en la Figura 8.16 de cada ciclo debido a su duración de 1 segundo. Sin embargo, mediante la aplicación del modelo es posible diferenciar cada uno de los rangos en milisegundos, otorgando para el último estado de la fluencia un valor  $\alpha$  responsable de la deformación no recuperable. Los valores de la muestra patrón (ver Figura 8.16c) son los más altos en comparación a los otros filleres, su valor en el décimo ciclo corresponde a un  $\alpha$  de 0.5773. La muestra con filler FA obtiene valores de 0.5620, 0.5252 y 0.5500 para las relaciones f/b de 0.8, 0.9 y 1.0. Finalmente, los masticos con filler HL poseen 0.5743, 0.5478 y 0.4866 para las concentraciones de 0.5, 0.7 y 1.00 f/b.

Estos valores son importantes, ya que ratifican una tendencia respecto a lo mostrado en mezclas bituminosas. Recordando que el parámetro  $\alpha$  es el último estado de deformación del modelo, y su concepto físico explica si un material es un sólido elástico ( $\alpha = 0$ ) o un fluido newtoniano ( $\alpha = 1$ ). Por consiguiente, al eliminar el esqueleto mineral compuesto por árido grueso y árido fino de una mezcla bituminosa, se induce un comportamiento viscoelástico con una tendencia más marcada hacia el estado viscoso. Sin embargo, este comportamiento viscoelástico aún exhibe una dependencia elástica ( $\xi_2$ ) que está vinculada al conjunto de filler.

- **Condición de Ensayo: 30°C**

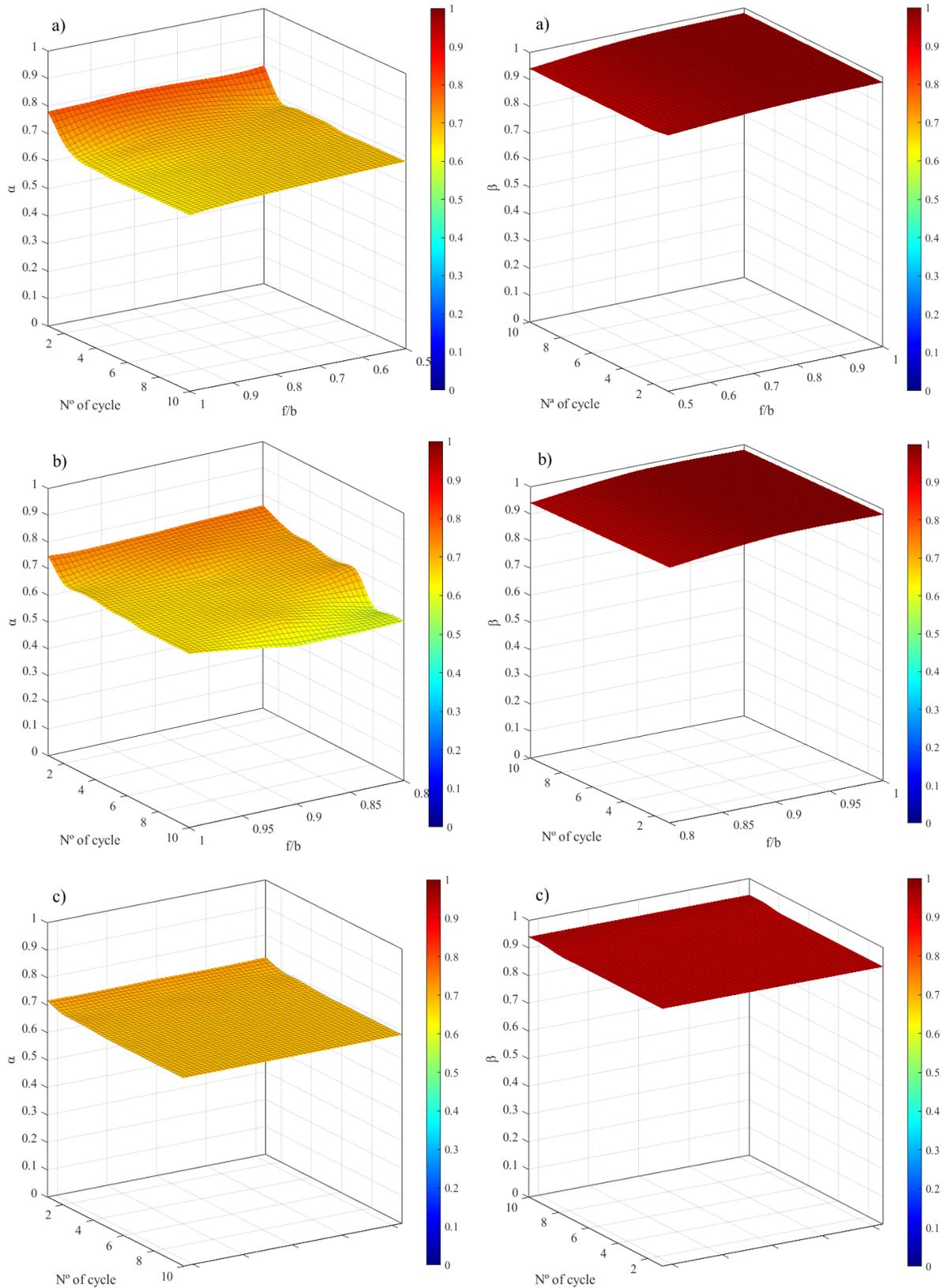
Los resultados del ensayo MSCR para másticos bituminosos a 30°C se observan en la Figura 8.17. Con el aumento de la temperatura se observa nuevamente que los másticos generan las mismas tendencias respecto a mezclas bituminosas. En este sentido, la muestra con mayor deformación acumulada es la muestra patrón, seguido por la muestra de HL con 0.5f/b y FA con 0.8f/b. La muestra con FA de relación 1.00 f/b obtiene un comportamiento con grandes mejoras en la deformación acumulada (34.16%), sin embargo, la muestra que mejor comportamiento obtuvo fue HL, generando una mejora del 58.91%.

Respecto al ajuste del modelo reológico, se obtienen mayores valores de  $\alpha$  y una reducción del parámetro  $\beta$ . A 30°C, se observa que la relación 0.5 de HL genera los mayores de recuperación  $\beta$ , sin embargo, es el que mayor deformación plástica genera demostrando los mayores valores de  $\alpha$  (véase Figura 8.18a). Por su parte, las muestras con FA generan una reducción de la capacidad de recuperación  $\beta$  para bajas concentraciones respecto a lo obtenido a 20°C. El mástico L genera los valores de  $\alpha$  con mayor cercanía al amortiguador de newton al finalizar el ensayo. Por ende, el mástico con filler L obtiene las mayores proyecciones de la fluencia plástica y las menores del rango recuperable.



**Figura 8.17.** Curvas de fluencia y recuperación de estrés múltiple (MSCR) para másticos bituminosos a 30°C. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L

A pesar del aumento en la fluencia plástica ( $\alpha$ ) y las recuperaciones ( $\beta$ ) observadas, ninguna de las superficies representadas en la Figura 8.28 muestra superposición. Esto indica que, con el incremento de la temperatura a 30°C, las muestras continúan exhibiendo una recuperación mayor en comparación con su rango plástico. Por lo tanto, se define que un rendimiento mecánico negativo en un mástico bituminoso se presenta cuando la superficie  $\beta$  se sitúa por debajo de la superficie  $\alpha$ . En este contexto, a 30°C las mezclas bituminosas generan superficies se encuentran más separadas debido a la presencia del agregado. Al retirar dicho material, genera que estas superficies se aproximen (aunque no completamente). Más aún, la condición de una superposición hipotéticamente, se podría generar al eliminar el conjunto de filler, y analizar el comportamiento del ligante por sí solo.

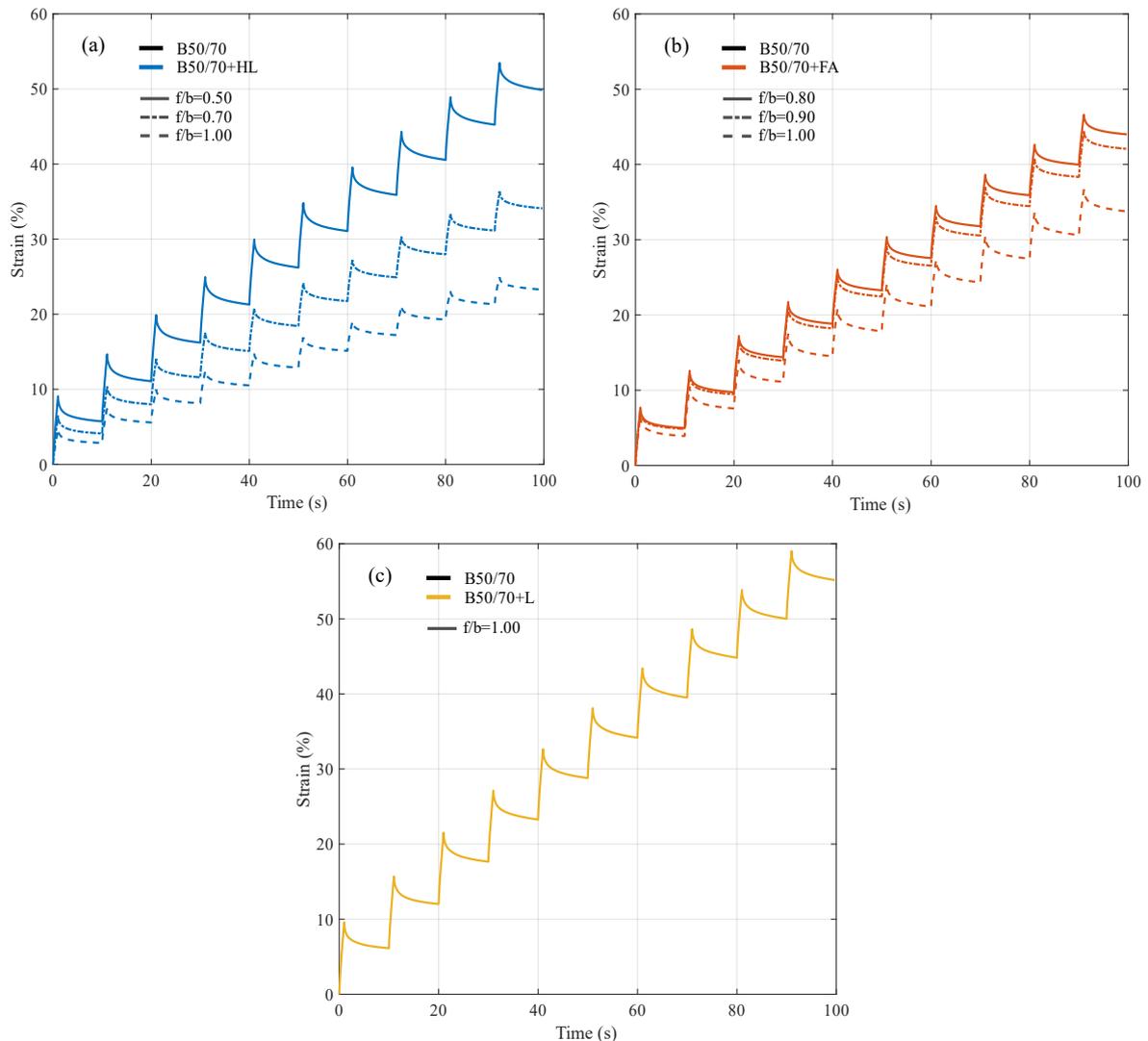


**Figura 8.18.** Exponentes fraccionados para másticos bituminosos a 30°C. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L

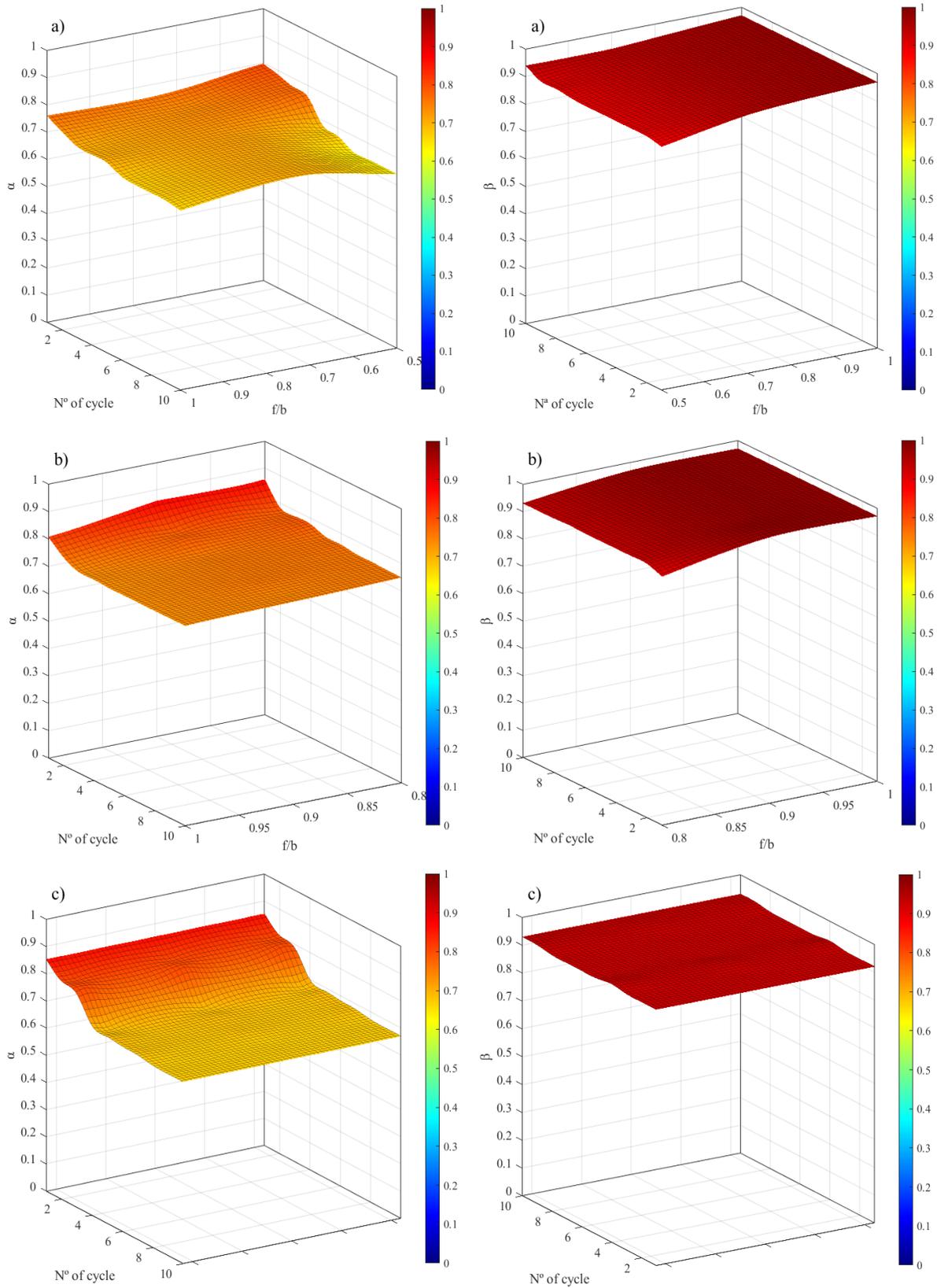
○ **Condición de Ensayo: 40°C**

A una temperatura de 40°C, las muestras con diferentes proporciones de filler/bitumen presentan las mayores deformaciones (ver Figura 8.19). Nuevamente, el mástico patrón es el que genera la mayor deformación acumulada, alcanzando un 55.161%, similar a lo observado en las mezclas bituminosas. A continuación, el mástico con una relación 0.5 f/b de cal hidratada (HL) muestra una mejora del 9.60%. Las relaciones 0.8 y 0.9 f/b de cenizas volantes (FA) reducen la deformación respecto al patrón en un 20.24% y 23.74%, respectivamente. Las muestras con una relación 1.0 f/b de FA y 0.7 f/b de HL logran una mejora aproximada del 38%. Finalmente, la muestra con una relación f/b de 1.00 presenta la menor deformación, con una reducción del 57.81%.

Respecto a la simulación reológica, se obtienen mayores valores de  $\alpha$  y menores valores  $\beta$ . Como ya se ha mencionado, con el aumento de la temperatura las superficies de rendimiento  $\alpha$  y  $\beta$  llegarán a cercanía o igualdad, en la cual, se obtendría un umbral de que dicho material ha alcanzado una máxima capacidad de recuperar dicha deformación. En este sentido, se observa en la Figura 8.20 que para los primeros ciclos del ensayo los másticos generan la menor diferencia entre valores  $\alpha$  y  $\beta$ . Esto explicaría por qué en las mezclas bituminosas los primeros ciclos se generan mayores deformaciones plásticas, finalizando con una mayor recuperación en ciclos posteriores.



**Figura 8.19.** Curvas de fluencia y recuperación de estrés múltiple (MSCR) para másticos bituminosos a 40°C. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L



**Figura 8.20.** Exponentes fraccionados para másticos bituminosos a 40°C. a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L

Al analizar en detalle los estados de deformación a 40°C, se obtiene que la viscoelasticidad no lineal recuperable para la muestra patrón finaliza con un valor de  $\beta = 0.93$ . Las muestras con FA igualan este valor solo para la relación f/b de 0.8. Al aumentar la concentración de FA en la muestra se genera un aumento de dicho rango hasta obtener un  $\beta$  de 0.97. Por el contrario, el filler de HL genera en todas sus relaciones f/b mejores valores  $\beta$  respecto a la patrón. A pesar de ello, la muestra con 0.5 f/b generan menores valores  $\beta$  que las presentada por FA en concentraciones de 0.9 y 1.00 (ver Figura 8.20a y 8.20b). Sin embargo, con el aumento de la concentración los valores de  $\beta$  son igualados a los presentado por FA.

Respecto a la fluencia no recuperable, se observa que la muestra patrón no es la que obtuvo mayores valores. En este caso, la muestra con FA posee los peores valores de  $\alpha$ , generando en el último estado mayor cercanía al estado newtoniano. Este comportamiento generaría en las muestras con FA las peores deformaciones acumuladas, sin embargo, debido a su alto valor  $\beta$  causante del 100% de la recuperación, el material logra redimir gran parte de su deformación.

La muestra patrón adquiere valores  $\alpha$  de 0.67 al finalizar el MSCR. Los mismos valores son demostrados por las muestras con HL obteniendo un dominio entre 0.65-0.67. Con ello, se demuestra que, a pesar de obtener un desarrollo alto en el estado de fluencia no recuperable, es importante comparar como el material logra la primera transición de fluencia. Esto debido a que su desarrollo está directamente relacionado a la recuperación post-carga

### 8.3.2.1 Componente Elástica del Conjunto de Filleres

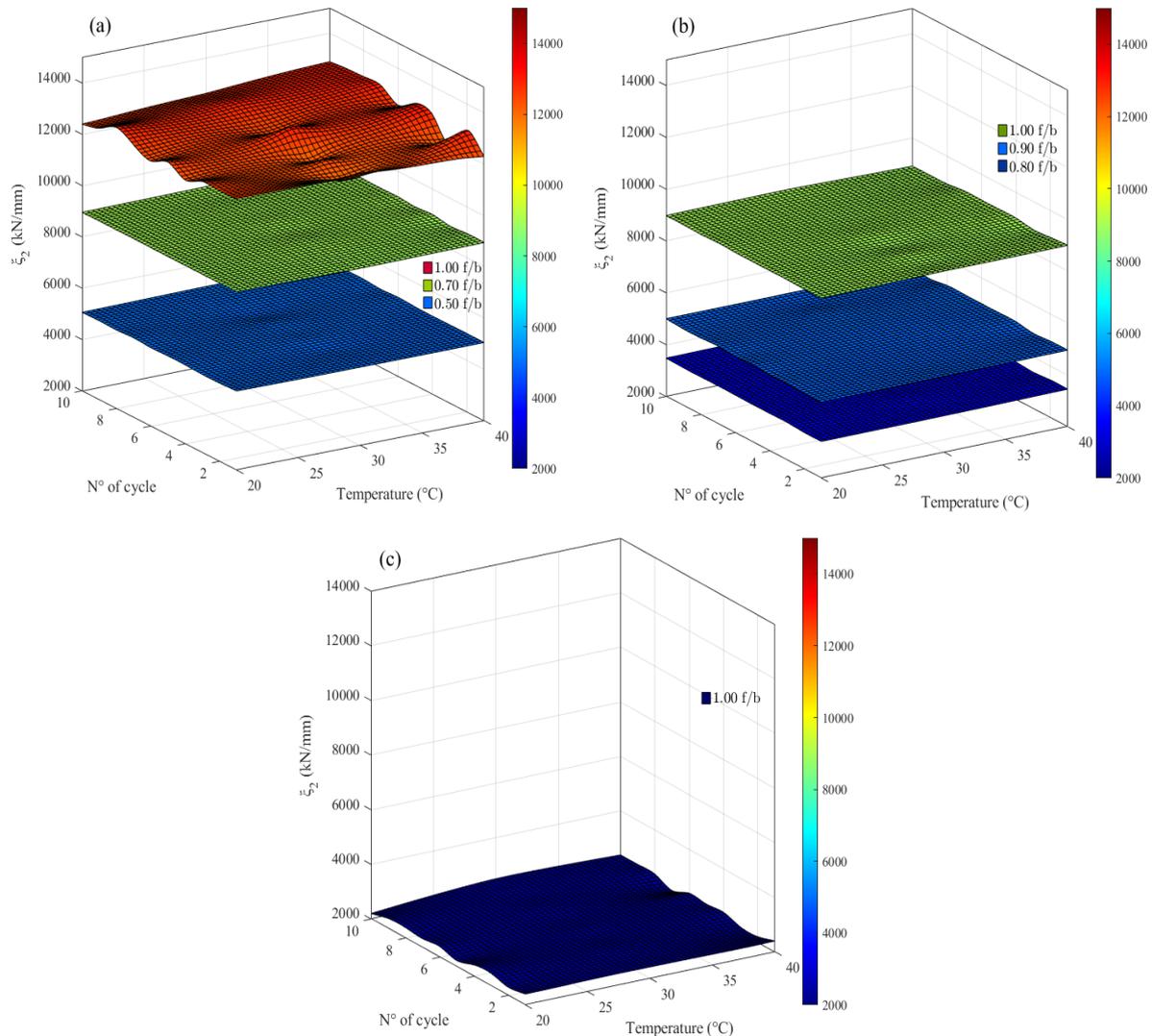
La componente elástica del conjunto de filleres utilizado en los másticos bituminosos es relevante para conocer la elasticidad provocada en deformación plásticas del pavimento. En este sentido, al igual que en mezclas bituminosas la componente elástica del conjunto de filleres provoca el segundo salto elástico del fenómeno de fluencia de los másticos.

Los resultados demuestran que, al realizar el ajuste matemático del ensayo a diferentes temperaturas, el conjunto de filleres no varía su componente elástica de forma drástica (ver Figura 8.21). Este resultado es importante para el estudio, debido a que en mezclas bituminosas ha sucedido lo mismo en la simulación reológica. La relevancia de esta información permite definir que, a pesar del aumento de temperatura la capacidad elástica dependerá de la naturaleza del filler y su relación en masa del ligante.

Los resultados demuestran un  $\xi_2$  medio de la muestra patrón  $\xi_2 = 2349$  (kN/mm),  $\xi_2 = 2451$  (kN/mm) y  $\xi_2 = 2328$  (kN/mm) para las temperaturas de 20°C, 30°C y 40°C, respectivamente. En referencia a los másticos con filleres de FA para la relación 0.7 f/b se obtiene un valor de  $\xi_2 = 3451$  (kN/mm),  $\xi_2 = 3451$  (kN/mm) y  $\xi_2 = 3440$  (kN/mm) para la misma variación de temperatura. Respecto a los másticos con filler HL para la relación 0.5 f/b se obtiene  $\xi_2 = 5070$  (kN/mm),  $\xi_2 = 5061$  (kN/mm) y  $\xi_2 = 5066$  (kN/mm) para los 20°C, 30°C y 40°C. Por lo tanto, se observa que la variación de temperatura no genera grandes cambios en la propiedad elástica. Sin embargo, al calcular la desviación estándar notamos que el filler L una variación de  $s_L = 95.25$  (kN/mm), mientras que el filler FA y HL presentan  $s_{FA} = 33.16$  (kN/mm) y  $s_{HL} = 27.48$  (kN/mm). Esta información nos podría indicar que el modelo propuesto tiene mayor sensibilidad para calcular la elasticidad del filler a concentraciones bajas de f/b.

Para las concentraciones medias de los filleres HL y FA (0.7 y 0.9 f/b respectivamente) se obtiene una media de  $\xi_2 = 4964 \pm 35$  (kN/mm) para las cenizas volantes y de  $\xi_2 = 8966 \pm 26$  (kN/mm) para la cal hidratada. Con ello, se observa que una concentración incluso menor de HL genera una mayor capacidad elástica. Ahora bien, para las concentraciones de 1.0f/b la ceniza volante genera su máxima capacidad elástica para este estudio de  $\xi_2 = 8962 \pm$

32 ( $kN/mm$ ), la cual es aproximadamente equivalente a lo mostrado por HL en relación 0.7 f/b. Por último, el mástico que mejor capacidad elástica obtuvo fue la relación 1.00 f/b de HL con un valor de  $\xi_2 = 12622 \pm 307$  ( $kN/mm$ ). A pesar de tener una lectura elevada por este tipo de mástico, es el que mayor variación obtuvo dentro de las muestras estudiadas.



**Figura 8.21.** Variable elástica  $\xi_2$ . a) Filler HL; b) Filler FA; c) Filler L

Finalmente, se observa que el modelo reológico aplicado a mezclas bituminosas puede extenderse a másticos bituminosos con el fin de evaluar la capacidad elástica del conjunto de filler. Esta evaluación es de suma importancia para el análisis de la fluencia recuperable, lo que resulta fundamental para mejorar los procesos de recuperación al retirar el esfuerzo aplicado. Esta comprensión profunda puede contribuir al diseño de pavimentos con una mayor tolerancia al estado de deformación, mitigando así la incidencia de la fluencia no recuperable o deformaciones permanentes (rodadura).

Además, el modelo reológico propuesto tiene la capacidad de discernir entre diferentes dosificaciones de filler/ligante y la naturaleza del tipo de filler empleado. Debido a esto, la introducción de nuevas variables, como la finura, rugosidad y espacio volumétrico de cada partícula de filler, permitiría una mayor especificidad en la caracterización de los estados de deformación en el ensayo MSCR y facilitaría una comprensión más detallada de los fenómenos que tienen lugar en los pavimentos bituminosos.

## 9. CONCLUSIONES



## 9 Conclusiones

### 9.1 Conclusiones Generales

Esta Tesis Doctoral presenta un análisis complementario al diseño de mezclas bituminosas existente, mediante la evaluación de ligantes, másticos y mezclas bituminosas desarrollados con diversos materiales de desechos y subproductos industriales. Los resultados de esta tesis doctoral confirman el cumplimiento de las tres hipótesis planteadas. La caracterización reológica permite establecer nuevos parámetros óptimos para el diseño de mezclas, mejorando su resistencia mecánica (Hipótesis 1). La adición de polímeros y ceras optimizan la durabilidad de las mezclas ante variaciones operacionales (Hipótesis 2). El uso de residuos como filler mejora la rigidez a altas temperaturas, reduciendo las deformaciones permanentes (Hipótesis 3). Además, estos hallazgos validan estrategias innovadoras para pavimentos sostenibles mediante un nuevo modelo reológico de viscoelasticidad.

Este modelo surge ante las limitaciones de los enfoques clásicos (Maxwell, Kelvin-Voigt, Burgers, entre otros) para caracterizar mezclas bituminosas, permitiendo evaluar de manera independiente las propiedades reológicas del ligante y del conjunto de áridos. Dado que los modelos actuales no detallan con precisión la influencia de aditivos y modificadores, se desarrolla una segunda etapa del estudio, en la que se crean ligantes experimentales con polímeros SBS y migas de caucho (CR) de neumáticos fuera de uso (NFU). Posteriormente, se combinan estos modificadores para reducir el uso de SBS por su alto coste. Finalmente, se estudian ligantes triplemente modificados mediante la incorporación de una cera comercial (Sasobit) y una cera amida de ácido graso (FAA), un subproducto del sebo de cerdo, ampliando las posibilidades de optimización y sostenibilidad en el diseño de pavimentos.

Dado que el modelo reológico para ligantes bituminosos es capaz de distinguir la incorporación de cada uno de los modificadores agregados a la matriz de ligante, se desarrolla un nuevo capítulo de la tesis doctoral. En este sentido, se llevó al campo de los másticos bituminosos, creados con diferentes filleres y ligantes convencionales para identificar, mediante el modelo reológico, la capacidad viscoelástica del ligante y elástica del conjunto de filleres. Posteriormente, gracias al buen ajuste del modelo propuesto se crearon másticos bituminosos no convencionales, utilizando escoria blanca (LFSH) con ligante convencional como también másticos con incorporación micro filler de Cenizas Volantes ( $\mu$ FA) para un ligante experimental con SBS.

Finalmente, tras demostrar que el modelo desarrollado es capaz de describir con precisión las deformaciones en ligantes y másticos, se aplica este enfoque al estudio de las mezclas bituminosas. A través de este proceso, se identifican las propiedades viscoelásticas de las mezclas bituminosas, aplicando el modelo para analizar los estados de deformación bajo diferentes condiciones de temperatura y/o magnitudes de carga. Esto permite establecer una correlación reológica entre las propiedades de las mezclas bituminosas y un nuevo ensayo en el reómetro de corte dinámico (DSR), centrado en fenómenos de fluencia y recuperación, tanto para ligantes bituminosos convencionales como modificados. Asimismo, se diseñó una metodología de caracterización de mezclas bituminosas, correlacionándolas con sus respectivos másticos bituminosos, utilizando el DSR en diferentes tipos de filler y con diversas relaciones f/b.

La presente Tesis Doctoral ofrece un enfoque exhaustivo y sistemático para el análisis y diseño de mezclas bituminosas, proporcionando contribuciones significativas a la comprensión de las propiedades reológicas y la influencia de distintos aditivos y modificadores.

A continuación, se presentan las principales conclusiones generales:

- La metodología propuesta representa un avance significativo al permitir una comprensión más profunda de la influencia reológica de ligantes, másticos y mezclas bituminosas. Basándose en una correlación reológica dentro de un modelo viscoelástico, esta metodología tiene la capacidad de distinguir los materiales que constituyen la mezcla bituminosa, especialmente en relación con el interfaz árido/ligante, bajo diversas condiciones de tráfico, temperaturas y ensayos mecánicos. Este enfoque ofrece una herramienta valiosa para el diseño y la optimización de pavimentos flexibles, contribuyendo así al desarrollo sostenible de infraestructuras viales.
- El nuevo modelo de viscoelasticidad de mezclas bituminosas, másticos y ligantes bituminosos que aquí se propone representa de forma más precisa las características de los materiales que forman los pavimentos flexibles. En este sentido, el modelo que se propone para mezclas bituminosas implica una disposición mecánica que caracteriza de forma más clara y detallada las deformaciones del pavimento en comparación a otros modelos viscoelásticos clásicos (Maxwell, Kelvin-Voigt, Burgers, entre otros), que no consideran explícitamente los materiales que componen la mezcla. A diferencia de los modelos clásicos, el nuevo modelo se caracteriza por un resorte o muelle en el interior que representa el conjunto de áridos, el cual está envuelto en un material viscoelástico (ligante bituminoso) por medio de un conjunto en serie y en paralelo de resortes y amortiguadores.
- El uso de derivadas fraccionarias en el nuevo modelo da lugar a nuevos términos en fenómenos de fluencia, recuperación y relajación. Estos nuevos términos procedentes de derivadas fraccionadas  $\alpha$  y  $\beta$  son útiles para explicar la transición del estado físico sólido hasta el posible comportamiento de un fluido newtoniano. Con esto, se concluye que las mezclas y másticos bituminosos no son considerados fluidos newtonianos debido a sus características físicas propuestas en este documento. Con ello, se define que parámetros fraccionarios  $\alpha$  y  $\beta$  están ligados a la memoria o historia del material bituminoso en redimir las deformaciones causadas por esfuerzos aplicados.
- Los parámetros reológicos propuestos por el modelo, detallan de forma conjunta y/o separada la reología de los materiales. En este sentido, se propone las variables  $\xi_1$  y  $\eta$  que permiten representar las propiedades elásticas y viscosas del ligante bituminoso, lo cual, es esencial para demostrar la capacidad de soporte en fenómenos de fluencia y recuperación múltiple. Asimismo, el modelo permite caracterizar por medio del parámetro  $\xi_2$  la elasticidad del conjunto de árido, ya sea para una mezcla bituminosa (agregado fino, grueso y filler), como para másticos bituminosos identificando la naturaleza del tipo de filler y su relación respecto al peso de ligante.

## 9.2 Conclusiones Específicas

### 9.2.1 Fundamentos Teóricos del Modelo Reológico Propuesto

En la primera fase de esta investigación se establecen los fundamentos teóricos del modelo propuesto, haciendo uso de ecuaciones diferenciales fraccionarias. El enfoque principal es la obtención de nuevos parámetros reológicos que faciliten un diseño más efectivo de mezclas, másticos y ligantes bituminosos. Los principales hallazgos obtenidos son:

- El nuevo modelo reológico representa un salto elástico al principio del fenómeno de fluencia que no muestra el modelo de Burgers. Este salto elástico depende de las características del ligante bituminoso y es instantáneo al aplicar un esfuerzo determinado.
- La viscoelasticidad no instantánea del fenómeno de fluencia se divide en dos estados (recuperable y no recuperable). El primero de ellos se obtiene por medio de un nuevo salto elástico el cual se denota por la capacidad elástica de la mezcla completa. Dicha

transición está asociada al arreglo en paralelo del modelo y denotado con una variable fraccionaria  $\beta$ .

- El último estado (no recuperable) de la fluencia se caracteriza por una recta con pendiente constante en el tiempo. El nuevo modelo permite detallar con el último amortiguador fraccionario dicha viscoelasticidad no recuperable, mediante el parámetro fraccionario  $\alpha$ , demostrando que dicho concepto propone un análisis detallado del estado físico de la muestra.
- El fenómeno de recuperación depende solo de la derivada  $\beta$  del nuevo modelo. Con ello, se concluye que al someter el material a pequeñas cargas provoca una pérdida gradual de la recuperación por varias razones, como el ciclo de carga-descarga de una muestra de ensayo y las cargas elevadas que pueden afectar a las condiciones finales.

### 9.2.2 Desarrollo de Ligantes Modificados con Polímeros y Ceras: Convencionales y no Convencionales

La segunda fase de la investigación se centra en la evaluación de ligantes modificados con incorporaciones de migas de caucho (CR) procedentes de neumáticos fuera de uso (NFU), cera Sasobit, ceramida de ácido graso (FAA) de sebo de cerdo y el copolímero estireno-butadieno-estireno (SBS). Las conclusiones obtenidas en esta fase han sido las siguientes:

- El estudio realizado sobre el ligante modificado en el marco del ensayo MSCR revela hallazgos significativos. La modificación del ligante muestra un aumento en la resistencia a las deformaciones permanentes en temperaturas de ensayo. La inclusión de polímeros CR-SBS, tanto en adición simple como doble, conlleva a una mejora en la estabilidad térmica. El aumento de la dosificación de SBS se relaciona con un incremento en la capacidad de recuperación, mientras que la deformación permanente disminuye con la dosificación de CR. Las ceras Sasobit y sebo de cerdo muestran una variabilidad considerable en su efectividad con respecto a la temperatura; no obstante, se destaca que la FAA derivada del sebo de cerdo contribuye a aumentar la elasticidad de los ligantes modificados con CR y SBS.
- La inclusión de un 8% de CR en la muestra resulta en un aumento del 43.91% en el rendimiento elástico, mientras que se reduce el contenido de SBS en un 2% a 40°C. Además, se observa que la FAA de sebo de cerdo mejora el rendimiento elástico en un 73%, al reducir el contenido de SBS en un 2% e incluso el contenido de CR.
- La acumulación de daño en la simulación VECD afecta significativamente a las modificaciones con cera Sasobit y cera amida. A 20°C, las modificaciones CR-SBS no superan la integridad del B50/70; sin embargo, a 25°C, dependerá del nivel de daño. En condiciones equivalentes de acumulación de daño y dosificación de CR-SBS, se observa que las muestras con 2% de Sasobit muestran una integridad más alta que aquellas con 4% de Sasobit. Se determina que el sebo de cerdo aumenta el esfuerzo en el ensayo LAS, aunque no se evidencia una tendencia clara al aumentar el contenido de cera en la muestra.
- La vida útil a fatiga ( $N_f$ ) del ligante convencional y modificado disminuye a medida que aumenta la deformación. La adición de modificadores generalmente mejora la vida útil a fatiga, su efecto se reduce a altas deformaciones. Las adiciones simples de SBS o Sasobit aumentan la  $N_f$  del B50/70. En comparación con las modificaciones CR-SBS, se observa que agregar Sasobit aumenta los valores de  $N_f$ .
- Respecto al ensayo BYET, la energía de rendimiento disminuye a 25°C en comparación con lo observado a 20°C. Sin embargo, el ligante modificado a 20°C y 25°C exhibe una mayor eficiencia energética que B50/70. Las modificaciones dobles y triples alcanzan valores de  $E_r$  más altos que las adiciones simples. La FAA de sebo de cerdo y CR aumentan la energía de fluencia  $E_r$  en comparación con una modificación simple de SBS. Específicamente, una muestra que contiene un 3% de

SBS, un 6% de CR y un 2% de FAA de sebo de cerdo logra aumentar en un 116% el esfuerzo máximo de una muestra simple con un 5% de SBS.

### 9.2.3 Desarrollo de Másticos Bituminosos con filleres Convencionales y Subproductos Industriales

Durante la tercera fase de la investigación, se llevó a cabo un análisis exhaustivo sobre la influencia del contenido de filler en las propiedades reológicas de los másticos bituminosos. Este análisis se realiza mediante metodologías que se usan para la caracterización reológica del ligante bituminoso, centrándose en la hipótesis de una posible relación entre los ensayos de reología realizados en un DSR y las propiedades mecánicas de másticos bituminosos convencionales y/o con subproductos industriales. Los hallazgos más significativos de esta fase son los siguientes:

- Los análisis reológicos de ligantes y másticos bituminosos bajo cargas estáticas y dinámicas en el DSR permiten identificar el efecto del filler en el mástico resultante. Los resultados obtenidos indican que el tipo de filler interactúa de manera diferenciada con el ligante bituminoso.
- La inclusión de filler calizo (1.00 f/b) resulta en un aumento en la rigidez  $G^*$ , manteniendo constante el ángulo de fase  $\delta$ . Sin embargo, se advierte que los límites de rigidez establecidos por el método Superpave para ligantes no son aplicables para la evaluación de másticos. Por lo tanto, se propone la necesidad de establecer nuevos límites basados en el comportamiento reológico del mástico y el comportamiento mecánico de la mezcla bajo condiciones específicas de temperatura y carga.
- Se observa que al incorporar filler de cal hidratada HL, se obtiene un comportamiento del  $G^*$  directamente proporcional al aumentar las relaciones f/b. El ángulo de fase  $\delta$  aumenta con la temperatura, pero disminuye al incluir filler L en temperaturas altas y bajas debido a la capacidad elástica del filler L. Se evidencia que el mástico con filler HL exhibe una mayor elasticidad y menor deformación permanente a medida que aumenta el contenido de HL.
- Por otro lado, se constata que la adición de filler de la industria siderúrgica (FA) afecta favorablemente las deformaciones permanentes, reduciéndolas a medida que aumenta la dosificación f/b. Este efecto se observa no solo en comparación con el ligante B50/70, sino también con el filler calizo (L) bajo la relación 1:1 en referencia a una mezcla AC16S. Sin embargo, en el ensayo LAS, se encuentra que un exceso de filler de FA no produce buenos resultados en la máxima deformación debido a la similitud de comportamiento con el ligante B50/70 en ciertas dosificaciones.
- Adicionalmente, se observa que la inclusión del subproducto industrial escoria de horno de cuchara (LFS<sup>h</sup>) genera una variabilidad significativa en los valores de  $\delta$  lo que sugiere una posible interacción química en la interfaz filler/ligante. Los másticos bituminosos con dosificaciones de LFS<sup>h</sup> de 0.75, 1.00 y 1.25 exhiben una mejora en los porcentajes de recuperabilidad (R) y una reducción en los valores de la fluencia no recuperable ( $J_{nr}$ ) en comparación con el filler L. Además, se destaca que la adición de LFS<sup>h</sup> en una proporción de 1.25 conlleva a una rigidez excesivamente alta, lo que resulta en un fallo prematuro en las placas del DSR. Este fenómeno está asociado al desprendimiento de la muestra de los platos paralelos, lo que provoca una pérdida acelerada de integridad, especialmente a bajas temperaturas. Se concluye que los ensayos BYET pueden proporcionar resultados más rápidos y valores más elevados de  $G^*$  en comparación con los ensayos LAS, aunque no permiten evaluar la integridad de las muestras después de un cierto tiempo de ensayo.
- Por otra parte, la inclusión de  $\mu$ FA en los ligantes con SBS resulta en una mejora significativa de la rigidez  $G^*$  en el rango LVE, sin alterar notablemente el ángulo de fase  $\delta$ , lo que sugiere un impacto físico más que químico. Los ensayos MSCR demostraron que el  $\mu$ FA reduce la fluencia y mejora la recuperación en todas las

temperaturas evaluadas, lo que conlleva a un mejor desempeño frente a deformaciones permanentes. Sin embargo, la simulación VECD no evidenció efectos significativos del  $\mu$ FA en la integridad de la muestra con el aumento de la intensidad del daño. En el ensayo BYET, se observó un incremento en el estrés luego de alcanzar el primer esfuerzo máximo a 25°C en las muestras con  $\mu$ FA, sugiriendo un posible aporte de rigidez adicional al material. En conjunto, tanto la adición de SBS al ligante convencional como la incorporación de  $\mu$ FA demostraron mejorar las propiedades mecánicas de los ligantes bituminoso, lo que representa un avance significativo en el campo de la modificación de ligantes.

### 9.3 Aplicación del Modelo Viscoelástico para la Obtención de Parámetro Reológicos en los tres niveles que presenta un pavimento Flexible: (1) Ligante Bituminoso; (2) Mástico Bituminoso; (3) Mezcla Bituminosa

En la cuarta fase de la investigación, se realiza la demostración experimental del modelo propuesto en la primera etapa. Este modelo se aplica tanto a ligantes, másticos y mezclas bituminosas, permitiendo asignar propiedades elásticas a los agregados y propiedades viscoelásticas al ligante bituminoso. Además, se gradúa el estado viscoelástico del material en estudio mediante derivadas fraccionarias. Este análisis teórico-experimental contribuye significativamente al avance del conocimiento en el diseño de infraestructuras viales. Se concluye que:

#### 9.3.1 Ligante Bituminoso

- El nuevo modelo desarrollado para ligantes bituminosos, tanto convencionales como modificados, logra ajustarse de manera eficiente al ensayo MSCR en cualquier punto temporal ( $t$ ), utilizando las mismas magnitudes de variables para los fenómenos de fluencia y recuperación. A diferencia del modelo propuesto por Burgers, el nuevo enfoque presenta solo dos variables reológicas ( $\xi_1$  y  $\eta$ ) para definir la elasticidad y la viscosidad del ligante.
- Se observa que la elasticidad instantánea ( $\xi_1$ ) del ligante bituminoso convencional aumenta con la temperatura y el número de ciclos, indicando un inicio más rápido del fenómeno de fluencia y una transición viscoelástica más rápida. Por otro lado, la viscosidad ( $\eta$ ) del ligante disminuye con el aumento de la temperatura, lo que sugiere una menor resistencia al esfuerzo cortante, típico del reblandecimiento del material.
- El parámetro  $\beta$ , que representa la capacidad de recuperación del modelo, disminuye significativamente con el aumento de la temperatura, indicando una disminución en la capacidad de recuperación del ligante. Además, se observa que el ligante bituminoso convencional modifica su fenómeno de recuperación a lo largo de los ciclos del ensayo MSCR, con una disminución en el valor de  $\beta$ . La adición de aditivos aumenta este valor, lo que se traduce en un crecimiento de la fluencia recuperable, dependiendo de la naturaleza del aditivo.
- El modelo es capaz de prever que el ligante CR de NFU exhibe la mayor capacidad de fluencia recuperable en comparación con el SBS. Además, se establece que las ceras retrasan este estado, generando menores deformaciones recuperables a temperaturas más bajas (valores de  $\beta$ ).
- La fluencia  $\alpha$  no participa en el fenómeno de recuperación y, por lo tanto, sirve como un indicador directo de la plastificación del ligante bituminoso. Un valor de  $\alpha = 1$  indica un comportamiento de fluido newtoniano, como se observa en el ligante convencional a partir de los 70°C. La adición de SBS en concentraciones bajas retrasa este comportamiento hasta los 80°C, mientras que dosificaciones mayores o la incorporación de CR no alcanzan este comportamiento. Por otro

lado, las ceras Sasobit y FAA logran reducir el comportamiento de fluido newtoniano a 80°C, con valores de  $\alpha = 0.99$ .

### 9.3.2 Mástico Bituminoso

- El modelo propuesto para másticos bituminosos se distingue por incluir la elasticidad ( $\xi_1$ ) del conjunto de filleres, lo cual generaliza el comportamiento del mástico bituminoso al considerar tanto el ligante como los filleres de forma conjunta e independiente. Esta diferenciación permite una caracterización más precisa de la capacidad reológica del sistema f/b.
- La inclusión de derivadas fraccionarias en el modelo para másticos bituminosos introduce nuevos términos en la ecuación del módulo de fluencia y recuperación del ensayo MSCR, lo cual lo diferencia de otros modelos presentes en la literatura.
- El parámetro  $\beta$  proporciona una explicación más precisa de la liberación total de energía causada por el mástico bituminoso, lo que permite cuantificar la transición viscoelástica del sistema filler/ligante durante los ciclos de carga. Los másticos tienen la capacidad de aumentar  $\beta$ , lo que resulta en una fluencia recuperable prolongada y evita el estado de rango plástico. Este hallazgo es crucial para el diseño futuro de mezclas bituminosas.
- El parámetro  $\alpha$  para los másticos bituminosos muestra valores significativamente más bajos en comparación con el ligante base, lo que indica un retraso en el comportamiento de fluido newtoniano debido a la incorporación de fillers. Este aspecto del modelo proporciona una comprensión más precisa de las deformaciones del aglomerante real en las mezclas bituminosas (mástico bituminoso), mostrando una tendencia clara hacia la elasticidad en lugar de la plasticidad.
- La elasticidad puede ser evaluada en el modelo reológico a través de  $\xi_2$ , lo que permite cuantificar la sensibilidad del sistema al tipo de filler y su relación f/b. Por ejemplo, el filler HL muestra la mayor elasticidad con un valor de  $\xi_2 = 12,622$  (kN/mm) para una relación 1.00 f/b, mientras que los fillers FA y L alcanzan valores de  $\xi_2 = 8,962$  (kN/mm) y  $\xi_2 = 2,376$  (kN/mm), respectivamente. Esta información es crucial para la selección y dosificación adecuada de fillers en mezclas bituminosas.

### 9.3.3 Mezcla Bituminosa

- El modelo propuesto para mezclas bituminosas permite el ajuste preciso de curvas de datos experimentales para deformaciones permanentes, proporcionando valores reológicos tanto para el ligante bituminoso ( $\xi_1$  y  $\eta$ ) como para el conjunto de áridos utilizados ( $\xi_2$ ). Este enfoque reduce el número de constantes reológicas en comparación con modelos clásicos, lo que permite que los exponentes fraccionarios describan de manera más precisa la transición entre el estado elástico y viscoso del material.
- El comportamiento de las mezclas convencionales bajo diferentes cargas produce mayores deformaciones permanentes B50/70 en comparación con el PMB45/80-65. Esto conlleva a mayores tensiones en el rango no recuperable del fenómeno de fluencia, lo que se refleja en un aumento y reducción en los parámetros fraccionarios  $\alpha$  y  $\beta$ , respectivamente.
- La nueva metodología propuesta correlaciona las deformaciones permanentes observadas en mezclas y ligantes bituminosos mediante modelos mecánicos basados en ensayos de compresión uniaxial y MSCR, respectivamente. Esto proporciona una comprensión más profunda de los fenómenos de fluencia y

recuperación, lo que mejora la capacidad predictiva de deformaciones permanentes en ambos tipos de materiales.

- La metodología propuesta para mezclas y másticos bituminosos identifica la capacidad elástica del agregado en sus diferentes fracciones. Esto permite prever las deformaciones y tendencias generadas por una mezcla bituminosa a partir del conocimiento de las deformaciones del mástico bituminoso. Por lo tanto, esta metodología podría resultar en una reducción significativa de los recursos utilizados en el diseño actual de mezclas bituminosas, siempre y cuando se conozca la naturaleza del conjunto de áridos y su relación con el peso del ligante.
- Más aún, la aplicación del modelo propuesto permite identificar los diferentes rangos de fluencia en una mezcla bituminosa, destacando valores de recuperación mayores ( $\beta$ ) y menores ( $\alpha$ ) en comparación con el mástico bituminoso que compone dicha mezcla. Esto se debe a la capacidad del modelo para identificar la elasticidad del contenido de áridos. Por ejemplo, una mezcla con HL muestra una elasticidad ( $\xi_2$ ) de 125,020 kN/mm, siendo un 89,90% más elástica debido al árido grueso ofita y árido fino caliza. Este hallazgo valida la necesidad de modelos más avanzados para simular adecuadamente el comportamiento de las mezclas bituminosas.

#### 9.4 Futuras Líneas de Investigación

A partir de los resultados obtenidos en esta investigación, se sugieren las siguientes áreas de estudio para profundizar en la comprensión viscoelástica de los pavimentos flexibles:

- Analizar el impacto del envejecimiento en las propiedades físicas, químicas y reológicas de los ligantes experimentales, así como evaluar el desempeño de las mezclas mediante un modelo reológico.
- Realizar experimentos que demuestren la capacidad del modelo propuesto para cuantificar la vida a fatiga de ligantes, másticos y mezclas bituminosas, utilizando el módulo de relajación desarrollado en esta tesis.
- Establecer criterios de diseño para el módulo dinámico en ligantes, másticos y mezclas bituminosas, utilizando el modelo reológico para elaborar curvas maestras mediante la superposición tiempo-temperatura de Boltzmann. El parámetro ' $\alpha$ ' de una derivada fraccionaria  $D^\alpha$  caracteriza el poder de recuerdo de un material, equiparándolo con parámetros materiales como el módulo de Young, la viscosidad o el coeficiente de Poisson. Es esencial que este parámetro se mantenga constante durante la deformación, a menos que otros factores como daños o envejecimiento intervengan. Esta consistencia permite rastrear la historia o memoria de un pavimento bituminoso a través de la inicialización de derivadas fraccionarias.



## 10. ARTÍCULOS PUBLICADOS



## Indicadores de Calidad

## NÚMERO DE CITAS

## WEB OF SCIENCE

	2020	2021	2022	2023	2024	Promedio por año	Total
Artículo 1	7	15	13	6	9	10	50
Artículo 2	3	2	5	6	6	4.4	22
Artículo 3	0	2	7	5	6	4	20
Artículo 4	0	0	0	4	9	4.33	13
Artículo 5	0	0	0	3	7	5	10
Artículo 6	0	0	0	0	3	3	3
Artículo 7	0	0	0	0	1	1	1
Artículo 8	0	0	0	0	0	0	0
<b>TOTAL</b>	<b>10</b>	<b>19</b>	<b>25</b>	<b>24</b>	<b>41</b>	<b>23.8</b>	<b>119</b>

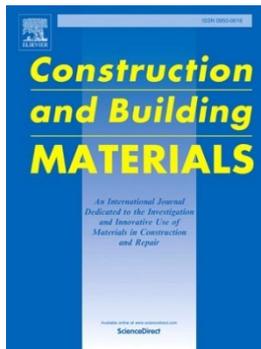
## SCOPUS

	2020	2021	2022	2023	2024	Promedio por año	Total
Artículo 1	7	15	14	8	13	11.4	57
Artículo 2	3	2	4	7	7	4.60	23
Artículo 3	0	2	5	6	12	6.25	25
Artículo 4	0	0	2	8	13	7.67	23
Artículo 5	0	0	0	3	10	6.5	13
Artículo 6	0	0	0	1	3	2	4
Artículo 7	0	0	0	0	1	1	1
Artículo 8	0	0	0	0	2	2	2
<b>TOTAL</b>	<b>10</b>	<b>19</b>	<b>25</b>	<b>33</b>	<b>61</b>	<b>29.6</b>	<b>148</b>

## GOOGLE ACADÉMICO

	2020	2021	2022	2023	2024	Promedio por año	Total
Artículo 1	10	16	16	10	13	13	65
Artículo 2	3	4	3	9	8	5.4	27
Artículo 3	0	2	5	6	12	6.25	25
Artículo 4	0	0	2	9	16	9	27
Artículo 5	0	0	0	3	13	9	16
Artículo 6	0	0	0	1	3	2	4
Artículo 7	0	0	0	0	1	1	1
Artículo 8	0	0	0	0	3	3	3
<b>TOTAL</b>	<b>13</b>	<b>22</b>	<b>26</b>	<b>38</b>	<b>69</b>	<b>33.6</b>	<b>168</b>





CATEGORY

ENGINEERING, CIVIL

6/181

JCR YEAR

JIF RANK

JIF QUARTILE

JIF PERCENTILE

2023

6/181

Q1

97.0

## Artículo 1

**[Study of the mechanical behavior of asphalt mixtures using fractional rheology to model their viscoelasticity](#)**

DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.12.073>

## Autores

Manuel Lagos-Varas ([0000-0001-6862-7991](#)), Diana Movilla-Quesada ([0000-0003-2779-8166](#)), Jorge Patricio Arenas ([0000-0002-9771-8531](#)), AC Raposeiras ([0000-0003-2921-6449](#)), Daniel Castro-Fresno ([0000-0001-5658-3901](#)), MA Calzada-Pérez, Ángel Vega-Zamanillo ([0000-0002-7140-6329](#)), Jorge Maturana.

## Indicadores de Calidad

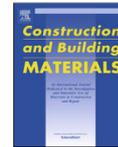
	2020	2021	2022	2023	2024	Promedio por año	Total
Web of Science	7	15	13	6	9	10	50
Scopus	7	15	14	8	13	11.4	57
Google Académico	10	16	16	10	13	13	65





Contents lists available at ScienceDirect

## Construction and Building Materials

journal homepage: [www.elsevier.com/locate/conbuildmat](http://www.elsevier.com/locate/conbuildmat)

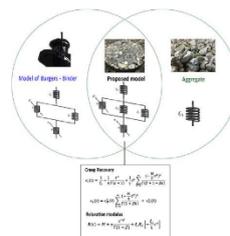
## Study of the mechanical behavior of asphalt mixtures using fractional rheology to model their viscoelasticity

M. Lagos-Varas<sup>a</sup>, D. Movilla-Quesada<sup>a</sup>, J.P. Arenas<sup>b</sup>, A.C. Raposeiras<sup>a,\*</sup>, D. Castro-Fresno<sup>c</sup>, M.A. Calzada-Pérez<sup>d</sup>, A. Vega-Zamanillo<sup>d</sup>, J. Maturana<sup>e</sup><sup>a</sup> GIZV Research Group, Institute of Civil Engineering, University Austral of Chile, P.O. Box 567, Valdivia, Chile<sup>b</sup> Institute of Acoustics, University Austral of Chile, P.O. Box 567, Valdivia, Chile<sup>c</sup> GITECO Research Group, Dept. of Transportation and Technology of Projects and Processes, University of Cantabria, 39005 Santander, Spain<sup>d</sup> Group of Roads (GCS), Dept. of Transportation and Technology of Projects and Processes, University of Cantabria, 39005 Santander, Spain<sup>e</sup> Institute of Informatics, University Austral of Chile, P.O. Box 567, Valdivia, Chile

## HIGHLIGHTS

- A new model is presented to study asphalt mixtures composed of aggregate particles attached with an asphalt binder.
- Viscoelastic equations for an asphalt mixture are developed using derivatives of fractional order.
- The creep, recovery, and relaxation phenomena in an asphalt mixture are analyzed using the new model.
- The new model better represents practical cases of asphalt mixtures used in the construction of pavement layers.
- The model can be used to modify the properties of the binder for designing optimized and more resistant asphalt mixtures.

## GRAPHICAL ABSTRACT



## ARTICLE INFO

## Article history:

Received 3 September 2018

Received in revised form 8 December 2018

Accepted 13 December 2018

Available online 24 December 2018

## Keywords:

Viscoelasticity  
Asphalt mixtures  
Fractional rheology  
Aggregate  
Binder

## ABSTRACT

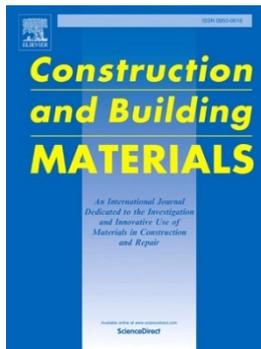
This study focuses on the mechanical behavior of asphalt mixtures composed of aggregate particles attached with an asphalt binder. Asphalt mixtures are viscoelastic composite materials widely used in the construction of pavement layers. The modelling of such materials is currently done using the Burgers model. However, this model is limited when explaining some of the viscoelastic phenomena of an asphalt mixture, mainly because the Burgers model was developed for a single material with a dual nature. This work presents a new approach that provides a more appropriate framework for studying asphalt mixtures. The model assumes an aggregate particle enclosed by an asphalt material. Viscoelastic equations were developed using derivatives of fractional order. Then, the creep, recovery, and relaxation phenomena in an asphalt mixture were analyzed using the new model. Unlike the Burgers model, the new model can predict the elastic jump observed at the beginning of the creep modulus. Thus, the new model seems to describe better those practical cases of asphalt mixtures used in the construction of pavement layers. The new model can be used to modify the properties of the binder for designing optimized and more resistant asphalt mixtures.

© 2018 Elsevier Ltd. All rights reserved.

\* Corresponding author at: Institute of Civil Engineering, University Austral of Chile, P.O. Box 567, Valdivia, Chile.  
E-mail address: [aitor.raposeiras@uach.cl](mailto:aitor.raposeiras@uach.cl) (A.C. Raposeiras).

<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.12.073>  
0950-0618/© 2018 Elsevier Ltd. All rights reserved.





CATEGORY

ENGINEERING, CIVIL

6/181

JCR YEAR	JIF RANK	JIF QUARTILE	JIF PERCENTILE
2023	6/181	Q1	97.0

## Artículo 2

**Influence of limestone filler on the rheological properties of bituminous mastics through susceptibility master curves**

DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117126>

## Autores

Manuel Lagos-Varas ([0000-0001-6862-7991](https://orcid.org/0000-0001-6862-7991)), Diana Movilla-Quesada ([0000-0003-2779-8166](https://orcid.org/0000-0003-2779-8166)), A. C Raposeiras ([0000-0003-2921-6449](https://orcid.org/0000-0003-2921-6449)), Jorge Patricio Arenas ([0000-0002-9771-8531](https://orcid.org/0000-0002-9771-8531)), MA Calzada-Pérez, Ángel Vega-Zamanillo ([0000-0002-7140-6329](https://orcid.org/0000-0002-7140-6329)), Pedro Lastra-González ([0000-0002-4573-6973](https://orcid.org/0000-0002-4573-6973)) Daniel Castro-Fresno ([0000-0001-5658-3901](https://orcid.org/0000-0001-5658-3901))

## Indicadores de Calidad

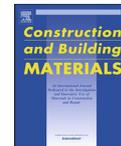
	2020	2021	2022	2023	2024	Promedio por año	Total
Web of Science	3	2	5	6	6	4.4	22
Scopus	3	2	4	7	7	4.6	23
Google Académico	3	4	3	9	8	5.4	27





Contents lists available at ScienceDirect

# Construction and Building Materials

journal homepage: [www.elsevier.com/locate/conbuildmat](http://www.elsevier.com/locate/conbuildmat)

## Influence of limestone filler on the rheological properties of bituminous mastics through susceptibility master curves



M. Lagos-Varas<sup>a</sup>, D. Movilla-Quesada<sup>a</sup>, A.C. Raposeiras<sup>a,\*</sup>, J.P. Arenas<sup>b</sup>, M.A. Calzada-Pérez<sup>c</sup>, A. Vega-Zamanillo<sup>c</sup>, P. Lastra-González<sup>d</sup>

<sup>a</sup>Institute of Civil Engineering, Faculty of Engineering Sciences, Univ. Austral of Chile, Gral Lagos, 2060 Valdivia, Chile

<sup>b</sup>Institute of Acoustics, Faculty of Engineering Sciences, Univ. Austral of Chile, PO Box 567, Valdivia, Chile

<sup>c</sup>Group of Roads (GCS), Univ. of Cantabria, Av. Los Castros s/n. 39005 Santander, Spain

<sup>d</sup>GITECO Research Group, Univ. of Cantabria, Av. Los Castros s/n., 39005 Santander, Spain

### HIGHLIGHTS

- DSR and MSCR were used to measuring deformations of asphalt bitumens and mastics.
- Limestone filler addition increases the stiffness keeping the phase angle constant.
- Filler interacts with each of the analysed bitumens in a different way.
- Binder B70/100 reported the greatest rheological changes when the filler is added.
- Bitumen stiffness limits given by Superpave cannot be used to evaluate mastics.

### ARTICLE INFO

#### Article history:

Received 15 April 2019

Received in revised form 28 September 2019

Accepted 30 September 2019

Available online 9 October 2019

#### Keywords:

Limestone filler

Bitumen

Asphalt mastic

Master curve

Thermal susceptibility

### ABSTRACT

Temperature variations caused by seasonal changes and vehicle loads generate severe damage to asphalt layers. For a correct design, it is essential to carry out an adequate rheological characterization of both bitumen and bituminous mastic, since they are considered the weakest elements of the mixture. This article shows the results of the rheological behavior of mastics made of limestone filler and three types of binders, with a filler-bitumen ratio of 1/1, finding that the filler-bitumen interaction has a significant influence on asphalt mastics. Vehicle loads and climatic temperatures were simulated from MSCR and DSR tests to study the viscoelastic behavior of the bitumen and the mastic. Thus, stiffness, variation of the internal structure, viscosity, thermal susceptibility, permanent deformation, and cracking were determined. The results indicated that the filler causes an increase in the rigidity of the mastic for the whole range of temperatures and load frequencies, but this increase varies depending on the type of bitumen used. There is also no significant change in the phase angle variation between bitumens and mastics. This indicates that the bitumens maintain their internal structure when the filler is added, as well as considerably decreasing the accumulated strain in multiple stress creep recovery (MSCR) tests.

© 2019 Elsevier Ltd. All rights reserved.

### 1. Introduction

An asphalt mix is a combination of aggregates, a bitumen, and additives which is used for the construction of pavements of high strength, comfort, and durability. The design of an asphalt mixture is mainly based on the rheological capabilities of the bitumen, the type of aggregates used in its manufacture, the vehicle loading conditions, and some external agents, such as the temperature. This

type of mixture presents a viscoelastic behavior that depends on the properties of each individual material forming the mixture.

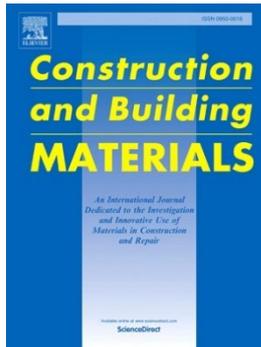
The asphalt bitumen is the main element of any asphalt mix, and its behavior depends on variables such as temperature, load frequency and load magnitude, thermal susceptibility, and thermo-plasticity [1,2]. It is a petroleum-derived material whose rheology is determined by its elastic and viscous deformations [3–5]. There are numerous previous investigations on the improvement of the mixture end-use performance by using modifying materials, that include polymers, waxes, and oils, among others [6–14]. Although these technological advances make it possible to improve the mechanical behavior of the mixtures, they usually focus on the

\* Corresponding author.

E-mail address: [aitor.raposeiras@uach.cl](mailto:aitor.raposeiras@uach.cl) (A.C. Raposeiras).

<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117126>  
0950-0618/© 2019 Elsevier Ltd. All rights reserved.





CATEGORY

ENGINEERING, CIVIL

6/181

JCR YEAR

2023

JIF RANK

6/181

JIF QUARTILE

Q1

JIF PERCENTILE

97.0



## Artículo 3

**[Study of the permanent deformation of binders and asphalt mixtures using rheological models of fractional viscoelasticity](#)**

DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.120438>

## Autores

Manuel Lagos-Varas ([0000-0001-6862-7991](#)), A. C. Raposeiras ([0000-0003-2921-6449](#)), Diana Movilla-Quesada ([0000-0003-2779-8166](#)), Jorge Patricio Arenas ([0000-0002-9771-8531](#)), Daniel Castro-Fresno ([0000-0001-5658-3901](#)), O. Muñoz-Cáceres ([0000-0003-2951-0461](#)), Valerio C. Andrés-Valeri ([0000-0003-3698-9220](#))

## Indicadores de Calidad

	2020	2021	2022	2023	2024	Promedio por año	Total
Web of Science	0	2	7	5	6	4.00	20
Scopus	0	2	5	6	12	6.25	25
Google Académico	0	2	5	6	12	6.25	25



Construction and Building Materials 260 (2020) 120438



Contents lists available at ScienceDirect

Construction and Building Materials

journal homepage: [www.elsevier.com/locate/conbuildmat](http://www.elsevier.com/locate/conbuildmat)

## Study of the permanent deformation of binders and asphalt mixtures using rheological models of fractional viscoelasticity



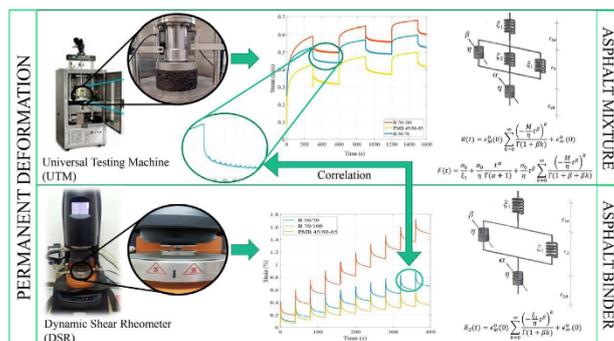
M. Lagos-Varas <sup>a,b,\*</sup>, A.C. Raposeiras <sup>a</sup>, D. Movilla-Quesada <sup>a</sup>, J.P. Arenas <sup>c</sup>, D. Castro-Fresno <sup>b</sup>, O. Muñoz-Cáceres <sup>a,b</sup>, V.C. Andres-Valeri <sup>a</sup>

<sup>a</sup> *G<sup>2</sup>V Research Group, Institute of Civil Engineering, Faculty of Engineering Sciences, Univ. Austral of Chile, Valdivia, Chile*

<sup>b</sup> *GITECO Research Group, Dept. of Transportation and Technology of Projects and Processes, University of Cantabria, 39005 Santander, Spain*

<sup>c</sup> *Institute of Acoustics, Faculty of Engineering Sciences, Univ. Austral of Chile, PO Box 567, Valdivia, Chile*

### GRAPHICAL ABSTRACT



### ARTICLE INFO

**Article history:**  
Received 29 January 2020  
Received in revised form 28 May 2020  
Accepted 30 July 2020  
Available online 30 August 2020

**Keywords:**  
Permanent deformation  
Rheological properties  
MSCR  
Viscoelastic  
Creep-recovery  
Asphalt binder

### ABSTRACT

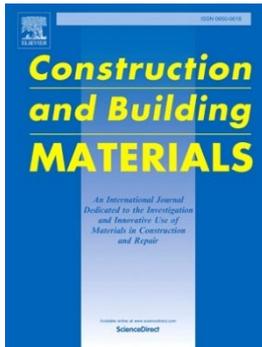
The accumulation of load on asphalt pavement as a result of increased vehicle traffic generates problems in the asphalt layer due to permanent deformation. For correct design, it is essential to carry out a rheological characterization of the aggregate-binder materials that make up the asphalt mix. This article shows the analysis of permanent deformation based on the rheological behavior of asphalt mixtures and binders. Experimental tests based on creep and recovery phenomena allow the study of permanent deformations using theoretical models of fractional viscoelasticity. The rheological characterization allows us to detail the elasticity of the aggregate,  $\xi_2$ , and the elastic-viscous properties of the different binders used,  $\xi_1$  and  $\eta$ . The results obtained show that it is possible to predict the deformations of the recovery phenomenon in asphalt mixtures from the rheological values (aggregate-binder) obtained in the creep process. Besides, the properties of the asphalt binder ( $\xi_1$  and  $\eta$ ) correlate with the recovery phenomenon of the MSCR test for conventional and modified materials. The methodology proposed allows a better understanding of the states of permanent deformation to improve the design of binders and asphalt mixtures.

© 2020 Elsevier Ltd. All rights reserved.

\* Corresponding author at: Institute of Civil Engineering, Universidad Austral de Chile, 2086 Valdivia, Chile.  
E-mail address: [manuel.lagos@uach.cl](mailto:manuel.lagos@uach.cl) (M. Lagos-Varas).

<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.120438>  
0950-0618/© 2020 Elsevier Ltd. All rights reserved.





CATEGORY  
ENGINEERING, CIVIL

**6/181**

JCR YEAR	JIF RANK	JIF QUARTILE	JIF PERCENTILE
2023	6/181	Q1	97.0



**Artículo 4**

**[Viscoelasticity modelling of asphalt mastics under permanent deformation through the use of fractional calculus](#)**

DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.127102>

**Autores**

Manuel Lagos-Varas ([0000-0001-6862-7991](#)), Diana Movilla-Quesada ([0000-0003-2779-8166](#)), A. C. Raposeiras ([0000-0003-2921-6449](#)), Daniel Castro-Fresno ([0000-0001-5658-3901](#)), O. Muñoz-Cáceres ([0000-0003-2951-0461](#)), Valerio C. Andrés-Valeri ([0000-0003-3698-9220](#)), M. A. Rodríguez-Esteban ([0000-0003-3500-2375](#))

**Indicadores de Calidad**

	2020	2021	2022	2023	2024	Promedio por año	Total
Web of Science	0	0	0	4	9	4.33	13
Scopus	0	0	2	8	13	7.67	23
Google Académico	0	0	2	9	16	9	27





Contents lists available at ScienceDirect

## Construction and Building Materials

journal homepage: [www.elsevier.com/locate/conbuildmat](http://www.elsevier.com/locate/conbuildmat)

## Viscoelasticity modelling of asphalt mastics under permanent deformation through the use of fractional calculus

M. Lagos-Varas<sup>a,b,\*</sup>, D. Movilla-Quesada<sup>b,c</sup>, A.C. Raposeiras<sup>b,d</sup>, D. Castro-Fresno<sup>a</sup>,  
O. Muñoz-Cáceres<sup>a,b</sup>, V.C. Andrés-Valeri<sup>b</sup>, M.A. Rodríguez-Esteban<sup>c</sup>

<sup>a</sup> GITECO Research Group, University of Cantabria, Av. Los Castros, 39005 Santander, Spain

<sup>b</sup> GIZV Research Group, Institute of Civil Engineering, Faculty of Engineering Sciences, University Austral of Chile, Valdivia, Chile

<sup>c</sup> Departamento de Construcción y Agronomía, Escuela Politécnica Superior de Zamora, Universidad de Salamanca, 49029 Zamora, España

<sup>d</sup> Departamento de Ingeniería Mecánica, Escuela Politécnica Superior de Zamora, Universidad de Salamanca, 49029 Zamora, España.

## ARTICLE INFO

## Keywords:

Rheology  
Permanent deformation  
Asphalt mastic  
Filler/bitumen  
Creep-recovery  
Hydrated lime  
Fly ash

## ABSTRACT

This study focuses on the mechanical behaviour of asphalt mastic composed of filler particles bonded with an asphalt bitumens. Asphalt mastics are viscoelastic composite materials widely used in the construction of pavement layers. The mechanical properties and the influence of the fillers on the filler/bitumen (f/b) matrix is one of the main areas of current research. In particular, the elastic determination of fillers for mechanical testing in asphalt mastic is relevant to understand permanent deformation caused by temperature variations caused by seasonal changes and vehicular traffic loads. In this sense, this research proposes a new methodology for rheological characterization of the elastic properties of the filler  $\xi_2$  and elastic-viscous properties of the asphalt bitumen,  $\xi_1$  and  $\eta$ , respectively, complementing the existing designs of asphalt mixture. The proposed methodology allows for identification of the influence of non-conventional fillers in the behavior of the asphalt mastic for the different recovery cycles of the Multiple Stress Creep Recovery (MSCR) and determination of new rheological parameters for the compression of the recovery phenomena and the elastic capacity of the type of filler and weight of the base bitumen. The results obtained show a greater adjustment to the experimental curves in determining the elastic modulus in each cycle for the hydrated lime and fly ash fillers with different filler/bitumen ratios. In particular, the proposed model for bituminous mastics achieves a strong fit with the experimental curves by empirically reducing the quadratic error ( $R^2 = 0.99$ ) and managing to differentiate the elastic capacity  $\xi_2$  of each filler and its effect with increasing concentration. For example, it establishes that the Hydrated lime filler (HL) acquires an average Young's modulus of 0.005 MPa, being 99.31% more elastic than Fly ash filler (FA) for a load of 3.2 kPa at a 1.25f/b ratio. In addition, the new model can be used to modify bitumen properties to design optimized and stronger asphalt mixtures.

### 1. Introduction

The asphalt mixture a composite of aggregates (coarse and fine aggregates), asphalt bitumen, air and possibly additive and modifying components [1,2]. These materials form a system in which the aggregate enveloped by a continuous film of asphalt bitumen [3]. The filler, whose particle size is less than 0.063 mm (according to EN 13043), is trapped by the asphalt bitumen, forming the asphalt mastic, which favours the agglomeration of the larger aggregates and influencing the properties of hot mix asphalt (HMA) [4].

In the last decades, the rheological study of the filler/bitumen (f/b)

interaction has been relevant to know the properties that most influence the asphalt pavement, allowing the study of failures such as rutting and irregularities in the road surface, which cause premature deterioration of the pavement and a reduction in traffic comfort and safety [5,6]. The rheological analysis of the materials that compose the asphalt mixtures allows demonstrating, through the f/b interface, that the mastic has a high rutting resistance, even allowing improving the skid resistance, reducing the rolling noise and increasing the life cycle of the pavement.

The filler plays a fundamental role in this regard, since, due to its high specific surface area, it can withstand the stresses caused by internal friction or by contact between particles [7]. The characteristics of

\* Corresponding Author.

E-mail address: [manuel.lagos@uach.cl](mailto:manuel.lagos@uach.cl) (M. Lagos-Varas).

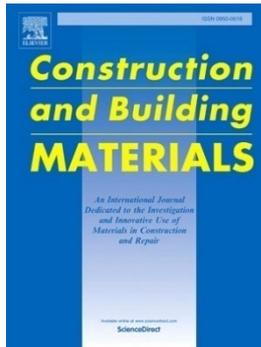
<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.127102>

Received 1 November 2021; Received in revised form 25 February 2022; Accepted 8 March 2022

Available online 15 March 2022

0950-0618/© 2022 Elsevier Ltd. All rights reserved.





CATEGORY

ENGINEERING, CIVIL

6/181

JCR YEAR

2023

JIF RANK

6/181

JIF QUARTILE

Q1

JIF PERCENTILE

97.0



## Artículo 5

**Use of Hydrated Ladle Furnace Slag as a filler substitute in asphalt mastics: Rheological analysis of filler/bitumen interaction**

DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.127370>

## Autores

Manuel Lagos-Varas ([0000-0001-6862-7991](https://orcid.org/0000-0001-6862-7991)), Diana Movilla-Quesada ([0000-0003-2779-8166](https://orcid.org/0000-0003-2779-8166)), A. C. Raposeiras ([0000-0003-2921-6449](https://orcid.org/0000-0003-2921-6449)), Daniel Castro-Fresno ([0000-0001-5658-3901](https://orcid.org/0000-0001-5658-3901)), A. Vega-Zamanillo ([0000-0002-7140-6329](https://orcid.org/0000-0002-7140-6329)), M. Cumian-Benavides

## Indicadores de Calidad

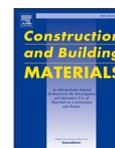
	2020	2021	2022	2023	2024	Promedio por año	Total
Web of Science	0	0	0	3	7	5	10
Scopus	0	0	0	3	10	6.5	13
Google Académico	0	0	0	3	13	9	16





Contents lists available at ScienceDirect

## Construction and Building Materials

journal homepage: [www.elsevier.com/locate/conbuildmat](http://www.elsevier.com/locate/conbuildmat)

## Use of Hydrated Ladle Furnace Slag as a filler substitute in asphalt mastics: Rheological analysis of filler/bitumen interaction

Manuel Lagos-Varas<sup>a,b,\*</sup>, Diana Movilla-Quesada<sup>b,c</sup>, Aitor C. Raposeiras<sup>b,d</sup>, Daniel Castro-Fresno<sup>a</sup>, Ángel Vega-Zamanillo<sup>e</sup>, Matías Cumian-Benavides<sup>b</sup>

<sup>a</sup> Universidad de Cantabria GITECO Research Group, Av. Los Castros, 39005 Santander, Spain

<sup>b</sup> G<sup>2</sup>V Research Group, Institute of Civil Engineering, Faculty of Engineering Sciences, University Austral of Chile, Valdivia, Chile

<sup>c</sup> Departamento de Construcción y Agronomía, Escuela Politécnica Superior de Zamora, Universidad de Salamanca, 49029 Zamora, Spain

<sup>d</sup> Departamento de Ingeniería Mecánica, Escuela Politécnica Superior de Zamora, Universidad de Salamanca, 49029 Zamora, Spain

<sup>e</sup> Universidad de Cantabria Group of Roads of Santander (GCS), Av. Los Castros, 39005 Santander, Spain

## ARTICLE INFO

## Keywords:

Asphalt mastic  
Filler/bitumen  
Hydrated Ladle Furnace Slag  
LAS  
MSCR

## ABSTRACT

The increase in industrial activity and societal demand has made the reuse and recovery of industrial waste and by-products a topic of global importance. New technologies focused on the reuse of these materials open up the possibility of promoting a sustainable circular economy in the industrial sector. Ladle furnace slag (LFS) is an industrial waste generated during steel refining, through a process of deoxidation and desulfurization of the material while it is in a liquid state in its second refining stage. This process generates large quantities of LFS without being used on a large scale, and most of it is destined for stockpile fields, producing an environmental and economic impact. The present research is based on the incorporation of Hydrated Ladle Furnace Slag (LFS<sup>h</sup>) into asphalt mastics to evaluate its viscoelastic behaviour using the Dynamic Shear Rheometer test (DSR-test). The incorporation of this industrial by-product generates an increased stiffness of the asphalt mastic, compared to a conventional mastic made with limestone. This increase in stiffness is greater in large dosages of LFS<sup>h</sup> filler, causing an inferior performance to limestone mastic at low temperatures in relation to what was demonstrated in the Linear Amplitude Sweep test (LAS) and Binder Yield Energy Test (BYET). The results obtained in the Multiple Stress Creep Recovery test (MSCR) show that the incorporation of LFS<sup>h</sup> filler is appropriate for warm conditions. Furthermore, the filler/bitumen ratio of 0,75 provides an increase in recoverability (R) of 24.17% over limestone mastic asphalt at a temperature of 70 °C and a load of 3.2 kPa, and a significant loss of lower integrity at low temperatures (25 °C).

## 1. Introduction

Climate change, increasing traffic, and the volume of loads to which pavements are subjected are some of the agents that cause damage to wearing courses, even before they reach their design life [1]. Innovative technologies are currently being used to enhance and improve the strength and mechanical performance of bituminous mixes, incorporating industrial by-products that reduce carbon dioxide (CO<sub>2</sub>) emissions into the atmosphere [2,3]. In this context, the latest research focuses on studying the different components that make up the asphalt mixture, which is made up of stone aggregates (aggregates), filler and asphalt bitumen, including (in some cases) the use of additives. Together with the filler, the bitumen has a fundamental role in the system because

their union forms the asphalt mastic. The bitumen exhibits viscoelastic behaviour, which depends on several factors, such as the type and magnitude of applied loads, thermal susceptibility and thermoplasticity [4–6].

The filler is the material corresponding to the fine aggregate fraction smaller than 0.063 mm. This material increases the stiffness of the asphalt mastic, improving its adhesiveness and cohesion between the larger aggregates in the asphalt mixture [7,8]. The morphological and mineralogical properties of the fillers, together with the filler/bitumen (f/b) interaction mechanism, are some of the most important aspects to consider to increase the performance of asphalt mixture [9–11].

The filler conventionally used is limestone (L) due to its high compatibility with the asphalt bitumen. It improves the mechanical

\* Corresponding author at: Universidad de Cantabria GITECO Research Group, Av. Los Castros, 39005 Santander, Spain.  
E-mail address: [manuel.lagos@uach.cl](mailto:manuel.lagos@uach.cl) (M. Lagos-Varas).

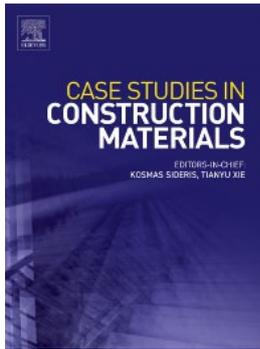
<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.127370>

Received 6 December 2021; Received in revised form 29 March 2022; Accepted 31 March 2022

Available online 6 April 2022

0950-0618/© 2022 Elsevier Ltd. All rights reserved.





CATEGORY  
ENGINEERING, CIVIL

12/181

JCR YEAR	JIF RANK	JIF QUARTILE	JIF PERCENTILE
2023	12/181	Q1	93.6

### Artículo 6

#### Rheological analyses of binders modified with triple combinations of Crumb-Rubber, Sasobit and Styrene-Butadiene-Styrene

DOI: <https://doi.org/10.1016/j.cscm.2023.e02235>

### Autores

Manuel Lagos-Varas ([0000-0001-6862-7991](https://orcid.org/0000-0001-6862-7991)), Diana Movilla-Quesada ([0000-0003-2779-8166](https://orcid.org/0000-0003-2779-8166)), A. C. Raposeiras ([0000-0003-2921-6449](https://orcid.org/0000-0003-2921-6449)), P. Monsalve-Cárcamo, Daniel Castro-Fresno ([0000-0001-5658-3901](https://orcid.org/0000-0001-5658-3901))

### Indicadores de Calidad

	2020	2021	2022	2023	2024	Promedio por año	Total
Web of Science	0	0	0	0	3	3	3
Scopus	0	0	0	1	4	2	4
Google Académico	0	0	0	1	3	2	2





Contents lists available at ScienceDirect

## Case Studies in Construction Materials

journal homepage: [www.elsevier.com/locate/cscm](http://www.elsevier.com/locate/cscm)

## Rheological analyses of binders modified with triple combinations of Crumb-Rubber, Sasobit and Styrene-Butadiene-Styrene

M. Lagos-Varas<sup>a,b</sup>, D. Movilla-Quesada<sup>c,\*</sup>, A.C. Raposeiras<sup>b,d</sup>,  
P. Monsalve-Cárcamo<sup>b</sup>, D. Castro-Fresno<sup>a</sup>

<sup>a</sup> Universidad de Cantabria GITECO Research Group, Av. Los Castros, 39005 Santander, Spain

<sup>b</sup> G12V Research Group, Institute of Civil Engineering, Faculty of Engineering Sciences, University Austral of Chile, Valdivia, Chile

<sup>c</sup> Departamento de Construcción y Agronomía, Escuela Politécnica Superior de Zamora, Universidad de Salamanca, 49029 Zamora, Spain

<sup>d</sup> Departamento de Ingeniería Mecánica, Escuela Politécnica Superior de Zamora, Universidad de Salamanca, 49029 Zamora, Spain

## ARTICLE INFO

## Keywords:

Asphalt  
Rheology  
Polymer modified bitumen  
Sasobit  
Dynamic Shear Rheometer

## ABSTRACT

The development of polymer-modified asphalt (PMA) has been a widely used technique by many researchers. Moreover, further modification of PMA binders has generated interest due to possible improvements in performance and cost. In this regard, Sasobit wax has been an alternative to reduce costs in Crumb-Rubber (CR) and Styrene-Butadiene-Styrene Copolymer (SBS) binders. However, there is little detail on the rheological behaviour of CR-SBS-Sasobit triple-modified samples for failure and damage resistance properties. Therefore, this study shows various properties of binders with triple modification of CR-SBS-Sasobit at different dosages. For this purpose, the development of single, double and triple modifications has been proposed to be tested by Multiple Stress Creep Recovery (MSCR) for permanent deformation. In the case of radial cracking and thermal cracking, it is evaluated by linear amplitude sweep test (LAS) and binder creep energy test (BYET). The results indicate that a CR-SBS combination in single or double addition achieves good thermal stability and behaviour. However, a higher elasticity is achieved in the case of a triple modification with CR-SBS-Sasobit. Specifically, Sasobit achieves 67% and 28% reduction in the cumulative deformation of MSCR for a variation of 40–80 °C, respectively. Concerning fatigue life ( $N_f$ ), it is shown that CR-SBS modifications do not always acquire higher  $N_f$  than single modifications. However, adding Sasobit in triple modifications increases these values, generating bitumen with higher strength. It is also shown that adding Sasobit is a viable modifier in yield, even increasing the yield energy ( $E_r$ ) for samples with equal CR-SBS and reducing the percentage of SBS in the sample.

### 1. Introduction

Bituminous pavements are designed to withstand traffic loads and weather events during their service life [1,2]. About 95% of the weight of a bituminous mixture comprises aggregates, while the remaining 5% comprises bituminous bitumen.

Additives such as polymers or waxes are used to improve the rheological properties of the bitumen [3]. Polymers allow the

\* Corresponding author.

E-mail addresses: [manuel.lagos@uach.cl](mailto:manuel.lagos@uach.cl) (M. Lagos-Varas), [dmovilla@usal.es](mailto:dmovilla@usal.es) (D. Movilla-Quesada), [araposeiras@usal.es](mailto:araposeiras@usal.es) (A.C. Raposeiras), [pamela.monsalve@alumnos.uach.cl](mailto:pamela.monsalve@alumnos.uach.cl) (P. Monsalve-Cárcamo), [dcastro@unican.es](mailto:dcastro@unican.es) (D. Castro-Fresno).

<https://doi.org/10.1016/j.cscm.2023.e02235>

Received 13 April 2023; Received in revised form 1 June 2023; Accepted 19 June 2023

Available online 21 June 2023

2214-5095/© 2023 The Authors. Published by Elsevier Ltd. This is an open access article under the CC BY-NC-ND license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/>).





sustainability

CATEGORY

ENVIRONMENTAL SCIENCES

159/358

JCR YEAR

2023

JIF RANK

159/358

JIF QUARTILE

Q2

JIF PERCENTILE

55.7



### Artículo 7

#### Experimental Study on Styrene–Butadiene–Styrene-Modified Binders and Fly Ash Micro-Filler Contributions for Implementation in Porous Asphalt Mixes

DOI: <https://doi.org/10.3390/su16031131>

### Autores

Manuel Lagos-Varas ([0000-0001-6862-7991](https://orcid.org/0000-0001-6862-7991)), Diana Movilla-Quesada ([0000-0003-2779-8166](https://orcid.org/0000-0003-2779-8166)), A. C. Raposeiras ([0000-0003-2921-6449](https://orcid.org/0000-0003-2921-6449)), Melany Villarroel, A. B. Ramos-Gavilán ([0000-0002-8429-9868](https://orcid.org/0000-0002-8429-9868)), Daniel Castro-Fresno ([0000-0001-5658-3901](https://orcid.org/0000-0001-5658-3901))

### Indicadores de Calidad

	2020	2021	2022	2023	2024	Promedio por año	Total
Web of Science	0	0	0	0	1	1	1
Scopus	0	0	0	0	1	1	1
Google Académico	0	0	0	0	1	1	1





Article

# Experimental Study on Styrene–Butadiene–Styrene-Modified Binders and Fly Ash Micro-Filler Contributions for Implementation in Porous Asphalt Mixes

Manuel Lagos-Varas <sup>1,2</sup>, Diana Movilla-Quesada <sup>3,\*</sup>, Aitor C. Raposeiras <sup>4</sup>, Melany Villarroel <sup>2</sup>, Ana B. Ramos-Gavilán <sup>4</sup> and Daniel Castro-Fresno <sup>1</sup>

- <sup>1</sup> GITECO Research Group, University of Cantabria, 39005 Santander, Spain; manuel.lagos@uach.cl (M.L.-V.); dcastro@unican.es (D.C.-F.)  
<sup>2</sup> Gi2V Research Group, Institute of Civil Engineering, University Austral of Chile, Valdivia 5090000, Chile; melany.villarroel@alumnos.uach.cl  
<sup>3</sup> Departamento de Construcción y Agronomía, Escuela Politécnica Superior de Zamora, Universidad de Salamanca, 49029 Zamora, Spain  
<sup>4</sup> Departamento de Ingeniería Mecánica, Escuela Politécnica Superior de Zamora, Universidad de Salamanca, 49029 Zamora, Spain; araposeiras@usal.es (A.C.R.); aramos@usal.es (A.B.R.-G.)  
 \* Correspondence: dmovilla@usal.es

**Abstract:** Styrene–butadiene–styrene copolymer (SBS) can be used to improve the mechanical and deformation properties of the binder used in its manufacture. However, the high cost of and variability in processing limit its performance. A secondary modifier to solve these problems is nano- and micromaterials that allow for the generation of unique properties in polymeric systems. Based on this, this study experimented with fly ash micro-filler ( $\mu$ FA) in low proportions as a binder modifier with SBS for use in PA mixes. The FA residue is considered in 3% and 5% dosages on a base binder with 5% SBS. Rheological results show that  $\mu$ FA improves classical, linear viscoelastic (LVE), and progressive damage properties compared with the modified binder. The PA blends with  $\mu$ FA reduce binder runoff, resulting in a thicker film, thus showing better abrasion resistance in dry and wet conditions. Samples with  $\mu$ FA increase the post-cracking energy in indirect tension due to higher ductility. However, they decrease the fracture energy due to higher cracking before failure. In addition,  $\mu$ FA manages to decrease the difference between dry and wet ITS.

**Keywords:** porous asphalt mixes; styrene–butadiene–styrene; fly ashes; bitumen; rheology



**Citation:** Lagos-Varas, M.; Movilla-Quesada, D.; Raposeiras, A.C.; Villarroel, M.; Ramos-Gavilán, A.B.; Castro-Fresno, D. Experimental Study on Styrene–Butadiene–Styrene-Modified Binders and Fly Ash Micro-Filler Contributions for Implementation in Porous Asphalt Mixes. *Sustainability* **2024**, *16*, 1131. <https://doi.org/10.3390/su16031131>

Academic Editor: Antonio D'Andrea

Received: 19 December 2023

Revised: 17 January 2024

Accepted: 19 January 2024

Published: 29 January 2024



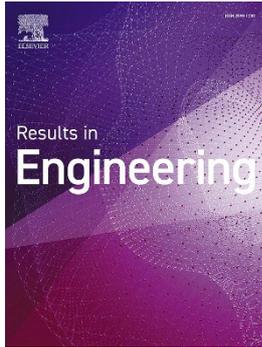
**Copyright:** © 2024 by the authors. Licensee MDPI, Basel, Switzerland. This article is an open access article distributed under the terms and conditions of the Creative Commons Attribution (CC BY) license (<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>).

## 1. Introduction

Porous asphalt (PA) is a type of flexible pavement used worldwide. Its unique properties allow for better safety, excellent slip resistance, lower noise, and greater comfort than other mixes [1]. PA mixes have an open grain size structure, allowing water to pass through air voids (AVs), generally greater than 20% [2]. This reduces the risk of water accumulation on the surface of the wearing course, thus contributing to stormwater management and reduced hydroplaning, among other advantages [3]. Despite achieving good permeability, PA mixes achieve lower mechanical resistance than other types of mixes due to the limited amount of fine aggregate, which generates significant problems in the pavement, such as segregation, short-long term ageing, and moisture damage [4]. Therefore, despite the benefits of PA, there are still challenges in the research on its correct implementation. One of the most addressed issues is the development of new modified binders for PA mixes. It has been shown that modified binders can contribute to failure prevention by improving mechanical properties and deformations.

The most used modifiers are polymers (elastomers and thermoplastics), waxes, and special additives [5]. Styrene–butadiene–styrene copolymer (SBS) is the modifier that has





CATEGORY

ENGINEERING, MULTIDISCIPLINARY

10/179

JCR YEAR    JIF RANK    JIF QUARTILE    JIF PERCENTILE

2023    10/179    Q1    94.7



## Artículo 8

**[Rheological behaviour of modified binders for different loading conditions and temperatures: A case of using pig tallow and crumb rubber from end-of-life tyres](#)**

**DOI:** <https://doi.org/10.1016/j.rineng.2024.102570>

## Autores

Manuel Lagos-Varas ([0000-0001-6862-7991](#)), Diana Movilla-Quesada ([0000-0003-2779-8166](#)), AC Raposeiras ([0000-0003-2921-6449](#)), Daniel Castro-Fresno ([0000-0001-5658-3901](#))

## Indicadores de Calidad

	2020	2021	2022	2023	2024	Promedio por año	Total
Web of Science	0	0	0	0	0	0	0
Scopus	0	0	0	0	0	0	0
Google Académico	0	0	0	0	0	0	0



Results in Engineering 23 (2024) 102570



Contents lists available at ScienceDirect

Results in Engineering

journal homepage: [www.sciencedirect.com/journal/results-in-engineering](http://www.sciencedirect.com/journal/results-in-engineering)

## Rheological behaviour of modified binders for different loading conditions and temperatures: A case of using pig tallow and crumb rubber from end-of-life tyres

M. Lagos-Varas<sup>a,b</sup>, D. Movilla-Quesada<sup>c,\*</sup>, A.C. Raposeiras<sup>d,b</sup>, D. Castro-Fresno<sup>a</sup><sup>a</sup> GITECO Research Group, University of Cantabria, Av. Los Castros, 39005, Santander, Spain<sup>b</sup> G<sup>2</sup>V Research Group, Institute of Civil Engineering, Faculty of Engineering Sciences, University Austral of Chile, Valdivia, Chile<sup>c</sup> Departamento de Construcción y Agronomía, Escuela Politécnica Superior de Zamora, Universidad de Salamanca, 49029, Zamora, Spain<sup>d</sup> Departamento de Ingeniería Mecánica, Escuela Politécnica Superior de Zamora, Universidad de Salamanca, 49029, Zamora, Spain

### ARTICLE INFO

**Keywords:**  
Pig tallow  
End-of-life tyres  
Styrene-butadiene-styrene  
Rheology  
Dynamic Shear Rheometer

### ABSTRACT

This study investigates alternatives to Styrene-Butadiene-Styrene (SBS) polymer in asphalt mixtures by evaluating End-Of-Life tyre (ELT) crumb rubber (CR) and fatty acid amide wax (FAA) derived from pig tallow. The research focuses on triple modification of binders with SBS, ELT and FAA to improve performance and reuse waste and industrial by-products in an economical and environmentally responsible manner. The results show that the incorporation of ELT and FAA significantly reduces the SBS content, achieving a 73 % improvement in elastic performance according to Multiple Stress Creep Recovery (MSCR) tests. In addition, this combination improves peak stress and fatigue life in Linear Amplitude Sweep (LAS) tests, demonstrating potential benefits in asphalt mixtures. The study concludes that the combination of pig tallow and end-of-life tyre materials doubles the yield energy (Yield Energy of Asphalt Binders, BYET) compared to samples with higher SBS content. In particular, a modification with 6 % CR, 3 % SBS and 2 % FAA doubles the toughness (Er) of a binder with 5 % SBS. This contributes to higher tensile strength in asphalt mixtures, promoting sustainability and efficiency in the road construction industry. This study provides a deeper understanding of how the combination of ELT, FAA and SBS can optimize the properties of asphalt mixtures, highlighting the potential of these additives to improve performance, reduce costs and minimize environmental impact.

### 1. Introduction

Bituminous binder is an organic product derived from petroleum, susceptible to aging due to its viscoelastic capacity when subjected to various external stresses [1]. This characteristic means that pavement is affected by factors such as sunlight, water [2], heat, oxygen, and other elements that cause the deterioration of the bituminous layer [3].

In recent decades, the characterization of bituminous binders has been crucial in designing bituminous mixes, using the Superpave method and determining the PG (Performance Grade) or Useful Temperature Range for each binder, allowing for classification according to the climatic zone where they will be applied [4–6]. Studies on bituminous binders show a clear trend towards understanding failures such as cracking, fatigue life, rutting, and workability. Therefore, the fundamental properties for evaluating bituminous binders are rheological

capacities, such as stiffness modulus, elasticity, brittleness, durability, and resistance to accumulated damage [7,8].

The characterization of bituminous binders has been carried out using classic rheological property methods, such as softening point, penetration, viscosity, and ductility. However, new tests have recently been included that allow for more detailed analysis, such as the complex modulus or stiffness  $|G^*|$  and phase angle  $\delta$ , which allow the study of binders in a range of linear viscoelasticity [9,10]. Additionally, in recent years, new tests have been developed that subject binder samples to continuous damage, achieving a more precise design in terms of permanent deformations and/or fatigue. These tests analyze viscoelastic samples in cyclic phenomena with samples aged in the short and long term, among others [11,12].

With technological advances in bituminous binder characterization methodologies, new modifier materials have also been developed to

\* Corresponding author. Departamento de Construcción y Agronomía, Escuela Politécnica Superior de Zamora, Universidad de Salamanca, 49029, Zamora, Spain.  
E-mail address: [dmovilla@usal.es](mailto:dmovilla@usal.es) (D. Movilla-Quesada).

<https://doi.org/10.1016/j.rineng.2024.102570>

Received 16 April 2024; Received in revised form 20 June 2024; Accepted 14 July 2024

Available online 27 July 2024

2590-1230/© 2024 The Authors. Published by Elsevier B.V. This is an open access article under the CC BY-NC-ND license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/>).



## **BIBLIOGRAFÍA**



**Bibliografía**

- [1] M. Lagos-Varas, D. Movilla-Quesada, J.P. Arenas, A.C. Raposeiras, D. Castro-Fresno, M.A. Calzada-Pérez, A. Vega-Zamanillo, J. Maturana, Study of the mechanical behavior of asphalt mixtures using fractional rheology to model their viscoelasticity, *Constr Build Mater* 200 (2019). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.12.073>.
- [2] G. Liu, T. Yang, J. Li, Y. Jia, Y. Zhao, J. Zhang, Effects of aging on rheological properties of asphalt materials and asphalt-filler interaction ability, *Constr Build Mater* 168 (2018) 501–511. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.02.171>.
- [3] M. Lagos-Varas, D. Movilla-Quesada, A.C. Raposeiras, D. Castro-Fresno, O. Muñoz-Cáceres, V.C. Andrés-Valeri, M.A. Rodríguez-Esteban, Viscoelasticity modelling of asphalt mastics under permanent deformation through the use of fractional calculus, *Constr Build Mater* 329 (2022) 127102. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.127102>.
- [4] F. Russo, R. Veropalumbo, L. Pontoni, C. Oreto, S.A. Biancardo, N. Viscione, F. Pirozzi, M. Race, Sustainable asphalt mastics made up recycling waste as filler, *J Environ Manage* 301 (2022). <https://doi.org/10.1016/j.jenvman.2021.113826>.
- [5] M. Lagos-varas, D. Movilla-quesada, A.C. Raposeiras, J.P. Arenas, M.A. Calzada-pérez, Influence of limestone filler on the rheological properties of bituminous mastics through susceptibility master curves, *Constr Build Mater* 231 (2020) 117126. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117126>.
- [6] M. Baqersad, H. Ali, Rheological and chemical characteristics of asphalt binders recycled using different recycling agents, *Constr Build Mater* 228 (2019) 116738. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.116738>.
- [7] D. Movilla-Quesada, Á. Vega-Zamanillo, M.Á. Calzada-Pérez, D. Castro-Fresno, Evaluation of water effect on bituminous mastics with different contribution fillers and binders, *Constr Build Mater* 29 (2012) 339–347. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2011.08.093>.
- [8] R. Miró, A.H. Martínez, F.E. Pérez-Jiménez, R. Botella, A. Álvarez, Effect of filler nature and content on the bituminous mastic behaviour under cyclic loads, *Constr Build Mater* 132 (2017) 33–42.
- [9] M. Saltan, S. Terzi, S. Karahancer, Examination of hot mix asphalt and binder performance modified with nano silica, *Constr Build Mater* 156 (2017) 976–984. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.09.069>.
- [10] X. Zhu, Y. Yuan, L. Li, Y. Du, F. Li, Identification of interfacial transition zone in asphalt concrete based on nano-scale metrology techniques, *Mater Des* 129 (2017) 91–102. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.matdes.2017.05.015>.
- [11] M. Guo, A. Motamed, Y. Tan, A. Bhasin, Investigating the interaction between asphalt binder and fresh and simulated RAP aggregate, *Mater Des* 105 (2016) 25–33. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.matdes.2016.04.102>.
- [12] P. Hajikarimi, F. [Moghadas Nejad], A. Khodaii, E.H. Fini, Introducing a stress-dependent fractional nonlinear viscoelastic model for modified asphalt binders, *Constr Build Mater* 183 (2018) 102–113. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.06.166>.
- [13] F. Xiao, S. Yao, J. Wang, X. Li, S. Amirkhanian, A literature review on cold recycling technology of asphalt pavement, *Constr Build Mater* 180 (2018) 579–604. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.06.006>.
- [14] M. Zaumanis, L.D. Poulidakos, M.N. Partl, Performance-based design of asphalt mixtures and review of key parameters, *Mater Des* 141 (2018) 185–201. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.matdes.2017.12.035>.
- [15] J. Chen, T.J. Wang, C. Lee, Evaluation of a highly-modified asphalt binder for field performance, *Constr Build Mater* 171 (2018) 539–545. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.03.188>.

- [16] D. Movilla-Quesada, A.C. Raposeiras, L.T. Silva-Klein, P. Lastra-González, D. Castro-Fresno, Use of plastic scrap in asphalt mixtures added by dry method as a partial substitute for bitumen, *Waste Management* 87 (2019) 751–760.
- [17] B. Singh, P. Kumar, Viscoelastic and morphological evaluation of aged polymer modified asphalt binders, *International Journal of Civil Engineering* 18 (2020) 1077–1096.
- [18] X. Xu, J. Yu, L. Xue, B. He, W. Du, H. Zhang, Y. Li, Effect of reactive rejuvenating system on physical properties and rheological characteristics of aged SBS modified bitumen, *Constr Build Mater* 176 (2018) 35–42.
- [19] P. Pokorski, P. Radziszewski, M. Sarnowski, Rheological properties of asphalt mixtures for bridge pavements, *Procedia Eng* 111 (2015) 637–644. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2015.07.060>.
- [20] Y. Kang, M. Song, L. Pu, T. Liu, Rheological behaviors of epoxy asphalt binder in comparison of base asphalt binder and SBS modified asphalt binder, *Constr Build Mater* 76 (2015) 343–350. <https://doi.org/10.1016/J.CONBUILDMAT.2014.12.020>.
- [21] P. Liang, M. Liang, W. Fan, Y. Zhang, C. Qian, S. Ren, Improving thermo-rheological behavior and compatibility of SBR modified asphalt by addition of polyphosphoric acid (PPA), *Constr Build Mater* 139 (2017) 183–192. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.02.065>.
- [22] O. Xu, P.R. Rangaraju, S. Wang, F. Xiao, Comparison of rheological properties and hot storage characteristics of asphalt binders modified with devulcanized ground tire rubber and other modifiers, *Constr Build Mater* 154 (2017) 841–848. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.07.221>.
- [23] A.Y. Yadykova, S.O. Ilyin, Bitumen improvement with bio-oil and natural or organomodified montmorillonite: Structure, rheology, and adhesion of composite asphalt binders, *Constr Build Mater* 364 (2023) 129919. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.129919>.
- [24] R. Gallu, F. Méchin, F. Dalmas, J.-F. Gérard, R. Perrin, F. Loup, Rheology-morphology relationships of new polymer-modified bitumen based on thermoplastic polyurethanes (TPU), *Constr Build Mater* 259 (2020) 120404. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.120404>.
- [25] M. Lagos-Varas, D. Movilla-Quesada, A.C. Raposeiras, P. Monsalve-Cárcamo, D. Castro-Fresno, Rheological analyses of binders modified with triple combinations of Crumb-Rubber, Sasobit and Styrene-Butadiene-Styrene, *Case Studies in Construction Materials* 19 (2023). <https://doi.org/10.1016/j.cscm.2023.e02235>.
- [26] D. Corassa Garcia, A. Leandro Faxina, E. Denner Leonel, A tool based on the linear elastic fracture mechanics to analyze the outputs of the linear amplitude sweep (LAS) test, *Constr Build Mater* 264 (2020). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.120255>.
- [27] M. Sabouri, D. Mirzaeian, A. Moniri, Effectiveness of Linear Amplitude Sweep (LAS) asphalt binder test in predicting asphalt mixtures fatigue performance, *Constr Build Mater* 171 (2018) 281–290. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.03.146>.
- [28] Y. Sun, B. Lv, H. Gong, H. Xu, W. Wang, B. Xu, J. Chen, Approach for accurately characterizing nonlinear viscoelastic and nonrecoverable properties of asphalt binders based on MSCR test, *Constr Build Mater* 403 (2023) 133098. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.133098>.
- [29] H. Liu, W. Zeiada, G.G. Al-Khateeb, A. Shanableh, M. Samarai, Use of the multiple stress creep recovery (MSCR) test to characterize the rutting potential of asphalt binders: A literature review, *Constr Build Mater* 269 (2021) 121320. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.121320>.
- [30] M. Gajewski, W. Bańkowski, B. Gajewska, D. Sybilski, R. Horodecka, Estimation of asphalt binders' resistance to permanent deformation with application of the MSCR and multiple shear creep long recovery (MSCLR) tests, *Constr Build Mater* 284 (2021) 122808. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.122808>.

- [31] P.K. Ashish, D. Singh, Effect of Carbon Nano Tube on performance of asphalt binder under creep-recovery and sustained loading conditions, *Constr Build Mater* 215 (2019) 523–543. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.04.199>.
- [32] R.L.P. D, H. Liu, P.D. Candidate, Y.Z.P. D, Characterization of linear viscoelastic , nonlinear viscoelastic and damage stages of asphalt mixtures, *Constr Build Mater* 125 (2016) 72–80. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.08.039>.
- [33] Y. Lei, H. Wang, X. Chen, X. Yang, Z. You, S. Dong, J. Gao, Shear property , high-temperature rheological performance and low-temperature flexibility of asphalt mastics modified with bio-oil, *Constr Build Mater* 174 (2018) 30–37. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.04.094>.
- [34] P. Li, X. Jiang, K. Guo, Y. Xue, H. Dong, Analysis of viscoelastic response and creep deformation mechanism of asphalt mixture, *Constr Build Mater* 171 (2018) 22–32. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.03.104>.
- [35] R. Micaelo, A. Pereira, L. Quaresma, M.T. Cidade, Fatigue resistance of asphalt binders: Assessment of the analysis methods in strain-controlled tests, *Constr Build Mater* 98 (2015) 703–712. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.08.070>.
- [36] Y. Wang, C. Wang, H. Bahia, Comparison of the fatigue failure behaviour for asphalt binder using both cyclic and monotonic loading modes, *Constr Build Mater* 151 (2017) 767–774. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.06.144>.
- [37] C. Hintz, H. Bahia, Simplification of linear amplitude sweep test and specification parameter, *Transp Res Rec* (2013) 10–16. <https://doi.org/10.3141/2370-02>.
- [38] H. Chen, Y. Zhang, H.U. Bahia, Estimating asphalt binder fatigue at multiple temperatures using a simplified pseudo-strain energy analysis approach in the LAS test, *Constr Build Mater* 266 (2021). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.120911>.
- [39] X. Li, A. Sha, W. Jiao, R. Song, Y. Cao, C. Li, Z. Liu, Fractional derivative Burgers models describing dynamic viscoelastic properties of asphalt binders, *Constr Build Mater* 408 (2023) 133552. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.133552>.
- [40] M. Lagos-Varas, D. Movilla-Quesada, A.C. Raposeiras, M. Villarroel, A.B. Ramos-Gavilán, D. Castro-Fresno, Experimental Study on Styrene–Butadiene–Styrene-Modified Binders and Fly Ash Micro-Filler Contributions for Implementation in Porous Asphalt Mixes, *Sustainability* 16 (2024). <https://doi.org/10.3390/su16031131>.
- [41] P. Ahmedzade, K. Demirelli, T. Günay, F. Biryhan, O. Alqudah, Effects of Waste Polypropylene Additive on the Properties of Bituminous Binder, *Procedia Manuf* 2 (2015) 165–170. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2015.07.029>.
- [42] A. Schaur, S.H. Unterberger, R. Lackner, Impact of molecular structure of PP on thermo-rheological properties of polymer-modified bitumen, *Constr Build Mater* 287 (2021) 122981. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.122981>.
- [43] Y. Yildirim, Polymer modified asphalt binders, *Constr Build Mater* 21 (2007) 66–72. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2005.07.007>.
- [44] P. Lin, W. Huang, Y. Li, N. Tang, F. Xiao, Investigation of influence factors on low temperature properties of SBS modified asphalt, *Constr Build Mater* 154 (2017) 609–622. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.06.118>.
- [45] L. Medina, M. Muniz De Farias, C. Recarey, Rheological and mechanical evaluation of a polymer modified asphalt binder, Santiago, 2020. <https://doi.org/http://dx.doi.org/10.4067/S0718-50732020000200170>.
- [46] M. Liang, P. Liang, W. Fan, C. Qian, X. Xin, J. Shi, G. Nan, Thermo-rheological behavior and compatibility of modified asphalt with various styrene–butadiene structures in SBS copolymers, *Mater Des* 88 (2015) 177–185. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.matdes.2015.09.002>.
- [47] E. Baskent Aydemir, M.H. Ozkul, Investigation of effect of bitumen chemical composition, elastomeric polymer and paraffin wax additives on the properties of

- bitumen by using response surface method, *Constr Build Mater* 234 (2020) 117414. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117414>.
- [48] G.D. Airey, Rheological properties of styrene butadiene styrene polymer modified road bitumens☆, *Fuel* 82 (2003) 1709–1719. [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0016-2361\(03\)00146-7](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0016-2361(03)00146-7).
- [49] R. Fernández-Ruiz, K.E.J. Friedrich, M.J. Redrejo, R. Pérez-Aparicio, L. Saiz-Rodríguez, Quantification of recycled rubber content of end-of-life tyres in asphalt bitumen by total-reflection X-ray fluorescence spectrometry, *Spectrochim Acta Part B At Spectrosc* 166 (2020). <https://doi.org/10.1016/j.sab.2020.105803>.
- [50] T.Q. Tran, B. Skariah Thomas, W. Zhang, B. Ji, S. Li, A.S. Brand, A comprehensive review on treatment methods for end-of-life tire rubber used for rubberized cementitious materials, *Constr Build Mater* 359 (2022). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.129365>.
- [51] H. Wang, X. Liu, H. Zhang, P. Apostolidis, S. Erkens, A. Skarpas, Micromechanical modelling of complex shear modulus of crumb rubber modified bitumen, *Mater Des* 188 (2020) 108467. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.matdes.2019.108467>.
- [52] M. Jamal, F. Giustozzi, Low-content crumb rubber modified bitumen for improving Australian local roads condition, *J Clean Prod* 271 (2020) 122484. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2020.122484>.
- [53] G.D. Airey, Rheological evaluation of ethylene vinyl acetate polymer modified bitumens, *Constr Build Mater* 16 (2002) 473–487.
- [54] L.P. Thives, J.C. Pais, P.A.A. Pereira, G. Trichês, S.R. Amorim, Assessment of the digestion time of asphalt rubber binder based on microscopy analysis, *Constr Build Mater* 47 (2013) 431–440. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.05.087>.
- [55] V.T. Gopal, P.E. Sebaaly, J. Epps, Effect of Crumb Rubber Particle Size and Content On The Low Temperature Rheological Properties of Binders, 2002.
- [56] F. Xiao, S.N. Amirkhanian, J. Shen, B. Putman, Influences of crumb rubber size and type on reclaimed asphalt pavement (RAP) mixtures, *Constr Build Mater* 23 (2009) 1028–1034. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2008.05.002>.
- [57] G. Polacco, S. Filippi, M. Paci, F. Giuliani, F. Merusi, Structural and rheological characterization of wax modified bitumens, *Fuel* 95 (2012) 407–416. <https://doi.org/10.1016/j.fuel.2011.10.006>.
- [58] O.-V. Laukkanen, H. Soenen, Rheological characterization of wax modified bituminous binders: Effect of specimen preparation and thermal history, *Constr Build Mater* 95 (2015) 269–278. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.07.065>.
- [59] Y. Tasdemir, High temperature properties of wax modified binders and asphalt mixtures, *Constr Build Mater* 23 (2009) 3220–3224. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2009.06.010>.
- [60] M. Yue, J. Yue, R. Wang, Y. Xiong, Evaluating the fatigue characteristics and healing potential of asphalt binder modified with Sasobit® and polymers using linear amplitude sweep test, *Constr Build Mater* 289 (2021). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.123054>.
- [61] Z. Chen, H. Zhang, H. Duan, C. Shi, Improvement of thermal and optical responses of short-term aged thermochromic asphalt binder by warm-mix asphalt technology, *J Clean Prod* 279 (2021) 123675. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2020.123675>.
- [62] M.O. Hamzah, A. Jamshidi, Z. Shahadan, Evaluation of the potential of Sasobit® to reduce required heat energy and CO2 emission in the asphalt industry, *J Clean Prod* 18 (2010) 1859–1865. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2010.08.002>.
- [63] J. Gao, K. Yan, W. He, S. Yang, L. You, High temperature performance of asphalt modified with Sasobit and Deurex, *Constr Build Mater* 164 (2018) 783–791. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.12.164>.

- [64] G.D. Singh, V.K. Sharma, B. Sangma, R. Kumar, K. Senthil, A.P. Singh, Experimental study on bituminous concrete pavement using low density polyethylene and sasobit, *Mater Today Proc* 52 (2022) 2109–2114. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2021.12.387>.
- [65] H. Liu, Z. Zhang, J. Xie, Z. Gui, N. Li, Y. Xu, Analysis of OMMT strengthened UV aging-resistance of Sasobit/SBS modified asphalt: Its preparation, characterization and mechanism, *J Clean Prod* 315 (2021). <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2021.128139>.
- [66] A. Almeida, S. Capitão, C. Estanqueiro, L. Picado-Santos, Possibility of incorporating waste plastic film flakes into warm-mix asphalt as a bitumen extender, *Constr Build Mater* 291 (2021). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.123384>.
- [67] M. Yue, J. Yue, R. Wang, Y. Xiong, Evaluating the fatigue characteristics and healing potential of asphalt binder modified with Sasobit® and polymers using linear amplitude sweep test, *Constr Build Mater* 289 (2021). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.123054>.
- [68] J. Gong, X. Han, W. Su, Z. Xi, J. Cai, Q. Wang, J. Li, H. Xie, Laboratory evaluation of warm-mix epoxy SBS modified asphalt binders containing Sasobit, *Journal of Building Engineering* 32 (2020). <https://doi.org/10.1016/j.jobbe.2020.101550>.
- [69] Y. Erkuş, B.V. Kök, M. Yilmaz, Evaluation of performance and productivity of bitumen modified by three different additives, *Constr Build Mater* 261 (2020). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.120553>.
- [70] B.V. Kök, M. Yilmaz, M. Akpolat, Evaluation of the conventional and rheological properties of SBS + Sasobit modified binder, *Constr Build Mater* 63 (2014) 174–179. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2014.04.015>.
- [71] A.M. Rodríguez-Alloza, J. Gallego, I. Pérez, Study of the effect of four warm mix asphalt additives on bitumen modified with 15% crumb rubber, *Constr Build Mater* 43 (2013) 300–308. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.02.025>.
- [72] K.Z. Yan, H. bin Xu, H.L. Zhang, Effect of mineral filler on properties of warm asphalt mastic containing Sasobit, *Constr Build Mater* 48 (2013) 622–627. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.07.085>.
- [73] A. V Kataware, D. Singh, Evaluating effectiveness of WMA additives for SBS modified binder based on viscosity, Superpave PG, rutting and fatigue performance, *Constr Build Mater* 146 (2017) 436–444. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.04.043>.
- [74] Y. Zhang, Q. Song, Q. Lv, H. Wang, Influence of different polyethylene wax additives on the performance of modified asphalt binders and mixtures, *Constr Build Mater* 302 (2021). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.124115>.
- [75] S.L. Fanalli, B.P.M. da Silva, B. Petry, M.H.A. Santana, G.H.G. Polizel, R.C. Antunes, V. V de Almeida, G.C.M. Moreira, A. Luchiaro Filho, L. L Coutinho, J. CC Balieiro, J. M Reecy, J. Koltes, D. Koltes, A. SM Cesar, Dietary fatty acids applied to pig production and their relation to the biological processes: A review, *Livest Sci* 265 (2022) 105092. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.livsci.2022.105092>.
- [76] P. Renken, S. Büchler, A.C. Falchetto, D. Wang, M.P. Wistuba, Warm mix asphalt-a German case study, in: *Asphalt Paving Technology: Association of Asphalt Paving Technologists-Proceedings of the Technical Sessions*, Association of Asphalt Paving Technologist, 2018: pp. 685–714. <https://doi.org/10.12783/aapt2018/33821>.
- [77] R. Khedkar, K. Singh, Food Industry Waste: A Panacea or Pollution Hazard?, in: T. Jindal (Ed.), *Paradigms in Pollution Prevention*, Springer International Publishing, Cham, 2018: pp. 35–47. [https://doi.org/10.1007/978-3-319-58415-7\\_3](https://doi.org/10.1007/978-3-319-58415-7_3).
- [78] G. Lazaroiu, C. Pană, L. Mihaescu, A. Cernat, N. Negurescu, R. Mocanu, G. Negreanu, Solutions for energy recovery of animal waste from leather industry, *Energy Convers Manag* 149 (2017) 1085–1095. <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2017.06.042>.
- [79] Á. Vega-Zamanillo, P. Lastra-González, M.A. Calzada-Pérez, D. Castro-Fresno, E. Teijón-López-Zuazo, Bituminous mixtures with low percentage of natural aggregates

- and rubber modified bitumen with wax, in: *Transportation Research Procedia*, Elsevier B.V., 2018: pp. 91–98. <https://doi.org/10.1016/j.trpro.2018.10.080>.
- [80] P. Lastra-González, M. Calzada-Pérez, D. Castro-Fresno, Á. Vega-Zamanillo, I. Indacochea-Vega, Porous asphalt mixture with alternative aggregates and crumb-rubber modified binder at reduced temperature, *Constr Build Mater* 150 (2017) 260–267. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.06.008>.
- [81] A. Arabzadeh, H. Ceylan, S. Kim, A. Sassani, K. Gopalakrishnan, M. Mina, Electrically-conductive asphalt mastic: Temperature dependence and heating efficiency, *Mater Des* 157 (2018) 303–313. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.matdes.2018.07.059>.
- [82] A. Behnood, J. Olek, Stress-dependent behavior and rutting resistance of modified asphalt binders: An MSCR approach, *Constr Build Mater* 157 (2017) 635–646. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.09.138>.
- [83] L. Zhang, C. Xing, F. Gao, T. shuai Li, Y. qiu Tan, Using DSR and MSCR tests to characterize high temperature performance of different rubber modified asphalt, *Constr Build Mater* 127 (2016) 466–474. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.10.010>.
- [84] C. Wang, Y. Sun, Z. Ren, Toward to a viscoelastic fatigue and fracture model for asphalt binder under cyclic loading, *Int J Fatigue* 168 (2023) 107479. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2022.107479>.
- [85] D. Rys, C. Szydlowski, Consideration of pseudo strain energy in determination of fatigue life and microdamage healing of asphalt mastics, *Int J Fatigue* 181 (2024) 108164. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2024.108164>.
- [86] H. Li, X. Luo, Y. Zhang, Z. Leng, Viscoelastic fracture mechanics-based fatigue life model in asphalt-filler composite system, *Eng Fract Mech* 292 (2023) 109589. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2023.109589>.
- [87] X. Zhu, X. Wang, Y. Yu, Micromechanical creep models for asphalt-based multi-phase particle-reinforced composites with viscoelastic imperfect interface, *Int J Eng Sci* 76 (2014) 34–46. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.ijengsci.2013.11.011>.
- [88] D. Movilla-Quesada, Á. Vega-Zamanillo, M.Á. Calzada-Pérez, D. Castro-Fresno, Evaluation of water effect on bituminous mastics with different contribution fillers and binders, *Constr Build Mater* 29 (2012) 339–347. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2011.08.093>.
- [89] J. Wang, M. Guo, Y. Tan, Study on application of cement substituting mineral fillers in asphalt mixture, *International Journal of Transportation Science and Technology* 7 (2018) 189–198. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.ijst.2018.06.002>.
- [90] Y. Li, S. Liu, Z. Xue, W. Cao, Experimental research on combined effects of flame retardant and warm mixture asphalt additive on asphalt binders and bituminous mixtures, *Constr Build Mater* 54 (2014) 533–540. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.12.058>.
- [91] C.V. Phan, H. Di Benedetto, C. Sauzéat, D. Lesueur, S. Pouget, Influence of hydrated lime on linear viscoelastic properties of bituminous mastics, *Mech Time Depend Mater* 24 (2020) 25–40. <https://doi.org/10.1007/s11043-018-09404-x>.
- [92] D. Lesueur, D.N. Little, Effect of Hydrated Lime on Rheology, Fracture, and Aging of Bitumen, *Transp Res Rec* 1661 (1999) 93–105. <https://doi.org/10.3141/1661-14>.
- [93] É. Lachance-Tremblay, D. Perraton, M. Vaillancourt, H. Di Benedetto, Effect of hydrated lime on linear viscoelastic properties of asphalt mixtures with glass aggregates subjected to freeze-thaw cycles, *Constr Build Mater* 184 (2018) 58–67. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.06.130>.
- [94] J. Yin, W. Wu, Utilization of waste nylon wire in stone matrix asphalt mixtures, *Waste Management* 78 (2018) 948–954.
- [95] M.F. Azizian, P.O. Nelson, P. Thayumanavan, K.J. Williamson, Environmental impact of highway construction and repair materials on surface and ground waters: Case study. Crumb rubber asphalt concrete, *Waste Management* 23 (2003) 719–728. [https://doi.org/10.1016/S0956-053X\(03\)00024-2](https://doi.org/10.1016/S0956-053X(03)00024-2).

- [96] J.M. Terrones-Saeta, J. Suárez-Macías, F.J. Iglesias-Godino, F.A. Corpas-Iglesias, Evaluation of the Use of Electric Arc Furnace Slag and Ladle Furnace Slag in Stone Mastic Asphalt Mixes with Discarded Cellulose Fibers from the Papermaking Industry, *Metals (Basel)* 10 (2020) 1548.
- [97] F. Maghool, A. Arulrajah, Y.-J. Du, S. Horpibulsuk, A. Chinkulkijniwat, Environmental impacts of utilizing waste steel slag aggregates as recycled road construction materials, *Clean Technol Environ Policy* 19 (2017) 949–958.  
<https://doi.org/10.1007/s10098-016-1289-6>.
- [98] A. Wozuk, L. Bandura, W. Franus, Fly ash as low cost and environmentally friendly filler and its effect on the properties of mix asphalt, *J Clean Prod* 235 (2019) 493–502.  
<https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2019.06.353>.
- [99] R. Mistry, T.K. Roy, Effect of using fly ash as alternative filler in hot mix asphalt, *Perspect Sci (Neth)* 8 (2016) 307–309.  
<https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.pisc.2016.04.061>.
- [100] F. Li, Y. Yang, L. Wang, Evaluation of physicochemical interaction between asphalt binder and mineral filler through interfacial adsorbed film thickness, *Constr Build Mater* 252 (2020) 119135.  
<https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.119135>.
- [101] E. Bocci, Use of ladle furnace slag as filler in hot asphalt mixtures, *Constr Build Mater* 161 (2018) 156–164.
- [102] B. Xu, Y. Yi, Use of ladle furnace slag containing heavy metals as a binding material in civil engineering, *Science of The Total Environment* 705 (2020) 135854.
- [103] Y. Jiang, T.-C. Ling, C. Shi, S.-Y. Pan, Characteristics of steel slags and their use in cement and concrete—A review, *Resour Conserv Recycl* 136 (2018) 187–197.
- [104] M. Skaf, V. Ortega-López, J.A. Fuente-Alonso, A. Santamaría, J.M. Manso, Ladle furnace slag in asphalt mixes, *Constr Build Mater* 122 (2016) 488–495.
- [105] J.M. Montenegro-Cooper, M. Celemín-Matachana, J. Cañizal, J.J. González, Study of the expansive behavior of ladle furnace slag and its mixture with low quality natural soils, *Constr Build Mater* 203 (2019) 201–209.
- [106] S. Choi, J.-M. Kim, D. Han, J.-H. Kim, Hydration properties of ladle furnace slag powder rapidly cooled by air, *Constr Build Mater* 113 (2016) 682–690.
- [107] M. Pasetto, A. Baliello, E. Pasquini, M. Skaf, V. Ortega-López, Performance-based characterization of bituminous mortars prepared with ladle furnace steel slag, *Sustainability* 12 (2020) 1777.
- [108] K.K. Sideris, C. Tassos, A. Chatzopoulos, P. Manita, Mechanical characteristics and durability of self compacting concretes produced with ladle furnace slag, *Constr Build Mater* 170 (2018) 660–667.
- [109] J.M. Manso, V. Ortega-López, J.A. Polanco, J. Setién, The use of ladle furnace slag in soil stabilization, *Constr Build Mater* 40 (2013) 126–134.
- [110] A.S.-G. Vilaplana, V.J. Ferreira, A.M. Lopez-Sabiron, A. Aranda-Uson, C. Lausín-González, C. Berganza-Conde, G. Ferreira, Utilization of Ladle Furnace slag from a steelwork for laboratory scale production of Portland cement, *Constr Build Mater* 94 (2015) 837–843.
- [111] A.E. Hidalgo, F. Moreno-Navarro, R. Tauste, M.C. Rubio-Gámez, The Influence of Reclaimed Asphalt Pavement on the Mechanical Performance of Bituminous Mixtures. An Analysis at the Mortar Scale, *Sustainability* 12 (2020).  
<https://doi.org/10.3390/su12208343>.
- [112] C. Li, Z. Chen, S. Wu, B. Li, J. Xie, Y. Xiao, Effects of steel slag fillers on the rheological properties of asphalt mastic, *Constr Build Mater* 145 (2017) 383–391.
- [113] J. Huang, K. Yan, M. Wang, K. Shi, Y. Li, Y. Zhang, Performance evaluation of SBS-modified asphalt mixtures incorporating waste tire rubber and HDPE, *Constr Build Mater* 430 (2024) 136423.  
<https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2024.136423>.

- [114] H. Özen, Rutting evaluation of hydrated lime and SBS modified asphalt mixtures for laboratory and field compacted samples, *Constr Build Mater* 25 (2011) 756–765. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2010.07.010>.
- [115] T.W. Kim, J. Baek, H.J. Lee, J.Y. Choi, Fatigue performance evaluation of SBS modified mastic asphalt mixtures, *Constr Build Mater* 48 (2013) 908–916. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.07.100>.
- [116] Z. Sun, J. Chen, S. Liu, J. Qian, R. Huang, Evaluation of the performance of SBS/CR composite-modified deicing asphalt mixture prepared for ultra-thin wearing course, *Constr Build Mater* 416 (2024) 135085. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2024.135085>.
- [117] H. Wang, Y. Huang, K. Jin, Z. Zhou, Properties and mechanism of SBS/crumb rubber composite high viscosity modified asphalt, *J Clean Prod* 378 (2022) 134534. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2022.134534>.
- [118] A.L. Manfro, J.V. Staub de Melo, J.A. Villena Del Carpio, W.B. Broering, Permanent deformation performance under moisture effect of an asphalt mixture modified by calcium carbonate nanoparticles, *Constr Build Mater* 342 (2022) 128087. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.128087>.
- [119] J.A. Guzmán-Torres, L.A. Morales-Rosales, I. Algreto-Badillo, G. Tinoco-Guerrero, M. Lobato-Báez, J.O. Melchor-Barriga, Deep learning techniques for multi-class classification of asphalt damage based on hamburg-wheel tracking test results, *Case Studies in Construction Materials* 19 (2023) e02378. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.cscm.2023.e02378>.
- [120] T. Aschenbrener, N.E. Far, INFLUENCE OF COMPACTION TEMPERATURE AND ANTI-STRIPPING TREATMENT ON THE RESULTS FROM THE HAMBURG WHEEL-TRACKING DEVICE. FINAL REPORT, in: 1994. <https://api.semanticscholar.org/CorpusID:135689328>.
- [121] T. Aschenbrener, EVALUATION OF HAMBURG WHEEL-TRACKING DEVICE TO PREDICT MOISTURE DAMAGE IN HOT MIX ASPHALT, *Transp Res Rec* (1995) 193–201. <https://api.semanticscholar.org/CorpusID:108869244>.
- [122] I. Giwa, H. Sadek, F. Zaremotekhas, Evaluation of different analysis approaches for Hamburg Wheel-Tracking testing (HWTT) data, *Constr Build Mater* 280 (2021) 122420. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.122420>.
- [123] Q. Lv, W. Huang, M. Zheng, H. Sadek, Y. Zhang, C. Yan, Influence of gradation on asphalt mix rutting resistance measured by Hamburg Wheel Tracking test, *Constr Build Mater* 238 (2020) 117674. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117674>.
- [124] Q. Lv, W. Huang, H. Sadek, F. Xiao, C. Yan, Investigation of the rutting performance of various modified asphalt mixtures using the Hamburg Wheel-Tracking Device test and Multiple Stress Creep Recovery test, *Constr Build Mater* 206 (2019) 62–70. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.02.015>.
- [125] M. Lagos-Varas, A.C. Raposeiras, D. Movilla-Quesada, J.P. Arenas, D. Castro-Fresno, O. Muñoz-Cáceres, V.C. Andres-Valeri, Study of the permanent deformation of binders and asphalt mixtures using rheological models of fractional viscoelasticity, *Constr Build Mater* 260 (2020). <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.120438>.
- [126] F. Bai, X. Yang, G. Zeng, Creep and recovery behavior characterization of asphalt mixture in compression, *Constr Build Mater* 54 (2014) 504–511. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.12.088>.
- [127] Q. Lv, W. Huang, H. Sadek, F. Xiao, C. Yan, Investigation of the rutting performance of various modified asphalt mixtures using the Hamburg Wheel-Tracking Device test and Multiple Stress Creep Recovery test, *Constr Build Mater* 206 (2019) 62–70. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.02.015>.
- [128] Q.T. Nguyen, V.P. Bui, Q.P. Nguyen, 3D creep behaviour of asphalt mixtures: Experiment and modelling from complex modulus tests, *Constr Build Mater* 384 (2023) 131414. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.131414>.

- [129] E.A. Ossa, V.S. Deshpande, D. Cebon, Triaxial deformation behavior of bituminous mixes, *Journal of Materials in Civil Engineering* 22 (2010) 124–135. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0899-1561\(2010\)22:2\(124\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0899-1561(2010)22:2(124)).
- [130] E.A. Ossa, V.S. Deshpande, D. Cebon, Phenomenological model for monotonic and cyclic behavior of pure bitumen, *Journal of Materials in Civil Engineering* 17 (2005) 188–197. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0899-1561\(2005\)17:2\(188\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0899-1561(2005)17:2(188)).
- [131] J. Li, A. Sha, W. Jiang, X. Ren, Investigation on internal mechanical response of asphalt mixture during creep test utilizing the Smart Aggregate, *Constr Build Mater* 349 (2022) 128800. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.128800>.
- [132] N. Dong, D. Wang, S. Zhang, Z. Chen, H. Liang, F. Ni, J. Yu, H. Yu, Exploring creep and recovery behavior of hot mix asphalt field cores with multi-sequenced repeated load test, *Constr Build Mater* 279 (2021) 122435. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.122435>.
- [133] S. Zhao, Q. You, T. Sesay, Fine aggregate sizes effects on the creep behavior of asphalt mortar, *Constr Build Mater* 342 (2022) 127931. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.127931>.
- [134] R. Tarefder, H. Faisal, G. Barlas, Freeze-thaw effects on fatigue LIFE of hot mix asphalt and creep stiffness of asphalt binder, *Cold Reg Sci Technol* 153 (2018) 197–204. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.coldregions.2018.02.011>.
- [135] J. Teknologi, H. Yaacob, A. Mughal, R. Putra Jaya, R. Hainin, S. Jayanti, C. Norazman, C. Wan, RHEOLOGICAL PROPERTIES OF STYRENE BUTADIENE RUBBER MODIFIED BITUMEN BINDER, 2016. [www.jurnalteknologi.utm.my](http://www.jurnalteknologi.utm.my).
- [136] P.J. Ramadhansyah, M. Nurfatim Aqeela, J. Siti Nur Amiera, M. Norhafizah, A.H. Norhidayah, S.J. Dewi, Use of coconut shell from agriculture waste as fine aggregate in asphaltic concrete, *ARPN Journal of Engineering and Applied Sciences* 11 (2016) 7457–7462. <https://www.scopus.com/inward/record.uri?eid=2-s2.0-84977160715&partnerID=40&md5=5d2e06f83bbcfb99deaf824f33986e4f>.
- [137] L.S. de Oliveira, L.S.V. da Silva, J.L.O. Lucas Júnior, L.F. de A.L. Babadopulos, J.B. Soares, Linear viscoelasticity and fatigue life: Relationships between properties of asphalt binders and corresponding mixtures, *Constr Build Mater* 372 (2023) 130685. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.130685>.
- [138] H. Nan, Y. Sun, J. Chen, M. Gong, Investigation of fatigue performance of asphalt binders containing SBS and CR through TS and LAS tests, *Constr Build Mater* 361 (2022) 129651. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.129651>.
- [139] S. Ren, X. Liu, A. Varveri, S. Khalighi, R. Jing, S. Erkens, Aging and rejuvenation effects on the rheological response and chemical parameters of bitumen, *Journal of Materials Research and Technology* 25 (2023) 1289–1313. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2023.06.005>.
- [140] Q.T. Nguyen, B.V. Tran, M.L. Nguyen, T.T.N. Hoang, E. Chailleux, V.P. Bui, Relationships between 3D linear viscoelastic properties of bitumen, asphalt mastics and asphalt mixtures using micromechanical models, *Constr Build Mater* 416 (2024) 135299. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2024.135299>.
- [141] E. Behzadfar, S.G. Hatzikiriakos, Viscoelastic properties and constitutive modelling of bitumen, *Fuel* 108 (2013) 391–399. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.fuel.2012.12.035>.
- [142] Y.-R. Kim, F.A.C. de Freitas, J.S. Jung, Y. Sim, Characterization of bitumen fracture using tensile tests incorporated with viscoelastic cohesive zone model, *Constr Build Mater* 88 (2015) 1–9. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.04.002>.
- [143] Y. Gao, X. Liu, S. Ren, E.I. Assaf, P. Liu, Y. Zhang, Nanostructure and damage characterisation of bitumen under a low cycle strain-controlled fatigue load based on molecular simulations and rheological measurements, *Compos B Eng* 275 (2024) 111326. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2024.111326>.
- [144] Z. Chen, N. Wang, H. Sun, Graph oscillators: Physics-guided graph modeling of mass–spring–damper systems for trajectory prediction and damage localization, *Mech*

- Syst Signal Process 212 (2024) 111297.  
<https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.ymsp.2024.111297>.
- [145] L.Y. Lu, G.L. Lin, M.H. Shih, An experimental study on a generalized Maxwell model for nonlinear viscoelastic dampers used in seismic isolation, *Eng Struct* 34 (2012) 111–123. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2011.09.012>.
- [146] M.H. Saeidirad, A. Rohani, S. Zarifneshat, Predictions of viscoelastic behavior of pomegranate using artificial neural network and Maxwell model, *Comput Electron Agric* 98 (2013) 1–7. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.compag.2013.07.009>.
- [147] Z. Sun, Y. Kang, S. Li, Novel methodology for the shear viscosity of confined fluids within the Maxwell viscoelastic regime, *Chem Eng Sci* 277 (2023) 118847. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.ces.2023.118847>.
- [148] R. Xiao, H. Sun, W. Chen, An equivalence between generalized Maxwell model and fractional Zener model, *Mechanics of Materials* 100 (2016) 148–153. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2016.06.016>.
- [149] K. Rajabi, S. Hosseini-Hashemi, Application of the generalized Hooke's law for viscoelastic materials (GHVMs) in nanoscale mass sensing applications of viscoelastic nanoplates: A theoretical study, *European Journal of Mechanics - A/Solids* 67 (2018) 71–83. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.euromechsol.2017.08.015>.
- [150] G. Saha, K.P. Biligiri, Modulus prediction of asphalt mixtures using dynamic semicircular bending test: Estimation algorithm and nomograph development, *Int J Fatigue* 109 (2018) 137–144. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2017.12.014>.
- [151] H. Liu, R. Luo, Development of master curve models complying with linear viscoelastic theory for complex moduli of asphalt mixtures with improved accuracy, *Constr Build Mater* 152 (2017) 259–268. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.06.143>.
- [152] M. Di Paola, A. Pirrotta, A. Valenza, Visco-elastic behavior through fractional calculus: An easier method for best fitting experimental results, *Mechanics of Materials* 43 (2011) 799–806. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2011.08.016>.
- [153] X. Zhu, X. Wang, Y. Yu, Micromechanical creep models for asphalt-based multi-phase particle-reinforced composites with viscoelastic imperfect interface, *Int J Eng Sci* 76 (2014) 34–46. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.ijengsci.2013.11.011>.
- [154] A. Khurshid, R. Khan, D. Khan, H. Jamal, M.R.M. Hasan, K.M. Khedher, M.A. Salem, Micromechanical modeling for analyzing non-linear behavior of flexible pavements under truck loading, *Case Studies in Construction Materials* 20 (2024) e02754. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.cscm.2023.e02754>.
- [155] M. Ansari, E. Esmailzadeh, D. Younesian, Frequency analysis of finite beams on nonlinear Kelvin–Voight foundation under moving loads, *J Sound Vib* 330 (2011) 1455–1471. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jsv.2010.10.005>.
- [156] N.I.M. Yusoff, F.M. Jakarni, V.H. Nguyen, M.R. Hainin, G.D. Airey, Modelling the rheological properties of bituminous binders using mathematical equations, *Constr Build Mater* 40 (2013) 174–188. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2012.09.105>.
- [157] D. Hao, D. Li, Y. Liao, Parameter identification of modified fractional Zener model for thermorheological materials, *J Non Cryst Solids* 409 (2015) 106–119. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jnoncrsol.2014.11.015>.
- [158] R. Metzler, J. Klafter, From stretched exponential to inverse power-law: fractional dynamics, Cole–Cole relaxation processes, and beyond, *J Non Cryst Solids* 305 (2002) 81–87. [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0022-3093\(02\)01124-9](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0022-3093(02)01124-9).
- [159] Y. Li, Z.J. Wang, A priori and a posteriori evaluations of sub-grid scale models for the Burgers' equation, *Comput Fluids* 139 (2016) 92–104. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.compfluid.2016.04.015>.
- [160] P. Loreti, D. Sforza, Controllability for the Burgers model, *J Math Anal Appl* 531 (2024) 127836. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jmaa.2023.127836>.

- [161] X. Hu, M. Gutierrez, Viscoelastic Burger's model for tunnels supported with tangentially yielding liner, *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering* 15 (2023) 826–837. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jrmge.2022.07.013>.
- [162] M.V. Ceron, D.L. Cecilio, R.V. Linn, S. Maghous, Nonlinear viscoelastic model for time-dependent mechanical characterization of PMMA acrylic bone cements, *J Mech Behav Biomed Mater* 147 (2023) 106126. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jmbbm.2023.106126>.
- [163] L. Zou, J. Yuan, X. Liu, J. Li, P. Zhang, Z. Niu, Burgers viscoelastic model-based variable stiffness design of compliant clamping mechanism for leafy greens harvesting, *Biosyst Eng* 208 (2021) 1–15. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.biosystemseng.2021.05.007>.
- [164] D. Luo, H.-S. Chen, A new generalized fractional Maxwell model of dielectric relaxation, *Chinese Journal of Physics* 55 (2017) 1998–2004. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.cjph.2017.08.020>.
- [165] G. Lebon, H. Machrafi, A thermodynamic model of nanofluid viscosity based on a generalized Maxwell-type constitutive equation, *J Nonnewton Fluid Mech* 253 (2018) 1–6. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jnnfm.2018.01.005>.
- [166] Z. Zhou, H. Wang, M. Jiang, F. Song, From micro to macro: Creep behaviour and closed-form expression of viscoelastic parameters for a rheological particle assembly, *Comput Geotech* 173 (2024) 106557. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.compgeo.2024.106557>.
- [167] D.-L. Chen, P.-F. Yang, Y.-S. Lai, A review of three-dimensional viscoelastic models with an application to viscoelasticity characterization using nanoindentation, *Microelectronics Reliability* 52 (2012) 541–558. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.microrel.2011.10.001>.
- [168] Y. Wang, X. Yan, T. Ai, C. Wang, Y. Zhang, S. Jiang, K. Fang, Preparation and characterization of novel epoxy Vitrimer asphalt binders based on reversible covalent network, *Constr Build Mater* 411 (2024) 134242. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.134242>.
- [169] A.Y. Yadykova, S.O. Ilyin, Bitumen improvement with bio-oil and natural or organomodified montmorillonite: Structure, rheology, and adhesion of composite asphalt binders, *Constr Build Mater* 364 (2023) 129919. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.129919>.
- [170] A.Y. Yadykova, S.O. Ilyin, Nanocellulose-stabilized bitumen emulsions as a base for preparation of nanocomposite asphalt binders, *Carbohydr Polym* 313 (2023) 120896. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.carbpol.2023.120896>.
- [171] A. Rabbani, D.R. Schmitt, Ultrasonic shear wave reflectometry applied to the determination of the shear moduli and viscosity of a viscoelastic bitumen, *Fuel* 232 (2018) 506–518. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.fuel.2018.05.175>.
- [172] P. Partal, F. Martínez-Boza, B. Conde, C. Gallegos, Rheological characterisation of synthetic binders and unmodified bitumens, *Fuel* 78 (1999) 1–10. [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0016-2361\(98\)00121-5](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0016-2361(98)00121-5).
- [173] R. Kumar, N. Saboo, P. Kumar, S. Chandra, Effect of warm mix additives on creep and recovery response of conventional and polymer modified asphalt binders, *Constr Build Mater* 138 (2017) 352–362. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.02.019>.
- [174] Y.T. Wu, Low-temperature rheological behavior of ultraviolet irradiation aged matrix asphalt and rubber asphalt binders, *Constr Build Mater* 157 (2017) 708–717. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.09.039>.
- [175] S. Ren, X. Liu, A. Varveri, S. Khalighi, R. Jing, S. Erkens, Aging and rejuvenation effects on the rheological response and chemical parameters of bitumen, *Journal of Materials Research and Technology* 25 (2023) 1289–1313. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2023.06.005>.

- [176] K. Shi, F. Ma, Z. Fu, R. Song, D. Yuan, A.W. Ogbon, Enhancing aged SBS-modified bitumen performance with unaged bitumen additives, *Constr Build Mater* 412 (2024) 134768. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.134768>.
- [177] A.H. Sheikhmotevali, M. Ameri, Application of bitumen rheological parameters to predict thermal cracking behavior of polymer modified asphalt mixture, *Constr Build Mater* 66 (2014) 259–267. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2014.05.070>.
- [178] N. Saboo, P. Kumar, A study on creep and recovery behavior of asphalt binders, *Constr Build Mater* 96 (2015) 632–640. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.08.078>.
- [179] B. He, Y. Li, J. Chen, M. Fu, X. Zhang, W. Li, J. Yu, L. Zhu, Evaluation of UV aging resistance of bitumen containing lignosulfonate grafted layered double hydroxides, *Constr Build Mater* 403 (2023) 133026. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.133026>.
- [180] M. Oeser, T. Pellinen, T. Scarpas, C. Kasbergen, Studies on creep and recovery of rheological bodies based upon conventional and fractional formulations and their application on asphalt mixture, *International Journal of Pavement Engineering* 9 (2008) 373–386. <https://doi.org/10.1080/10298430802068923>.
- [181] L. Shan, Y. Xu, H. He, N. Ren, Optimization criterion of viscoelastic response model for asphalt binders, *Constr Build Mater* 113 (2016) 553–560. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.02.184>.
- [182] E. Uhlmann, M. Doits, C. Schmiedel, Development of a material model for viscoelastic abrasive medium in abrasive flow machining, *Procedia CIRP* 8 (2013) 351–356. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2013.06.115>.
- [183] E. Behzadfar, S.G. Hatzikiriakos, Viscoelastic properties and constitutive modelling of bitumen, *Fuel* 108 (2013) 391–399.
- [184] L. Avsenik, D. Klinar, M. Tušar, L.S. Perše, Use of modified slow tire pyrolysis product as a rejuvenator for aged bitumen, *Constr Build Mater* 120 (2016) 605–616. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.05.140>.
- [185] F.J. Ortega, F.J. Navarro, M. Jasso, L. Zanzotto, Physicochemical softening of a bituminous binder by a reactive surfactant (dodeceny succinic anhydride, DSA), *Constr Build Mater* 222 (2019) 766–775. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.06.117>.
- [186] R. Álvarez-Barajas, A.A. Cuadri, C. Delgado-Sánchez, F.J. Navarro, P. Partal, Bio and waste-based binders with hybrid rubberized-thermoplastic characteristics for roofing, *Polym Test* 130 (2024) 108317. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.polymertesting.2023.108317>.
- [187] C. Fecarotti, C. Celauro, A. Pirrotta, Linear ViscoElastic (LVE) Behaviour of Pure Bitumen via Fractional Model, *Procedia Soc Behav Sci* 53 (2012) 450–461. <https://doi.org/10.1016/j.sbspro.2012.09.896>.
- [188] V. Venudharan, K.P. Biligiri, Conceptualization of permanent deformation characteristics of rubber modified asphalt binders: Energy-based algorithm and rheological modeling, *Constr Build Mater* 126 (2016) 388–397. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.09.065>.
- [189] Y. Meng, T. Yan, Y. Muhammad, J. Li, P. Qin, L. Ling, H. Rong, X. Yang, Study on the performance and sustainability of modified waste crumb rubber and steel slag powder/SBS composite modified asphalt mastic, *J Clean Prod* 338 (2022) 130563. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2022.130563>.
- [190] X. Liu, M. Zhang, L. Shao, Z. Chen, Effect of volcanic ash filler on thermal viscoelastic property of SBS modified asphalt mastic, *Constr Build Mater* 190 (2018) 495–507. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.09.101>.
- [191] Q. You, J. Ma, X. Liu, An experimentally-based viscoelastic behavior of asphalt mastic at high temperatures, *Constr Build Mater* 177 (2018) 358–365. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.05.116>.

- [192] W.N. Findley, F.A. Davis, Creep and relaxation of nonlinear viscoelastic materials, Courier corporation, 2013.
- [193] Z. Dai, V. Laheri, X. Zhu, F.A. Gilabert, Experimental study of Compression-Tension asymmetry in asphalt matrix under Quasi-static and dynamic loads via an integrated DMA-based approach, *Constr Build Mater* 283 (2021) 122725. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.122725>.
- [194] P. Zhao, S. Shi, W. Lu, S. Lv, Q. Chen, H. Duan, Y. Yang, Analysis of strength size effect and failure mechanism of asphalt mixtures based on discrete element method, *Case Studies in Construction Materials* 21 (2024) e03482. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.cscm.2024.e03482>.
- [195] C. Wang, L. Song, G. Sun, Comparison and correlation between polymer modified asphalt binders and mastics in high- and intermediate-temperature rheological behaviors, *Constr Build Mater* 364 (2023) 129963. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.129963>.
- [196] H. Sun, Determination of low-temperature crack resistance of asphalt mastics based on relaxation properties, *Case Studies in Construction Materials* 19 (2023) e02389. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.cscm.2023.e02389>.
- [197] Y. Cheng, H. Wang, W. Wang, J. Liang, Rheological evolution mechanisms of asphalt binder and mastic under freeze-thaw cycles, *Constr Build Mater* 372 (2023) 130780. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.130780>.
- [198] Y. Cheng, J. Liang, W. Wang, H. Wang, W. Zhao, A. Li, W. Xia, Characteristics and evolution mechanism of creep properties for asphalt binder/mastic under salt-erosion conditions, *Constr Build Mater* 443 (2024) 137702. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2024.137702>.
- [199] B. Xing, C. Fang, X. Lyu, J. Yang, Y. Lyu, W. Fan, Morphology characteristics of filler particles and their effects on the low-temperature cracking behavior of asphalt mastics, *Constr Build Mater* 438 (2024) 137057. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2024.137057>.
- [200] B. Xing, W. Fan, L. Han, C. Zhuang, C. Qian, X. Lv, Effects of filler particle size and ageing on the fatigue behaviour of bituminous mastics, *Constr Build Mater* 230 (2020) 117052. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117052>.
- [201] F. Fakhari Tehrani, J. Absi, F. Allou, C. Petit, Investigation into the impact of the use of 2D/3D digital models on the numerical calculation of the bituminous composites' complex modulus, *Comput Mater Sci* 79 (2013) 377–389. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2013.05.054>.
- [202] F. Fakhari Tehrani, J. Absi, F. Allou, Ch. Petit, Heterogeneous numerical modeling of asphalt concrete through use of a biphasic approach: Porous matrix/inclusions, *Comput Mater Sci* 69 (2013) 186–196. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2012.11.041>.
- [203] Q. Dai, Two- and three-dimensional micromechanical viscoelastic finite element modeling of stone-based materials with X-ray computed tomography images, *Constr Build Mater* 25 (2011) 1102–1114. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2010.06.066>.
- [204] P. Hajikarimi, M. Ehsani, Y. EL Haloui, F. Fakhari Tehrani, J. Absi, F. Moghadas Nejad, Fractional viscoelastic modeling of modified asphalt mastics using response surface method, *Constr Build Mater* 317 (2022) 125958. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.125958>.
- [205] Z. Dong, Z. Liu, P. Wang, T. Zhou, Modeling asphalt mastic modulus considering substrate–mastic interaction and adhesion, *Constr Build Mater* 166 (2018) 324–333. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.01.140>.
- [206] X. Ma, H. Chen, G. Cao, M. Xing, D. Niu, Investigation of viscoelastoplastic behavior of asphalt mastic: Effects of shear strain rate and filler volume fraction, *Constr Build Mater* 200 (2019) 559–569. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.12.080>.

- [207] Y. Ye, X. Yang, C. Chen, Experimental researches on visco-elastoplastic constitutive model of asphalt mastic, *Constr Build Mater* 23 (2009) 3161–3165. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2009.06.023>.
- [208] S. Liang, R. Luo, W. Luo, Fractional differential constitutive model for linear viscoelasticity of asphalt and asphalt mastic, *Constr Build Mater* 306 (2021) 124886. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.124886>.
- [209] B.S. Underwood, Y.R. Kim, A four phase micro-mechanical model for asphalt mastic modulus, *Mechanics of Materials* 75 (2014) 13–33. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2014.04.001>.
- [210] J. Zhang, J. Zhang, D. Cao, Genetic algorithm optimization for cohesive zone modeling of viscoelastic asphalt mixture fracture based on SCB test, *Eng Fract Mech* 271 (2022) 108663. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2022.108663>.
- [211] S. BENABOUD, F. ALLOU, F. DUBOIS, M. TAKARLI, Heterogeneous numerical modeling of fatigue damage for asphalt mixtures through complex mechanical impedances, *Mater Today Proc* (2023). <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.matpr.2023.07.149>.
- [212] B.R. Anupam, U.C. Sahoo, A.K. Chandrappa, A methodological review on self-healing asphalt pavements, *Constr Build Mater* 321 (2022) 126395. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.126395>.
- [213] T. Nian, J. Ge, P. Li, M. Wang, Y. Mao, Improved discrete element numerical simulation and experiment on low-temperature anti-cracking performance of asphalt mixture based on PFC2D, *Constr Build Mater* 283 (2021) 122792. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.122792>.
- [214] D. Yin, L. Wang, Z. Wang, L. Yin, S. Liu, L. Li, Enhancing shear resistance in pavement structures with crumb rubber modified asphalt gravel as a bonding layer, *Constr Build Mater* 426 (2024) 136184. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2024.136184>.
- [215] B.S. Underwood, Y.R. Kim, A four phase micro-mechanical model for asphalt mastic modulus, *Mechanics of Materials* 75 (2014) 13–33. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2014.04.001>.
- [216] Y. Lu, P.J. Wright, Numerical approach of visco-elastoplastic analysis for asphalt mixtures, *Comput Struct* 69 (1998) 139–147. [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0045-7949\(98\)00139-4](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0045-7949(98)00139-4).
- [217] V.T. Vu, O. Chupin, J.-M. Piau, F. Hammoum, S. Bouron, Experimental study and modeling of the behavior of partially saturated asphalt concrete under freezing condition, *Constr Build Mater* 163 (2018) 169–178. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.12.070>.
- [218] H.K. Shanbara, F. Ruddock, W. Atherton, Predicting the rutting behaviour of natural fibre-reinforced cold mix asphalt using the finite element method, *Constr Build Mater* 167 (2018) 907–917. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.02.072>.
- [219] D. Gao, P. Wang, M. Li, W. Luo, Modelling of nonlinear viscoelastic creep behaviour of hot-mix asphalt, *Constr Build Mater* 95 (2015) 329–336. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.07.112>.
- [220] T. Ma, H. Wang, D. Zhang, Y. Zhang, Heterogeneity effect of mechanical property on creep behavior of asphalt mixture based on micromechanical modeling and virtual creep test, *Mechanics of Materials* 104 (2017) 49–59. <https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2016.10.003>.
- [221] M. Jaczewski, J. Judycki, P. Jaskuła, Modelling of Asphalt Mixes under Long Time Creep at Low Temperatures, *Transportation Research Procedia* 14 (2016) 3527–3535. <https://doi.org/10.1016/j.trpro.2016.05.323>.
- [222] C. Celauro, C. Fecarotti, A. Pirrotta, A.C. Collop, Experimental validation of a fractional model for creep/recovery testing of asphalt mixtures, *Constr Build Mater* 36 (2012) 458–466. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2012.04.028>.

- [223] Y. Liu, Q. Dai, Z. You, Viscoelastic model for discrete element simulation of asphalt mixtures, *J Eng Mech* 135 (2009) 324–333.
- [224] J. Zhang, L. Bao, Determination of asphalt mixture's viscoelastic constitutive parameters for pavement response analysis using dynamic modulus transformation, *Constr Build Mater* 315 (2022) 125729. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.125729>.
- [225] X. Li, A. Sha, W. Jiao, R. Song, Y. Cao, C. Li, Z. Liu, Fractional derivative Burgers models describing dynamic viscoelastic properties of asphalt binders, *Constr Build Mater* 408 (2023) 133552. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.133552>.
- [226] Y. Zhang, J. Zhang, T. Ma, H. Qi, C. Chen, Predicting asphalt mixture fatigue life via four-point bending tests based on viscoelastic continuum damage mechanics, *Case Studies in Construction Materials* 19 (2023) e02671. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.cscm.2023.e02671>.
- [227] I. Onifade, K. Huang, B. Birgisson, The scalar modulus: A novel parameter for predicting creep properties of asphalt mixtures, *Constr Build Mater* 424 (2024) 135880. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2024.135880>.
- [228] L. Li, W. Li, Z. Wang, M. Dong, Y. Zhang, Characterizing stress-dependent complex and relaxation moduli of dense graded asphalt mixtures, *Constr Build Mater* 193 (2018) 55–63.
- [229] G. Mazurek, P. Buczyński, P. Mackiewicz, M. Iwański, Field investigation of a deep recycled base course layer containing dedicated three component hydraulic and bituminous binder, *Constr Build Mater* 390 (2023) 131685. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.131685>.
- [230] S. Elyas Hashemian, F. Moghadas Nejad, M. Esmaeili, Laboratory and numerical investigation on the behavior of reclaimed asphalt pavement (RAP) as railway track subballast layer, *Constr Build Mater* 384 (2023) 131442. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.131442>.
- [231] D. Han, X. Xia, G. Liu, Y. Xi, Y. Zhao, Improved parameter acquisition of generalized Maxwell model in asphalt mixtures by continuous relaxation spectrum, *Constr Build Mater* 408 (2023) 133775. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.133775>.
- [232] D. Han, X. Xia, Y. Zhao, Y. Xie, Z. Zhou, Investigation of the time-domain linear viscoelastic response of warm mix asphalt mixture via discrete and continuous spectrum, *Case Studies in Construction Materials* 19 (2023) e02290. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.cscm.2023.e02290>.
- [233] R. Luo, H. Lv, H. Liu, Development of Prony series models based on continuous relaxation spectrums for relaxation moduli determined using creep tests, *Constr Build Mater* 168 (2018) 758–770. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.02.036>.
- [234] Ł. Mejłun, J. Judycki, B. Dołycki, Comparison of Elastic and Viscoelastic Analysis of Asphalt Pavement at High Temperature, *Procedia Eng* 172 (2017) 746–753. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.02.095>.
- [235] A. Zbiciak, R. Michalczyk, Characterization of the complex moduli for asphalt-Aggregate mixtures at various temperatures, *Procedia Eng* 91 (2014) 118–123. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2014.12.032>.
- [236] L.P. Specht, L.F. de A.L. Babadopulos, H. Di Benedetto, C. Sauzéat, J.B. Soares, Application of the theory of viscoelasticity to evaluate the resilient modulus test in asphalt mixes, *Constr Build Mater* 149 (2017) 648–658. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.05.037>.
- [237] M.K. Darabi, R.K. Abu Al-Rub, E.A. Masad, C.W. Huang, D.N. Little, A thermo-viscoelastic-viscoplastic-viscodamage constitutive model for asphaltic materials, *Int J Solids Struct* 48 (2011) 191–207. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2010.09.019>.
- [238] X. Luo, R. Luo, R.L. Lytton, Characterization of recovery properties of asphalt mixtures, *Constr Build Mater* 48 (2013) 610–621. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2013.07.015>.

- [239] H.K. Shanbara, F. Ruddock, W. Atherton, A viscoplastic model for permanent deformation prediction of reinforced cold mix asphalt, *Constr Build Mater* 186 (2018) 287–302. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.07.127>.
- [240] X. Ding, T. Ma, W. Zhang, D. Zhang, T. Yin, Effects by property homogeneity of aggregate skeleton on creep performance of asphalt concrete, *Constr Build Mater* 171 (2018) 205–213. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.03.150>.
- [241] Y. Zhao, S.Y. Oderji, P. Chen, Analysis of transient viscoelastic response of asphalt concrete using frequency domain approach, *Journal of Traffic and Transportation Engineering (English Edition)* 2 (2015) 414–421. <https://doi.org/10.1016/j.jtte.2015.10.003>.
- [242] P. Lastra-González, J. Rodríguez-Hernández, C. Real-Gutiérrez, D. Castro-Fresno, Á. Vega-Zamanillo, Effect of Different Types of “Dry Way” Additions in Porous Asphalt Mixtures, *Materials* 15 (2022). <https://doi.org/10.3390/ma15041549>.
- [243] J. Zhang, C. Sun, P. Li, M. Liang, H. Jiang, Z. Yao, Experimental study on rheological properties and moisture susceptibility of asphalt mastic containing red mud waste as a filler substitute, *Constr Build Mater* 211 (2019) 159–166. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.03.252>.
- [244] E.-C. Tsardaka, M. Stefanidou, Study of the action of nano-alumina particles in hydrated lime pastes, *Journal of Building Engineering* 46 (2022) 103808. <https://doi.org/10.1016/j.job.2021.103808>.
- [245] H. Naveed, Z. ur Rehman, A. Hassan Khan, S. Qamar, M.N. Akhtar, Effect of mineral fillers on the performance, rheological and dynamic viscosity measurements of asphalt mastic, *Constr Build Mater* 222 (2019) 390–399. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.06.170>.
- [246] Q. Li, C. Zhu, H. Zhang, S. Zhang, Evaluation on long-term performance of emulsified asphalt cold recycled mixture incorporating fly ash by mechanistic and microscopic characterization, *Constr Build Mater* 319 (2022) 126120. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.126120>.
- [247] S. Xu, X. Liu, A. Tabaković, P. Lin, Y. Zhang, S. Nahar, B.J. Lommerts, E. Schlangen, The role of rejuvenators in embedded damage healing for asphalt pavement, *Mater Des* 202 (2021) 109564. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.matdes.2021.109564>.
- [248] Y. Zhang, M. van de Ven, A. Molenaar, S. Wu, Preventive maintenance of porous asphalt concrete using surface treatment technology, *Mater Des* 99 (2016) 262–272. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.matdes.2016.03.082>.
- [249] H. Zhang, K. Anupam, T. Scarpas, C. Kasbergen, S. Erkens, Contact mechanics based solution to predict modulus of asphalt materials with high porosities, *Mater Des* 206 (2021) 109752. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.matdes.2021.109752>.
- [250] B. Asadi, R. Hajj, Prediction of asphalt binder elastic recovery using tree-based ensemble bagging and boosting models, *Constr Build Mater* 410 (2024) 134154. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.134154>.
- [251] G. Sun, T. Ma, M. Hu, X. Sun, Z. Cao, R. Zhao, An evaluation proposal for the fatigue and healing performances of high-viscosity polymer-modified bitumen based on continuous multiple linear amplitude sweep, *Constr Build Mater* 411 (2024) 134632. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.134632>.
- [252] M.Y. Fares, S. Marini, M. Lanotte, Evaluation of Linear Amplitude Sweep data analysis techniques and failure criteria for High Polymer-Modified binders, *Constr Build Mater* 432 (2024) 136623. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2024.136623>.
- [253] H. Chen, Y. Zhang, H.U. Bahia, The role of binders in mixture cracking resistance measured by ideal-CT test, *Int J Fatigue* 142 (2021). <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105947>.
- [254] A. Suchismita, D. Singh, Rheological performance of bitumen mixed with laboratory simulated polymerized RAP binders, *Constr Build Mater* 400 (2023) 132706. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.132706>.

- [255] M. Lagos-Varas, D. Movilla-Quesada, A.C. Raposeiras, D. Castro-Fresno, Á. Vega-Zamanillo, M. Cumian-Benavides, Use of Hydrated Ladle Furnace Slag as a filler substitute in asphalt mastics: Rheological analysis of filler/bitumen interaction, *Constr Build Mater* 332 (2022) 127370. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2022.127370>.
- [256] M. Han, J. Li, Y. Muhammad, D. Hou, F. Zhang, Y. Yin, S. Duan, Effect of polystyrene grafted graphene nanoplatelets on the physical and chemical properties of asphalt binder, *Constr Build Mater* 174 (2018) 108–119. <https://doi.org/10.1016/J.CONBUILDMAT.2018.04.082>.
- [257] L. Santi, G. Royer-Carfagni, Viscoelastic modeling via fractional calculus of the cold bending of laminated glass, *Eng Struct* 305 (2024) 117756. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2024.117756>.
- [258] A. Jacobson, X. Hu, Structure-preserving discretization of fractional vector calculus using discrete exterior calculus, *Computers & Mathematics with Applications* 153 (2024) 186–196. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.camwa.2023.11.012>.
- [259] S. Li, H. Li, X. Kang, L. Shan, Z. Wang, X. Dong, L. Wu, Investigating the Constitutive Model of Frozen Supersulfate Saline Soil: Insights from Fractional Calculus, *Cold Reg Sci Technol* 222 (2024) 104202. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.coldregions.2024.104202>.
- [260] Y. Niu, Y. Cheng, X. Wang, Y. Zhang, Q. Li, Study on dynamic characteristics and non-constant fractional dynamic creep model for frozen silty clay, *Cold Reg Sci Technol* 218 (2024) 104086. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.coldregions.2023.104086>.
- [261] G. Xiang, D. Yin, C. Cao, Y. Gao, Creep modelling of soft soil based on the fractional flow rule: Simulation and parameter study, *Appl Math Comput* 403 (2021) 126190. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.amc.2021.126190>.
- [262] L.B. Eldred, W.P. Baker, A.N. Palazotto, Numerical application of fractional derivative model constitutive relations for viscoelastic materials, *Comput Struct* 60 (1996) 875–882. [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/0045-7949\(95\)00447-5](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/0045-7949(95)00447-5).
- [263] P. Cao, F. Jin, Z. Changjun, D. Feng, Investigation on statistical characteristics of asphalt concrete dynamic moduli with random aggregate distribution model, *Constr Build Mater* 148 (2017) 723–733. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.05.012>.
- [264] Q. You, J. Ma, X. Liu, An experimentally-based viscoelastic behavior of asphalt mastic at high temperatures, *Constr Build Mater* 177 (2018) 358–365. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.05.116>.
- [265] L. Sun, Y. Zhu, A serial two-stage viscoelastic–viscoplastic constitutive model with thermodynamical consistency for characterizing time-dependent deformation behavior of asphalt concrete mixtures, *Constr Build Mater* 40 (2013) 584–595. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2012.10.004>.
- [266] A.D. Mesquita, H.B. Coda, Alternative Kelvin viscoelastic procedure for finite elements, *Appl Math Model* 26 (2002) 501–516. [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0307-904X\(01\)00048-8](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0307-904X(01)00048-8).
- [267] S. Sunarjono, Performance of Foamed Asphalt under Repeated Load Axial Test, *Procedia Eng* 54 (2013) 698–710. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2013.03.064>.
- [268] Y. Gao, M. Dong, L. Li, L. Wang, Z. Sun, Interface effects on the creep characteristics of asphalt concrete, *Constr Build Mater* 96 (2015) 591–598. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.08.075>.
- [269] H.-A.A. Rafael, R.-O.M. Pedro, M.T. Roberto, C.-B. Jorge, Simulación del fenómeno de creep en suelos arcillosos mediante reología y ecuaciones diferenciales fraccionarias, *Ingeniería, Investigación y Tecnología* 15 (2014) 561–574. [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S1405-7743\(14\)70654-7](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S1405-7743(14)70654-7).
- [270] S.W. Teklu, Insight into the optimal control strategies on corruption dynamics using fractional order derivatives, *Sci Afr* 23 (2024) e02069. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.sciaf.2024.e02069>.

- [271] S.W. Teklu, A.A. Meshesha, S. Ullah, Analysis of tinea capitis epidemic fractional order model with optimal control theory, *Inform Med Unlocked* 42 (2023) 101379. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.imu.2023.101379>.
- [272] R.M. Christensen, *Theory of viscoelasticity*, Courier Corporation, 2003.
- [273] F. Lorenzo, T.T. Hartley, *R-Function Relationships in the Fractional Calculus for Application*, (2017).
- [274] T.T. Hartley, C.F. Lorenzo, *A solution to the fundamental linear fractional order differential equation*, 1998.
- [275] P.C.P. José, *Diferencias finitas para la solución de ecuaciones diferenciales ordinarias fraccionarias*, (2014). <https://repositorio.unal.edu.co/handle/unal/53466>.
- [276] B. Mat Elmer Coronel Frías Bach Mat Marlon Tomas Moreno Chapoñán, M. Alcides Raúl Cuti Gutiérrez, "EQUIVALENCIAS ENTRE LAS PROPIEDADES DE LAS DERIVADAS FRACCIONARIAS Y LAS DERIVADAS CLASICAS" Tesis presentada por: Licenciado en Matemática, 2016.
- [277] J. Mandula, T. Olexa, Study of the Visco-Elastic Parameters of Asphalt Concrete, *Procedia Eng* 190 (2017) 207–214. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.05.328>.
- [278] H. Baaj, P. Mikhailenko, H. Almutairi, H. Di Benedetto, Recovery of asphalt mixture stiffness during fatigue loading rest periods, *Constr Build Mater* 158 (2018) 591–600. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.10.016>.
- [279] Y. Lei, H. Wang, X. Chen, X. Yang, Z. You, S. Dong, J. Gao, Shear property, high-temperature rheological performance and low-temperature flexibility of asphalt mastics modified with bio-oil, *Constr Build Mater* 174 (2018) 30–37. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.04.094>.
- [280] H. Sun, Y. Zhang, D. Baleanu, W. Chen, Y. Chen, A new collection of real world applications of fractional calculus in science and engineering, *Commun Nonlinear Sci Numer Simul* 64 (2018) 213–231. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.cnsns.2018.04.019>.
- [281] C.F. Lorenzo, T.T. Hartley, Generalized functions for the fractional calculus, *Crit Rev Biomed Eng* 36 (2008) 39–55. <https://doi.org/10.1615/CritRevBiomedEng.v36.i1.40>.
- [282] I. Bertini, C. Luchinat, G. Parigi, E. Ravera, Chapter 4 - Relaxation, in: I. Bertini, C. Luchinat, G. Parigi, E. Ravera (Eds.), *NMR of Paramagnetic Molecules (Second Edition)*, Elsevier, Boston, 2017: pp. 77–126. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/B978-0-444-63436-8.00004-1>.
- [283] A. Stimilli, A. Virgili, F. Canestrari, H.U. Bahia, Estimation of low-temperature performance of recycled asphalt mixtures through relaxation modulus analysis, *Cold Reg Sci Technol* 133 (2017) 36–45. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.coldregions.2016.10.013>.
- [284] D. Gutierrez-Lemini, *Engineering viscoelasticity*, Springer, 2014.



