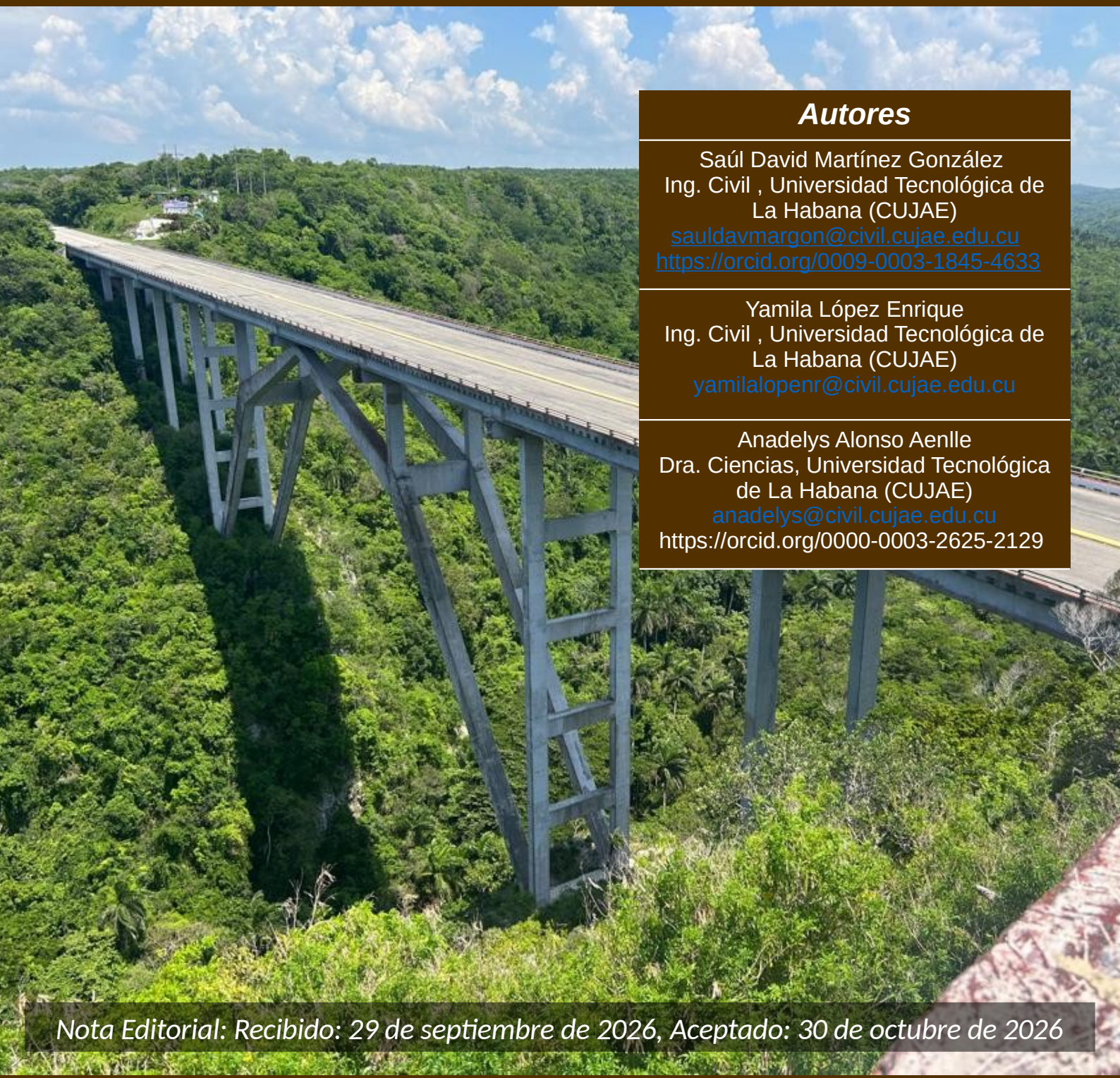
3

Evaluación Numérica De Modelos Viscoelásticos De Mezclas Asfálticas En Su Comportamiento Al Ensayo De Tracción Indirecta

Numerical Evaluation of Viscoelastic Models for Asphalt Mixtures Under Indirect Tensile Testing



Autores

Saúl David Martínez González
Ing. Civil , Universidad Tecnológica de La Habana (CUJAE)
sauldavmargon@civil.cujae.edu.cu
https://orcid.org/0009-0003-1845-4633

Yamila López Enrique
Ing. Civil , Universidad Tecnológica de La Habana (CUJAE)
yamilalopenr@civil.cujae.edu.cu

Anadelys Alonso Aenlle
Dra. Ciencias, Universidad Tecnológica de La Habana (CUJAE)
anadelys@civil.cujae.edu.cu
https://orcid.org/0000-0003-2625-2129

Nota Editorial: Recibido: 29 de septiembre de 2026, Aceptado: 30 de octubre de 2026

3

Evaluación Numérica De Modelos Viscoelásticos De Mezclas Asfálticas En Su Comportamiento Al Ensayo De Tracción Indirecta



Resumen

El comportamiento mecánico de las mezclas asfálticas presenta una complejidad significativa debido a su naturaleza viscoelástica y a su dependencia del tiempo, la temperatura y la velocidad de carga, lo que hace necesario el uso de herramientas avanzadas para su adecuada caracterización. De esta manera, se estudia la respuesta mecánica de una mezcla asfáltica mediante la modelación numérica de un ensayo de tracción indirecta (IDT) empleando el método de elementos finitos en el programa ABAQUS, con el objetivo de proponer un modelo computacional del ensayo tracción indirecta de una mezcla asfáltica empleando el modelo reológico que mejor describa su comportamiento. Se implementan y comparan modelos constitutivos analizando su influencia en parámetros claves como el desplazamiento y carga de rotura. La modelación realizada incluye la definición de condiciones de contorno representativas del ensayo de laboratorio, la aplicación de desplazamientos controlados y el análisis de la evolución de las variables mecánicas hasta la rotura del material. Los resultados obtenidos ponen de manifiesto diferencias entre los modelos analizados, donde, el modelo 2S2P1D presenta la mayor concordancia con el ensayo de laboratorio, reproduciendo con alta precisión el comportamiento de la mezcla asfáltica, obteniendo un error inferior a un 2% con respecto al ensayo de laboratorio.

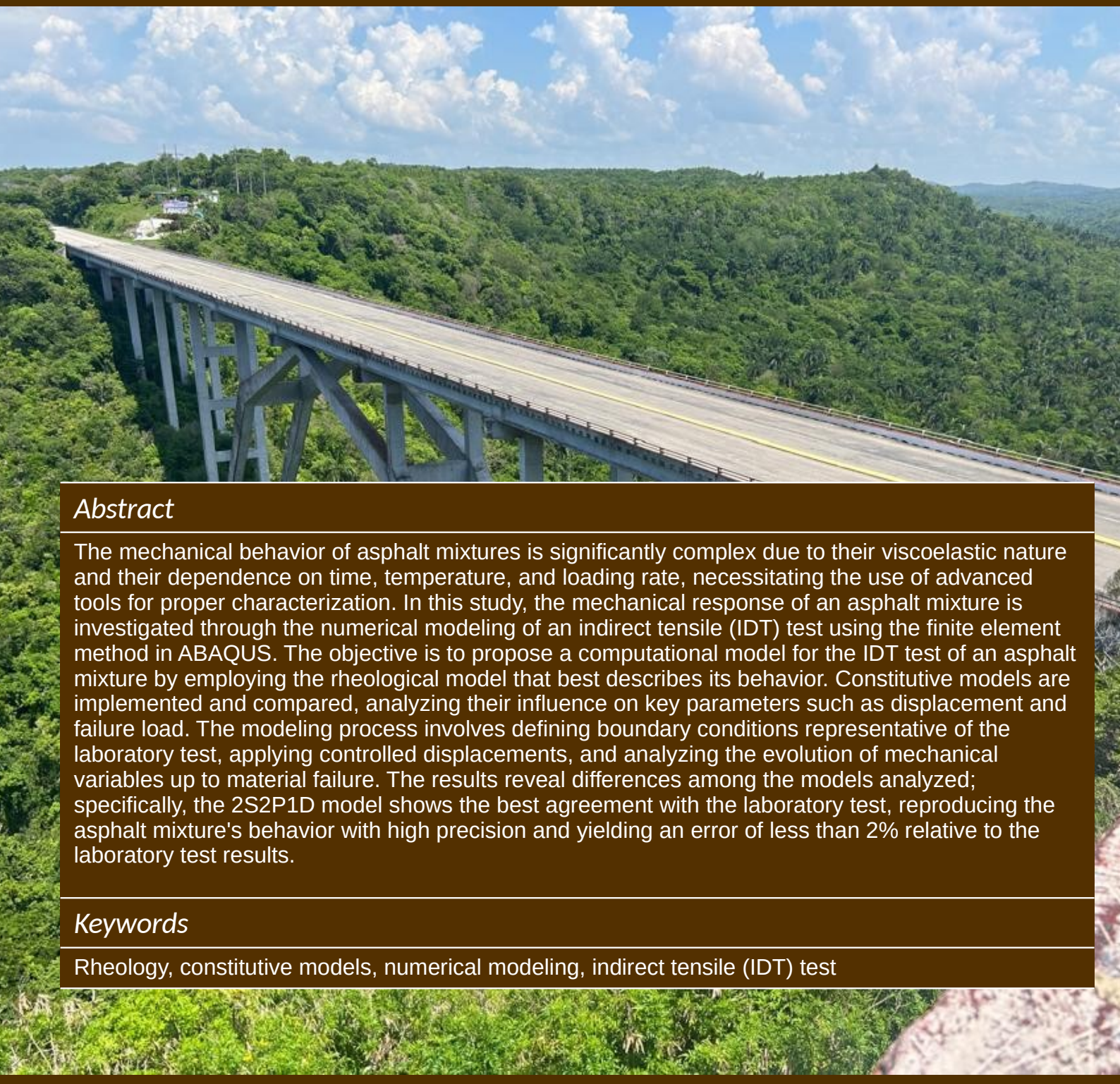
Palabras Clave

Reología, modelos constitutivos, modelación numérica, ensayo de tracción indirecta (IDT).

Research Paper

3

Numerical Evaluation of Viscoelastic Models for Asphalt Mixtures Under Indirect Tensile Testing



Abstract

The mechanical behavior of asphalt mixtures is significantly complex due to their viscoelastic nature and their dependence on time, temperature, and loading rate, necessitating the use of advanced tools for proper characterization. In this study, the mechanical response of an asphalt mixture is investigated through the numerical modeling of an indirect tensile (IDT) test using the finite element method in ABAQUS. The objective is to propose a computational model for the IDT test of an asphalt mixture by employing the rheological model that best describes its behavior. Constitutive models are implemented and compared, analyzing their influence on key parameters such as displacement and failure load. The modeling process involves defining boundary conditions representative of the laboratory test, applying controlled displacements, and analyzing the evolution of mechanical variables up to material failure. The results reveal differences among the models analyzed; specifically, the 2S2P1D model shows the best agreement with the laboratory test, reproducing the asphalt mixture's behavior with high precision and yielding an error of less than 2% relative to the laboratory test results.

Keywords

Rheology, constitutive models, numerical modeling, indirect tensile (IDT) test

1. INTRODUCCIÓN

Las mezclas asfálticas en caliente son materiales compuestos, formadas por la unión del ligante asfáltico y una combinación de áridos gruesos y finos [1, 2]. Las mezclas asfálticas presentan un comportamiento complejo que puede comprenderse mediante un análisis multiescala de su estructura interna, la cual permite relacionar las propiedades físicas y mecánicas observadas a nivel macroscópico con los mecanismos que ocurren en escalas inferiores [1]. La microestructura se refiere al nivel más pequeño, analizando el mortero asfáltico que corresponde a la unión entre el ligante asfáltico y el filler [3, 4]. La mesoestructura corresponde al nivel intermedio, donde se evalúa la distribución de áridos, ligante y vacíos de aire [3, 4]. La macroestructura representa el comportamiento global de la mezcla como material compuesto [3, 4]. Este enfoque multiescala permite predecir el desempeño del pavimento a partir de su heterogeneidad interna, superando limitaciones de modelos homogéneos tradicionales. La distribución de los áridos y vacíos, así como la interacción entre partículas y ligante, determinan el comportamiento mecánico de la mezcla [5, 6]. Los áridos gruesos forman el esqueleto pétreo que soporta la mayor parte de la carga, mientras que los áridos finos y el filler rellenan los espacios, transmitiendo tensiones y limitando deformaciones locales [5, 6].

La reología de las mezclas asfálticas resulta esencial para comprender su desempeño. Las mezclas asfálticas se consideran materiales viscoelastoplásticos debido a la naturaleza de cada uno de sus componentes [2, 7, 8]. Entre los ensayos mecánicos más importantes realizados a mezclas asfálticas se encuentran: ensayo Marshall, ensayo de tracción indirecta (IDT) y prueba de rigidez dinámica [2].

Existen modelos reológicos clásicos que permiten describir el comportamiento de las mezclas asfálticas, entre ellos: los modelos de Maxwell [9], Kelvin-Voigt [9] y Burgers [10]. Yonghai et al. (2024) [9] indicaron que el modelo de Maxwell proporciona una aproximación razonable, además, incluyen el modelo Kelvin-Voigt en la evaluación del módulo dinámico. Varios estudios evidencian que el modelo Burgers es viable para estudiar la viscoelasticidad de mezclas asfálticas [10-13]. Además, existen modelos avanzados de viscoelasticidad que describen el comportamiento de materiales viscoelásticos con mayor precisión que los modelos clásicos [14]. Entre ellos: los modelos Huet-Sayegh [15] y 2S2P1D [16]. Existen investigaciones que implementaron el modelo Huet-Sayegh para simular el comportamiento reológico de las mezclas asfálticas [17-19]. Además, otros estudios emplearon el modelo 2S2P1D para caracterizar propiedades viscoelásticas no lineales en mezclas asfálticas [20-22].

La modelación computacional de mezclas asfálticas permite simular el comportamiento mecánico y reológico de pavimentos de manera precisa, considerando las propiedades del material y su interacción bajo cargas repetidas. Este enfoque reduce la dependencia exclusiva de ensayos de laboratorio costosos y permite optimizar el diseño de mezclas asfálticas. El Método de los Elementos Discretos (DEM, *Discret Element Method*, por sus siglas en inglés) es ideal para evaluar esfuerzos internos, fricción interparticular y comportamiento no lineal, especialmente en mezclas con gradación heterogénea y ligantes modificados [14, 23, 24]. El Método de los Elementos Finitos (FEM, *Finite Element Method*, por sus siglas en inglés) permite simular comportamientos: viscoelásticos, viscoplásticos y térmicos de las mezclas, e integra modelos reológicos avanzados como Huet-Sayegh y 2S2P1D [14].

El objetivo de este trabajo es proponer un modelo computacional en el software ABAQUS del ensayo de tracción indirecta de una mezcla asfáltica, teniendo en cuenta los modelos constitutivos *Concrete Damaged Plasticity*, Burgers y 2S2P1D, empleando el modelo reológico que mejor describa su comportamiento mediante la comparación con los resultados obtenidos por Zamora (2017) [2] y un ensayo de laboratorio [2].

2. MATERIALES Y MÈTODOS

En el proceso de modelación de una probeta asfáltica en ABAQUS para simular el ensayo de tracción indirecta, es necesario considerar y optimizar cinco factores principales que interactúan entre sí: geometría del sistema, propiedades de los materiales, interacciones entre superficies, cargas aplicadas y condiciones de contorno. Estos elementos se definen de manera secuencial pero iterativa en el programa, ya que modificaciones en uno, requiere ajustes en los otros para mantener la coherencia física y numérica del modelo.

2.1. GEOMETRÍA DE LA PROBETA ASFÁLTICA.

El ensayo a modelar está establecido por la norma (UNE-EN 12697-26, 2012) [25] y consiste en someter a compresión diametral una probeta cilíndrica, aplicando una carga de manera uniforme a lo largo de dos líneas o generatrices opuestas hasta alcanzar la rotura, como se muestra en la figura 1. La probeta es cargada a compresión según un plano diametral vertical de la misma, requiriéndose un dispositivo de sujeción a través del cual se materialice dicho plano de carga. Se utilizan unas placas de apoyo curvo, con radio de curvatura igual al radio nominal de la probeta, para que la distribución de tensiones no se altere [2].

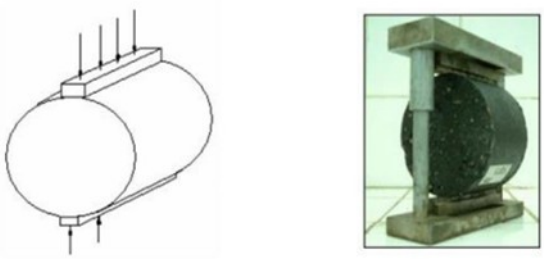


Fig. 1- Colocación de la probeta para el ensayo de tracción indirecta [2].

La configuración de la carga provoca un esfuerzo de tracción relativamente uniforme en todo el diámetro del plano de carga vertical, y la solicitación de esfuerzo a tracción que genera es la que agota la probeta y desencadena la rotura en el plano diametral. En la figura 2 se muestra los tipos de rotura que pueden ocurrir en una probeta sometida a este ensayo.

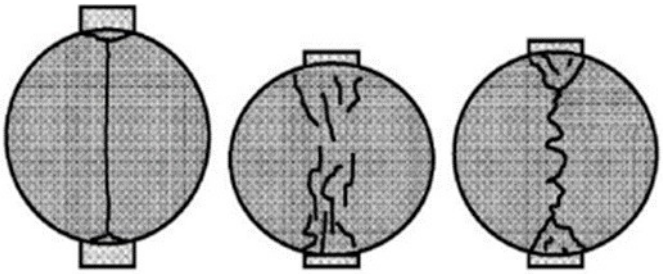


Fig. 2- Tipos de rotura que ocurren en el ensayo [2].

La probeta de mezcla asfáltica se modeló adoptando su geometría y dimensiones. La probeta se creó como un sólido deformable 3D, ya que, durante el ensayo la probeta exhibe un comportamiento dependiente de la temperatura y velocidad de carga. Aunque es conocido que la probeta se compone de áridos de diferentes tamaños, asfalto y aire, en esta investigación, como primera aproximación a la comparación de los modelos reológicos de las mezclas, se decidió considerar la probeta como un material homogéneo.

Los mecanismos superiores e inferiores de transferencia de carga simulan las bandas que se emplean en las máquinas de ensayo para distribuir la carga linealmente a lo largo de las generatrices diametrales opuestas de la probeta, evitando concentraciones locales excesivas que podrían inducir fallos prematuros por aplastamiento. Estos mecanismos poseen una altura de 6.35 mm y un ancho de 12.7 mm. En el programa fueron diseñados como rígidos discretos. Cada uno de los tres componentes fueron creados de forma independiente en el módulo Part en el programa, para posteriormente unirlos, mediante el módulo Assembly, como se muestra en la figura 3.

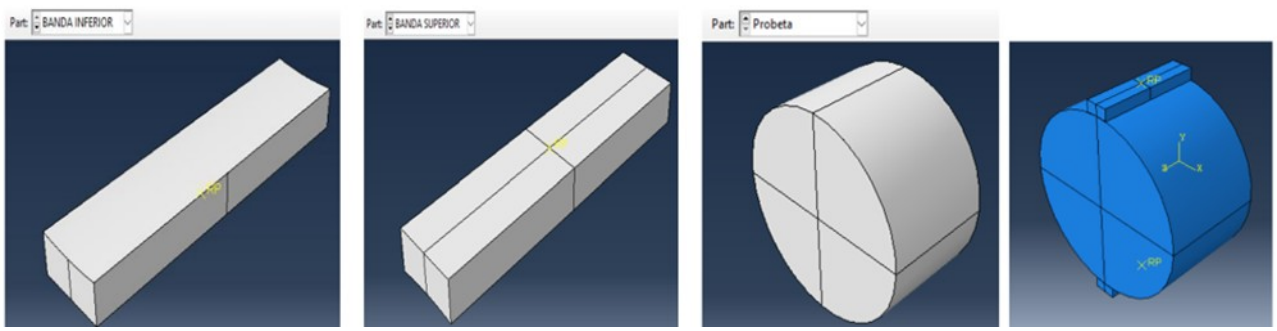


Fig. 3- Partes independientes para la simulación del ensayo y ensamblaje del modelo.

2.2.MATERIALES.

El tipo de ligante utilizado en la mezcla asfáltica fue un asfalto 50/70, ampliamente empleado en la pavimentación. Para la definición de las propiedades de los materiales se utilizaron tres modelos con sus diferentes parámetros: Modelo *Concrete Damaged Plasticity*, Modelo de Burgers y Modelo 2S2P1D.

Modelo *Concrete Damaged Plasticity*

En este modelo se introducen las propiedades elásticas y plásticas del material, con sus curvas de comportamiento en tracción y compresión. Para el comportamiento elástico se introdujeron los valores del módulo de elasticidad y el coeficiente de Poisson (tabla 1) [2]. Para el comportamiento plástico se introdujeron los parámetros de: la excentricidad, la cual es un número positivo pequeño que define la velocidad a la que el potencial de flujo hiperbólico se aproxima a su asíntota; la relación entre el esfuerzo inicial de fluencia en compresión biaxial y la tensión inicial uniaxial de fluencia a compresión, tomándose por defecto en el programa [2]. Los otros parámetros del modelo son las curvas para simular el comportamiento no lineal del material bajo estados de tracción y compresión (tabla 2).

Tabla 1- Propiedades de la mezcla asfáltica en la etapa elástica [2].

Módulo de Elasticidad E (MPa)	Coeficiente de Poisson
20000	0,3

Tabla 2- Propiedades de la mezcla asfáltica en la etapa plástica [2].

Parámetros	Valores
Ángulo de dilatancia (º)	10
Excentricidad	0,1
fbo/fbc	1,16
k	0,66
Viscosidad (MPa)	0
Resistencia a compresión (MPa)	2,500
Resistencia a tracción (MPa)	2,502
Energía de fractura (J/m^2)	700

Modelo Burgers

Para describir el comportamiento viscoelástico de las mezclas asfálticas, fueron extraídos del estudio realizado por Komba et al. (2012) [26] los datos pertenecientes del modelo de Burgers para un asfalto de grado 50/70: el módulo elástico instantáneo (E_1) y la viscosidad permanente (η_1) (pertenecientes al resorte y amortiguador del modelo de Maxwell), y el módulo elástico retardado (E_2) y la viscosidad retardada (η_2) (pertenecientes al resorte y amortiguador del modelo de Kelvin-Voigt), como se observa en la tabla 3. Estos datos se obtuvieron mediante ensayos experimentales, que se ajustarán para calibrar el modelo en el programa.

Tabla 3. Parámetros para el modelo de Burgers [26].

Parámetros	Valores
Módulo elástico instantáneo (E_1) (MPa)	1316
Módulo elástico retardado (E_2) (MPa)	22931
Viscosidad permanente (η_1) (MPa*s)	100000
Viscosidad retardada (η_2) (MPa*s)	500

El modelo de Burgers no está implementado directamente en el programa ABAQUS como una opción predefinida en su biblioteca de materiales viscoelásticos. El programa soporta los modelos viscoelásticos generales a través de la definición de propiedades en el dominio del tiempo o de la frecuencia, pero estos se basan en la representación mediante series de Prony. La serie de Prony es una representación matemática que utiliza el programa ABAQUS para representar el comportamiento viscoelástico lineal de los materiales en el dominio del tiempo. Esta serie representa conceptualmente el modelo de Maxwell generalizado [27], adaptada para una implementación computacional eficiente en análisis de elementos finitos. En la figura 4 se representa la superposición casi perfecta entre los puntos de ABAQUS (serie de Prony) y la curva analítica del modelo de Maxwell generalizado, confirmando que la serie de Prony implementada en el programa es matemáticamente equivalente al modelo de Maxwell generalizado [27].

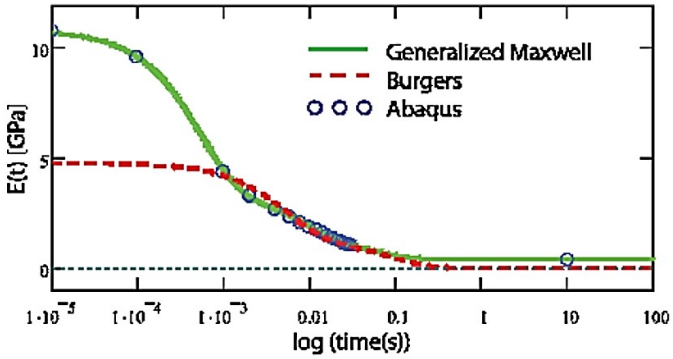


Fig. 4- Comparación entre la solución analítica del modelo de Maxwell generalizado, integración numérica obtenida en el ABAQUS y el modelo de Burgers [27].

La transformada de Laplace [28] es una herramienta matemática que convierte una función definida en el dominio del tiempo en una función de la frecuencia compleja. Es el método analítico ideal para la conversión del modelo de Burgers a una forma algebraica, descomponiéndola en componentes exponenciales [28]. En la tabla 4 se muestran los resultados obtenidos de la serie de Prony de dos términos mediante la transformada de Laplace, equivalentes a los datos del modelo de Burgers, que se colocarán en el programa ABAQUS.

Tabla 4. Términos de la serie de Prony equivalentes al modelo Burgers para colocar en ABAQUS.

i	g_i	$\tau_i(s)$
1	0,0828	0,02
2	0,917	80,83

Modelo 2S2P1D

Se trata de un modelo más avanzado para describir el comportamiento viscoelástico de las mezclas asfálticas [20, 21]. De la investigación de Komba et al. (2012) [26] fueron extraídos los datos pertenecientes del modelo 2S2P1D para un asfalto de grado 50/70: el módulo elástico instantáneo (E_0), el módulo elástico retardado (E_∞), los coeficientes adimensionales k, δ, h, β y el valor medio logarítmico de los tiempos de relajación (τ), como se observa en la tabla 5. Estos datos se obtuvieron mediante ensayos experimentales.

Tabla 5. Parámetros del modelo 2S2P1D [26].

Parámetros	Valores
Módulo elástico instantáneo (E_0) (MPa)	90
Módulo elástico retardado (E_∞) (MPa)	45000
k	0,14903
δ	153,368
h	0,51966
Módulo elástico instantáneo (E_0) (MPa)	90
Módulo elástico retardado (E_∞) (MPa)	45000

El modelo 2S2P1D tampoco se encuentra implementado de manera directa en el programa ABAQUS, por lo que es necesario transformar su formulación reológica original en una representación equivalente mediante una serie de Prony. Los 11 tiempos de relajación de la serie de Prony se definieron mediante una distribución en escala logarítmica, a partir de que los parámetros del modelo se obtuvieron para cubrir una frecuencia de $0{,}1\sim25\ Hz$. Los tiempos de relajación se centraron alrededor del valor medio logarítmico $\tau{=}0{,}01164\ s$, estableciendo dos décadas a cada lado del tiempo medio, con el fin de representar adecuadamente el espectro continuo de relajación del modelo 2S2P1D, abarcando los tiempos desde $10\text{-}4\sim100$. En varios estudios se obtienen los términos de los tiempos de relajación mediante una escala logarítmica como un procedimiento válido [29-31].

Para determinar los términos de los coeficientes adimensionales de la serie de Prony, se establecieron espectros de relajación continua E_i, seleccionando los tiempos de relajación y obteniendo los coeficientes para obtener una buena representación del espectro [30].

$$E_i = H(\tau_i) * \Delta \ln \tau_i \quad (1)\ [30]$$

$$\Delta \ln \tau_i = \ln 10 * \Delta \log \tau_i \quad (2)\ [30]$$

$$H(\tau_i) \geq \frac{0.01\%(E_0 - E_\infty)M}{\ln 10} \quad (3)\ [30]$$

Donde M es el número de tiempos asumidos en cada década del tiempo en la escala logarítmica.

$$g_i = \frac{E_i}{E_0} \quad (4)\ [30]$$

En la tabla 6 se muestran los resultados obtenidos de los 11 términos para la serie de Prony para la colocación en el programa ABAQUS.

Tabla 6. Términos de la serie de Prony equivalentes al modelo 2S2P1D para colocar en ABAQUS.

i	g_i	$\tau_i(s)$
1	0,05890	$1,16 * 10^{-4}$
2	0,05387	$2,51 * 10^{-4}$
3	0,04886	$5,43 * 10^{-4}$
4	0,04386	$1,73 * 10^{-3}$
5	0,03885	$2,53 * 10^{-3}$
6	0,03383	$5,48 * 10^{-3}$
7	0,02880	$1,19 * 10^{-2}$
8	0,02378	$2,57 * 10^{-2}$
9	0,01870	$5,56 * 10^{-2}$
10	0,01370	$1,20 * 10^{-1}$
11	-0,00096	1,16

2.3. INTERACCIONES.

Las interacciones entre las distintas partes del modelo constituyen uno de los aspectos fundamentales de la simulación numérica, para garantizar la convergencia en la solución del modelo. Durante el ensayo físico, la probeta permanece en contacto continuo con los mecanismos de carga, sin que se produzca la separación de la zona central de contacto, incluso cuando la probeta comienza a deformarse. Por esta razón se utilizó el contacto TIE, para no permitir la separación entre los elementos que interactúan. Se establecieron para el contacto dos superficies: una principal y otra secundaria, donde la principal fue la superficie del mecanismo de transferencia y la secundaria, la superficie de la probeta en contacto con el mecanismo. En la figura 5 se observan las superficies principal y secundaria para la interacción TIE entre la probeta-mecanismo de transferencia de carga.

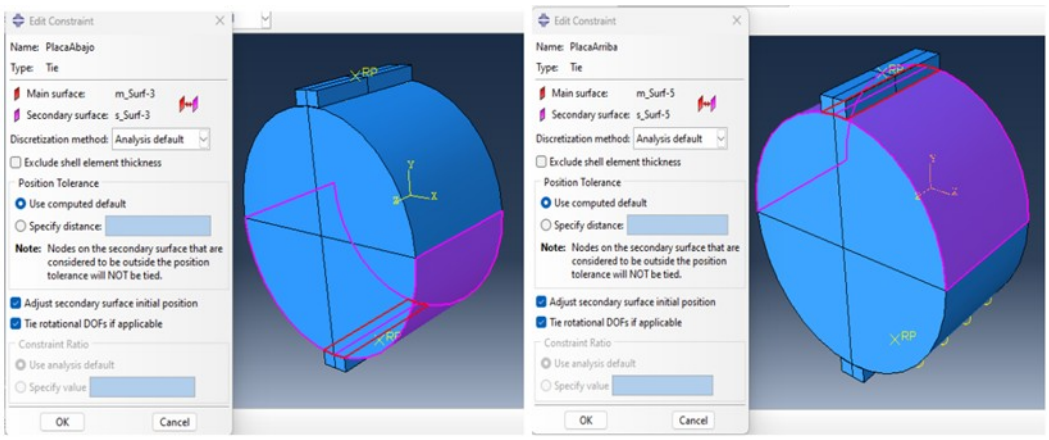


Fig. 5. Interacciones empleadas en la modelación.

2.4.CARGAS Y CONDICIONES DE CONTORNO.

En el mecanismo de transferencia de carga inferior todos los grados de libertad se restringen. Esta condición idealiza el apoyo rígido y fijo de la máquina del ensayo, sin permitir ningún movimiento ni rotación. En el mecanismo de transferencia de carga superior se restringen los desplazamientos y giros, excepto en la vertical que se impone un desplazamiento de 3 mm, donde se determinará la reacción que genera el desplazamiento. En la figura 6 se muestra la definición de las condiciones de contorno y de carga en el modelo.

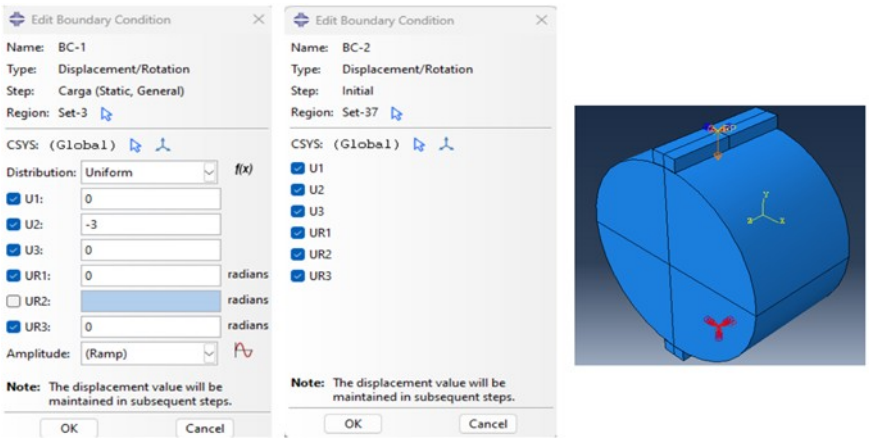


Fig. 6- Condiciones de borde para el estado de carga en la probeta.

2.5.DEFINICIÓN DEL MALLADO.

Para el mallado se emplearon las condiciones establecidas por Zamora (2017) [2]. Se utilizó la técnica de barrido "*Sweep*" en el módulo *Mesh*, con el algoritmo de avance frontal, ya que esta técnica permite generar mallas de muy alta calidad en geometrías cilíndricas y prismáticas. Para la probeta se eligieron los elementos del mallado C3D8R (*Continum Tridimensional 8 nudes reduced integration*, por sus siglas en inglés), un cubo lineal de 8 nodos, con integración reducida y el control de reloj de arena. El control se estableció para 46 elementos cuadrangulares y estructurados. La densidad de mallado definida fue de 5 mm. En la figura 7 se observa la forma del mallado de la probeta y los mecanismos de transferencia de carga.

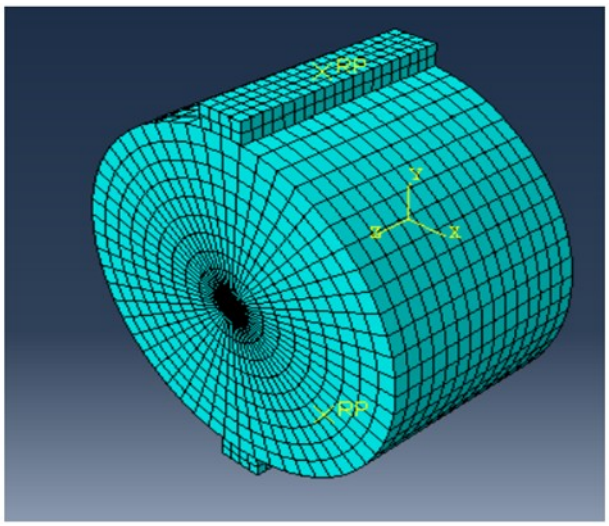


Fig. 7- Mallado realizado para simular el ensayo de tracción indirecta (IDT).

3. RESULTADOS

Para el análisis de los resultados de los tres modelos realizados, se tendrán en cuenta factores fundamentales como la carga de rotura, el desplazamiento vertical de la probeta, la tensión y las deformaciones. Todos los análisis se realizarán para el modelo en 3D.

3.1. MODELO CONCRETE DAMAGED PLASTICITY.

A partir de la primera modelación realizada por el modelo *Concrete Damaged Plasticity* (modelo numérico 1), se generaron los resultados para permitir evaluar el comportamiento de la probeta. En la figura 8a se presenta el gráfico policromático que brinda el programa a partir de los resultados de los desplazamientos verticales (U_2). El desplazamiento de rotura se identifica en la zona central de la probeta, donde el material se deforma libremente y el estado tensional es consecuencia exclusiva del modelo constitutivo. En esta región se concentra la mayor deformación plástica y la degradación de rigidez, lo que conduce a la localización del daño y al inicio de la rotura, como se muestra en la figura 8b. La figura 8c muestra la distribución de tensiones obtenidas.

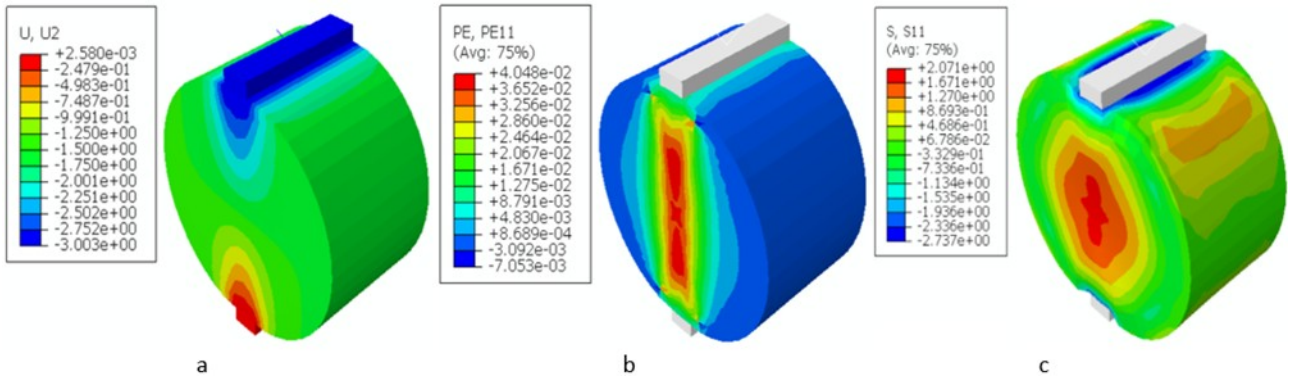


Fig. 8- Gráfico policromático para el modelo 1 de- a) desplazamiento vertical, b) deformaciones plásticas, c) distribución de tensiones.

Como se puede observar en la figura 8a, las condiciones de contornos previstas en el modelo ocasionan que las formas de los desplazamientos correspondan con los que se pretenden simular la investigación, similares al ensayo de tracción indirecta. La zona azul corresponde a la región donde se aplicó el desplazamiento, mientras que la zona roja representa la superficie con desplazamiento restringido, donde el material no puede deformarse libremente. Debido a que ambas regiones están gobernadas por condiciones de contorno, no son representativas en el comportamiento real del material.

La deformación de rotura se localiza en el centro de la probeta (figura 8b) debido a que esta región se encuentra libre de los efectos de las condiciones de contorno impuestas por los mecanismos de carga. En dicha zona (área de color rojo), el material experimenta un estado tensional más uniforme y representativo, con menor confinamiento, lo que favorece la acumulación de deformación inelástica y la localización del daño. Esta zona de máxima deformación plástica obtenida por el modelo coincide con el lugar donde, en el ensayo real de tracción indirecta aparece y se propaga la grieta principal.

Como se observa en la figura 8c, la carga aplicada en los extremos de la probeta produce un estado de compresión vertical, y simultáneamente un estado de tracción horizontal en el plano diametral. La escala de colores representa: las tensiones bajas en la zona azul, la concentración máxima de tensiones de tracción en la región central marcada en rojo, que es donde ocurre la fisura y rotura del material. Esta distribución confirma que las condiciones de contorno y el contacto con el plato de carga están correctamente modelados, ya que las tensiones más elevadas no se localizan en la zona de aplicación de la carga, sino en el interior de la probeta. La simulación reproduce el mecanismo de falla característico del ensayo y permite identificar la zona crítica del material.

Comparación de resultados

En el caso particular de la investigación, el modelo numérico fue validado mediante la comparación de los resultados obtenidos con dos referencias independientes. Se contrastaron los datos con los resultados publicados en la tesis de Zamora (2017) [2], y dado que, en dicho documento, Zamora valida su propio modelo frente a un ensayo de laboratorio de tracción indirecta específico, Villar (2006) [2], se procedió a una comparación directa y secundaria del presente modelo con los datos experimentales de ese mismo ensayo.

Para validar los resultados obtenidos en el modelo se contrastaron los valores de la carga de rotura y deformación de rotura con los datos patrones, siguiendo la norma de error del espacio euclidiano en un punto (error relativo) (ecuación 5).

$$e_r = \frac{|V_{patrón} - V_{estimado}|}{V_{patrón}} \quad (5)$$

En la tabla 7 se muestran los valores obtenidos por el modelo numérico 1 realizado y por los datos publicados en el documento patrón [2], además, se comparan los resultados y se determinan los errores.

Tabla 7. Comparación entre el modelo numérico 1, la tesis Zamora (2017) y el ensayo Villar (2006).

Valores	Modelo numérico (1) Concrete Damaged Plasticity	Tesis patrón / Error relativo (%) (Zamora 2017) [2]	Ensayo de laboratorio / Error relativo (%) (Villar 2006) [2]
Desplazamiento (mm)	1,499	1,284 / 16,74	1,427 / 5,05
Carga de rotura (N)	8316	8630 / 3,64	8710 / 4,52

Al comparar los resultados obtenidos por el modelo numérico 1 frente a los datos experimentales del ensayo de laboratorio y los valores reportados en la tesis patrón [2], se observa que la modelación realizada presenta un error significativamente menor respecto al comportamiento medido en el laboratorio, que con respecto a la tesis patrón. Aunque los errores resultantes entre el modelo numérico 1 y el ensayo de laboratorio están en el intervalo de un 4% - 6%, el modelo no representa la naturaleza viscoelástica de la mezcla.

En la figura 9 se muestra la comparación de los gráficos de carga contra desplazamiento de la tesis patrón, el ensayo de laboratorio [2] y el obtenido por el modelo numérico 1.

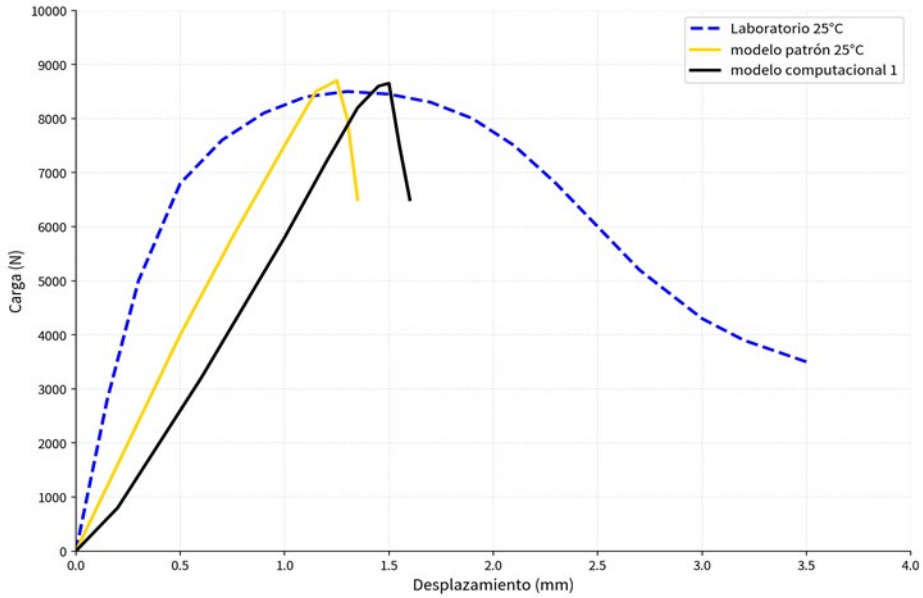


Fig. 9- *Comparación de los gráficos de carga contra desplazamiento del modelo computacional 1, la tesis patrón y el ensayo de laboratorio***.**

Como se observa en la figura 9, la carga máxima y el desplazamiento son similares con la tesis patrón, sin embargo, no lo es así con el comportamiento de la curva del ensayo de laboratorio, debido a que tanto el modelo numérico realizado, como la tesis patrón, fueron representados mediante un modelo de daño plástico típico para hormigones hidráulicos y no para mezclas asfálticas, no considerando el comportamiento viscoso de la mezcla.

3.2.MODELO BURGERS.

Para la simulación del modelo de Burgers (modelo numérico 2), se obtienen los resultados correspondientes al comportamiento mecánico de la probeta. Este modelo considera el comportamiento de la mezcla desde un enfoque viscoelástico, permitiendo evaluar con más exactitud la respuesta real del material. En la figura 10a se evidencia la escala de colores correspondiente a los desplazamientos verticales resultantes en el modelo. La figura 10b muestra los resultados obtenidos de las fuerzas de reacción y la figura 10c muestra los resultados obtenidos de las tensiones.

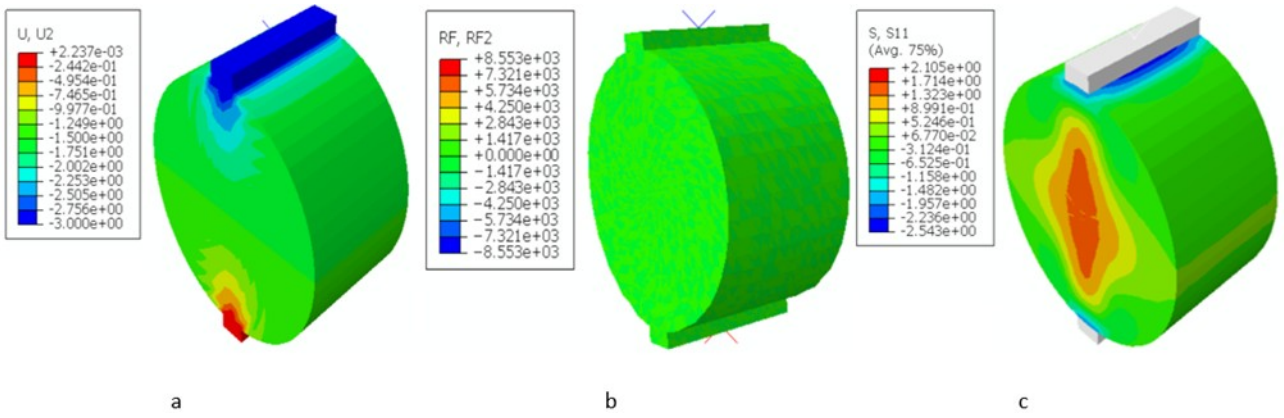


Fig. 10- Gráfico policromático para el modelo 2 de- a) desplazamiento vertical, b) distribución de fuerzas de reacción, c) distribución de tensiones.

Como se puede observar en la figura 10a, la zona roja corresponde a la superficie con los desplazamientos restringidos, simulando un apoyo rígido, la zona azul corresponde a la región donde se impuso el desplazamiento. El desplazamiento de rotura se identifica en la zona central de la probeta, donde el material se deforma libremente y el estado tensional es consecuencia exclusiva del modelo constitutivo.

Las fuerzas de reacción se concentran en la zona de la banda superior, que es donde se aplicó el desplazamiento, y en la banda inferior con el mismo valor, pero en sentido contrario, como se observa en la figura 10b. Aunque las reacciones se concentran en estas zonas, la carga de rotura se produce en la región central, a partir del máximo valor de la fuerza de reacción, que es donde ocurre la falla.

Como se observa en la figura 10c, la carga aplicada en los extremos de la probeta produce un estado de compresión vertical, y simultáneamente un estado de tracción horizontal en el plano diametral. Las mayores tensiones se concentran en el centro de la probeta, que es donde ocurre la fisura y rotura del material.

Comparación de resultados

Se contrastaron los valores obtenidos con los resultados publicados en la tesis de Zamora (2017) [2], y con el ensayo de laboratorio de tracción indirecta, Villar (2006) , logrando así una verificación doble de los resultados.

En la tabla 8 se muestran los valores obtenidos por el modelo numérico 2 realizado y por los datos publicados en el documento patrón, además, comparan los resultados y se determinan los errores.

Tabla 8. Comparación entre el modelo numérico 2, la tesis Zamora (2017) y el ensayo Villar (2006).

Valores	Modelo numérico (2) Burgers	Tesis patrón / Error relativo (%) (Zamora 2017) [2]	Ensayo de laboratorio / Error relativo (%) (Villar 2006) [2]
Desplazamiento (mm)	1,468	1,284 / 14,33	1,427 / 2,88
Carga de rotura (N)	8553	8630 / 0,89	8710 / 1,80

Al comparar los resultados obtenidos por el modelo numérico 2 con respecto a los datos experimentales del ensayo de laboratorio y los valores reportados de la tesis patrón, se demuestra que:

Los errores entre la modelación realizada y el ensayo de laboratorio son inferiores a un 3%, representando que el modelo Burgers representa con mejor el comportamiento de las mezclas asfálticas.

Los errores entre la modelación realizada y los resultados reportados por la tesis patrón son representativos, con más de un 10% de error con respecto al valor de desplazamiento, significando la desigualdad que existe entre los modelos constitutivos utilizados para representar el comportamiento de la mezcla.

En la figura 11 se muestra la comparación de los gráficos de carga contra desplazamiento de la tesis patrón, el ensayo de laboratorio [2] y el obtenido por el modelo numérico 2.

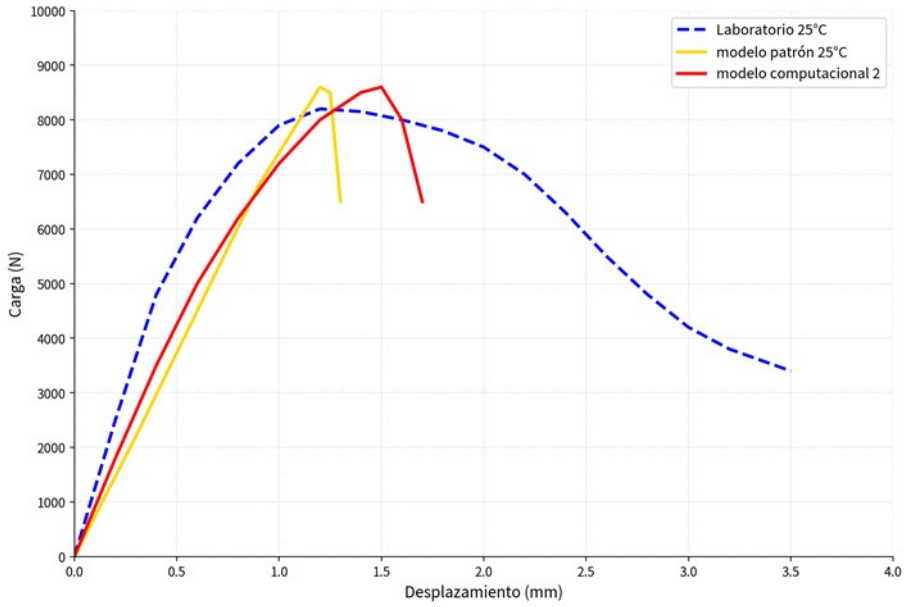


Fig. 11- *Comparación de los gráficos de carga contra desplazamiento del modelo computacional 2, la tesis patrón y el ensayo de laboratorio.*

El gráfico que se observa en la figura 11, demuestra que el modelo de Burgers representa el comportamiento viscoelástico de la mezcla, guardando similitud la curva de comportamiento con la curva del ensayo de laboratorio.

3.3. MODELO 2S2P1D.

Para la simulación del modelo 2S2P1D (modelo numérico 3), se obtuvieron los resultados correspondientes al comportamiento mecánico de la probeta bajo carga. Estos datos permitieron evaluar la respuesta del material desde un enfoque viscoelástico, constituyendo la base para el análisis.

La representación policromática correspondiente a los desplazamientos verticales del modelo se aprecia en la figura 12a. La figura 12b evidencia las fuerzas de reacción obtenidas por el modelo en respuesta al desplazamiento impuesto en la banda superior del mecanismo de transferencia de carga de la representación. La figura 12c muestra la distribución de tensiones obtenidas.

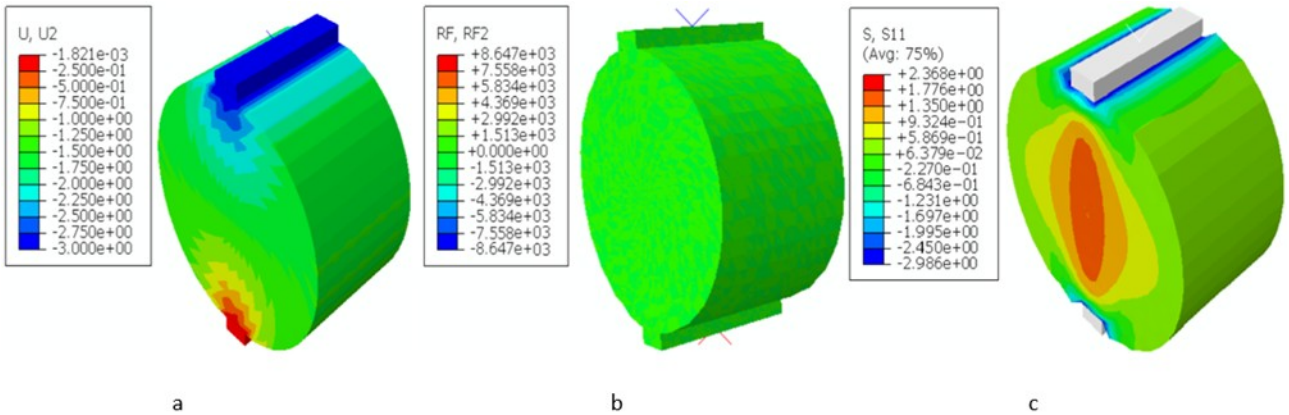


Fig. 12- Gráfico policromático para el modelo 3 de- a) desplazamiento vertical, b) distribución de fuerzas de reacción, c) distribución de tensiones.

En la figura 12a, la zona azul identifica el sector donde se impuso el desplazamiento, lo que provoca que dicha región experimente la mayor deformación impuesta por el modelo. La zona roja corresponde a la superficie con desplazamientos restringidos, donde los grados de libertad han sido restringidos para evitar movimientos, simulando un apoyo rígido. Estas regiones, dominadas por las condiciones de contorno no permiten observar la respuesta real del material, por lo el comportamiento mecánico debe centrarse en la zona intermedia de la probeta, donde el material se deforma libremente y las tensiones y deformaciones resultantes representan de manera más fiel la respuesta de la probeta asfáltica.

Aunque las reacciones representadas en la figura 12b se concentran en las zonas de las bandas superior e inferior, estas regiones no son representativas para el inicio de la rotura, ya que están gobernadas por las condiciones de contorno. La localización del fallo se produce en la zona central de la probeta, donde el material se deforma libremente, donde la carga de rotura se identifica a partir del valor máximo de la fuerza de reacción.

Como se observa en la figura 12c, la carga aplicada en los extremos de la probeta produce un estado de compresión vertical, y simultáneamente un estado de tracción horizontal en el plano diametral. La escala de colores representa: las tensiones bajas en la zona azul, la concentración máxima de tensiones de tracción en la región central marcada en naranja, que es donde ocurre la fisura y rotura del material.

Comparación de resultados

Se contrastaron los valores obtenidos con los resultados publicados en la tesis de Zamora (2017) [2], y con el ensayo de laboratorio de tracción indirecta, Villar (2006) [2], logrando así una verificación doble de los resultados.

En la tabla 9 se muestran los valores obtenidos por el modelo numérico 3 realizado y por los datos publicados en el documento patrón, además, comparan los resultados y se determinan los errores.

Tabla 9. Comparación entre el modelo numérico 3, la tesis Zamora (2017) y el ensayo Villar (2006).

Valores	Modelo numérico (3) 2S2P1D	Tesis patrón / Error relativo (%) (Zamora 2017) [2]	Ensayo de laboratorio / Error relativo (%) (Villar 2006) [2]
Desplazamiento (mm)	1,452	1,284 / 13,09	1,427 / 1,76
Carga de rotura (N)	8621	8630 / 0,10	8710 / 1,02

Al comparar los resultados obtenidos por el modelo numérico 3 frente a los datos experimentales del ensayo de laboratorio y los valores reportados en la tesis patrón, se evidencia que:

Los errores entre la modelación realizada y el ensayo de laboratorio son inferiores a un 2%, representando que el modelo 2S2P1D representa con más exactitud el comportamiento de las mezclas asfálticas.

Los errores entre la modelación realizada y los resultados reportados por la tesis patrón son representativos, con más de un 10% de error con respecto al valor de desplazamiento, significando la desigualdad que existe entre los modelos constitutivos utilizados para representar el comportamiento de la mezcla.

En la figura 13 se muestra la comparación de los gráficos de carga contra desplazamiento de la tesis patrón, el ensayo de laboratorio [2] y el obtenido por el modelo numérico 3.

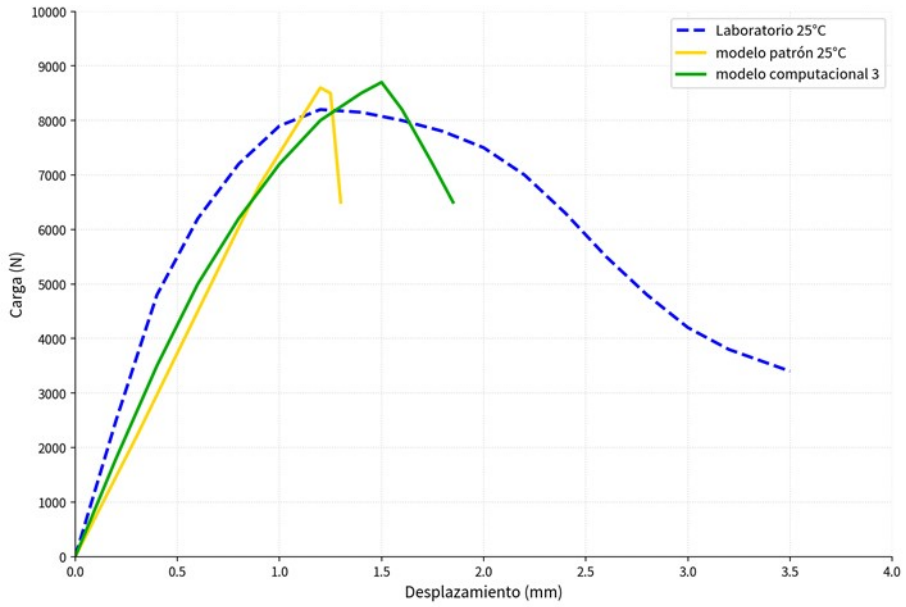


Fig. 13- *Comparación de los gráficos de carga contra desplazamiento del modelo computacional 3, la tesis patrón y el ensayo de laboratorio.*

Como se observa en el gráfico de la Figura 13, la curva del comportamiento de la probeta asfáltica es similar a la curva del ensayo de laboratorio [2], demostrando la capacidad del modelo 2S2P1D de representar el comportamiento viscoelástico de las mezclas asfálticas.

3.4. COMPARACIÓN ENTRE LOS MODELOS COMPUTACIONALES

A partir de las tres modelaciones computacionales realizadas y del ensayo experimental, se obtuvieron los valores de desplazamiento y carga de rotura que se muestran en la tabla 10 y se graficaron las curvas de comportamiento de las modelaciones como se muestra en la figura 14.

Tabla 10. Comparación de los resultados numéricos y experimentales.

Análisis de los modelos computacionales				
Modelos computacionales	**Criterio**			
	Carga (N)	**Error de carga (%)**	**Desplazamiento (mm)**	**Error Desplazamiento (%)**
Ensayo Patrón (Carga) (N)	8710			
Ensayo Patrón (Desplazamiento) (mm)	1,427			
Modelo numérico (1) Concrete Damaged Plasticity	8316	4,52	1,499	5,05
Modelo numérico (1) Burgers	8553	1,80	1,468	2,88
Modelo numérico (1) 2S2P1D	8621	1,02	1,452	1,76

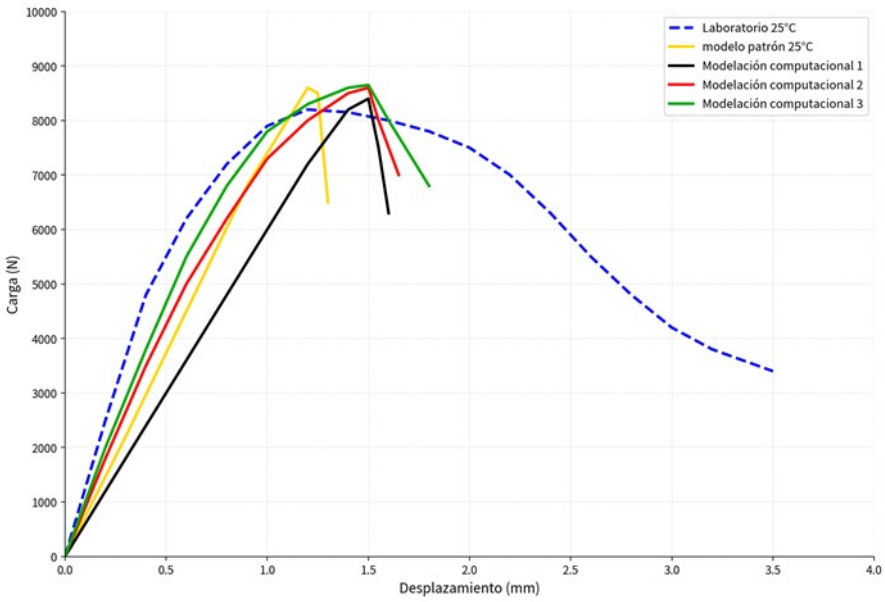


Fig. 14- Comparación de los gráficos de carga contra desplazamiento de los modelos computacionales 1, 2 y 3, la tesis patrón y el ensayo de laboratorio.

Al analizar los resultados obtenidos por la carga y desplazamiento de rotura de los tres modelos, se evidencia que:

El modelo Concrete Damaged Plasticity presenta una subestimación de la carga máxima respecto al ensayo de laboratorio. El modelo fue originalmente desarrollado para materiales cuasi-frágiles como el hormigón, donde los mecanismos de daño y plastificación dominan el comportamiento, sin considerar los efectos viscoelásticos característicos de las mezclas asfálticas. Además, predice un desplazamiento mayor que el obtenido experimentalmente, lo que indica una sobreestimación de la capacidad deformacional del material antes del fallo.

El modelo de Burgers muestra una mejor aproximación al valor de la carga de rotura experimental, evidenciando que la incorporación de elementos viscosos permite capturar de forma más adecuada la redistribución de tensiones previa a la rotura. Además, muestra un desplazamiento más próximo al valor del ensayo, lo que pone de manifiesto la importancia de considerar la viscosidad del material en la simulación del proceso de rotura.

El modelo 2S2P1D representa la mayor concordancia con el ensayo de laboratorio, confirmando que la formulación del modelo, basada en una representación más completa del comportamiento viscoelástico, es especialmente adecuada para simular mezclas asfálticas sometidas al ensayo de tracción indirecta. Además, es el que mejor reproduce el desplazamiento, con una diferencia mínima al valor experimental. Esto sugiere que el modelo es capaz de reproducir de forma más realista la evolución de la deformación en la zona central de la probeta, donde se localiza el estado crítico de tracción durante el ensayo.

De manera general, los resultados demuestran que el modelo Concrete Damaged Plasticity tiende a concentrar el daño de forma más abrupta, lo que conduce a una rotura menos progresiva; el modelo de Burgers, al introducir un comportamiento viscoelástico básico, permite una evolución más gradual de las deformaciones, mejorando la predicción tanto de la carga como del desplazamiento de rotura y el modelo 2S2P1D destaca por ofrecer una respuesta muy cercana a la experimental, similar a la curva de comportamiento del ensayo, contemplando de manera más realista los efectos dependientes del tiempo y de la carga.

4. CONCLUSIONES

A partir del análisis comparativo realizado se puede concluir que:

El modelo Concrete Damaged Plasticity es capaz de reproducir el fenómeno de rotura, pero no reproduce adecuadamente el comportamiento viscoelástico de la mezcla asfáltica, lo que se traduce en diferencias significativas respecto a los resultados experimentales.

El modelo de Burgers mejora la predicción tanto de la carga como del desplazamiento de rotura, evidenciando la importancia de incorporar efectos viscosos en la modelación del ensayo de tracción indirecta. Sin embargo, su capacidad para reproducir con precisión el ensayo de laboratorio sigue siendo limitada debido a su formulación relativamente simplificada.

El modelo 2S2P1D presenta la mayor concordancia con el ensayo de laboratorio, reproduciendo con alta precisión el comportamiento de la mezcla asfáltica.

El modelo 2S2P1D se identifica como el modelo constitutivo más adecuado para la simulación numérica de ensayos de tracción indirecta en mezclas asfálticas, al ser el que mejor representa el comportamiento real del material.

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. L. Moretti and A. D'Andrea, "Analysis of the relationship between air voids content, hydraulic conductivity, and gas permeability in asphalt mixtures," International Journal of Pavement Research and Technology, vol. 19, pp. 1857-1872, 2025
2. D. Zamora, "Relación entre la estabilidad Marshall y la resistencia a tracción indirecta con empleo de simulación numérica," Departamento de Viales, CUJAE, La Habana, 2017
3. L. Shi, X. Xiao, X. Wang, H. Liang, and D. Wang, "Mesostructural characteristics and evaluation of asphalt mixture contact chain complex networks," Construction and Building Materials, vol. 340, 2022
4. Y. Sun, Z. Zhang, H. Gong, C. Zhou, J. Chen, and B. Huang, "3D multiscale modeling of asphalt pavement responses under coupled temperature-stress fields," Journal of Engineering Mechanics, vol. 148, no. 3, 2022
5. K. Georgouli and C. Plati, "Dielectric response of asphalt mixtures and relationship to air voids and stiffness," Construction Materials, vol. 4, no. 3, 2024
6. Y. Luo et al., "Thermal fatigue and cracking behaviors of asphalt mixtures under different temperature variations," Construction and Building Materials, vol. 369, 2023
7. M. L. Varas, A. Raposeiras, D. M. Quesada, and J. P. Arenas, "Estudio del comportamiento reológico de mezclas y ligantes asfálticos utilizando modelos de viscoelasticidad fraccionaria," presented at the Congreso Ibero Latinoamericano del Asfalto, México, 2019.
8. M. M. Alamnie, E. Taddesse, and I. Hoff, "Advances in Permanent Deformation Modeling of Asphalt Concrete-A review " Materials, vol. 15, no. 10, pp. 34-80, 2022
9. Y. He et al., "Comparative study on the dynamic response of asphalt pavement structures: Analysis using the classic Kelvin, Maxwell, and Three-Parameter Solid Models," Buildings, vol. 14, no. 1, 2024
10. C. Huang, D. Gao, T. Meng, and C. Yang, "Investigation into viscoelastic properties of fiber-reiforced asphalt composite concrete based on the burgers model," Buildings, vol. 13, no. 2, 2023
11. H. Wang and P. Hao, "Numerical simulation of indirect tensile test based on the microstructure of asphalt mixture," Journal of Materials in Civil Engineering, vol. 23, no. 1, pp. 21-29, 2011
12. A. T. Vu, "Modeling relaxation nature of nonequilibrium glass in nonisothermal glass molding," presented at the Dissertation, Rheinisch-Westfalische Techbische Hochschule Aachen, Germany, 2023.
13. Q. Zhang, X. Gu, Z. Yu, J. Liang, and Q. Dong, "Viscoelastic Damage Characteristics of Asphalt Mixtures using Fractional Rheology," Materials, vol. 14, no. 19, pp. 58-92, 2021
14. J. Zhang, "Advances in micromechanical modelling of asphalt mixtures: A review," European Journal of Environmental and Civil Engineering, vol. 24, no. 5, pp. 583-602, 2020
15. A. Pronk, "The Huet-Sayegh model: A simple and excellent rheological model for master curves of asphaltic Mixes," Asphalt Concrete: Simulation, Modeling and Experimental Characterization, vol. 8, pp. 73-82, 2006
16. S. Lv, X. Fan, N. Zhang, C. Xia, and Y. Li, "Characterization of asphalt mixture moduli under different stress states," Materials, vol. 12, no. 3, 2019
17. T. Nguyen, D.-L. Nguyen, V.-V. Tran, and M.-L. Nguyen, "Finite element implementation of Huet-Sayegh and 2S2P1D models for analysis of asphalt pavement structures in time domain," International Journal of Road Materials and Pavement Design vol. 23, no. 1, 2022
18. E. Bocci, E. Prosperi, and M. Bocci, "Rheological modelin bituminous mixtures including polymer-modified binder and fine crumb rubberadded through Dry Process," Materials, vol. 16, no. 1, pp. 3-10, 2022
19. F. Zhang et al., "Time-domain characterization of linear viscoelastic behavior in asphalt mixtures: A comparative evaluation through discrete and continuous spectral techniques," Polymers, vol. 17, no. 10, 2025
20. H. Zhao et al., "Modeling the dynamic properties of the polyurethane mixture with dense gradation using the 2S2P1D model," Coatings, vol. 13, no. 12, pp. 20-60, 2023
21. C. E. N. d. Castro, A. C. L. D. Silva, and A. K. C. Monteiro, "Viscoelastic mechanical models analysis in asphalt concrete with sintered aggregate of calcined clay," Materials and Structures, vol. 59, no. 1, 2026
22. A. Diab, L. You, A. Topa, N. Saboo, M. Sukhija, and A. Awed, "Modeling linear and nonlinear viscoelastic oscillatory rheometric stress-strain hysteresis of asphalt binders," Scientific Reports, vol. 14, no. 1, 2024
23. Y. Li, Q. Wang, B. Liu, and Y. Tan, "Meso-Structural modeling of asphalt mixtures using computed tomography and discrete element method with indirect tensile testing," Materials, vol. 18, no. 11, pp. 25-66, 2025
24. H. Yao, M. Xu, J. Liu, Y. Liu, J. Ji, and Z. You, "Literature review on the discrete element method with indirect tensile testing," Frontiers in materials, vol. 9, 2022

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

25. UNE-EN 12697-26, "Rigidez", ed. España: Asociación Española de Normalización (UNE), 2012
26. J. K. Anochie-Boateng and J. O'Connell, "Analytical modelling of visco-elastic behaviour of hot-mix asphalt," presented at the 31st Southern African Transport Conference, South Africa, 2012.
27. R. Michalczyk, "Implementation of generalized viscoelasticmaterial model in abaqus code," presented at the Logistyka, University of Technology, Poland, 2011.
28. A. T. Vu, A. N. Vu, T. Grunwald, and T. Bergs, "Modeling the thermo-viscoelastic material behavior of glass over a wide temperature range in glass compression molding," Journal of the American Ceramic Society, vol. 103, no. 4, pp. 2791-2807, 2020
29. E. Mukandile, W. Steyn, T. Milne, and L. Kannemeyer, "Rheological characteristics of south african bitumen," presented at the 11th Conference on Asphalt Pavements for Sothern Africa, South Africa, 2015.
30. R. Luo, H. Lv, and H. Liu, "Development of Prony series models based on continuous relaxation spectrums for relaxation moduli determined using creep tests," Construction and Building Materials, vol. 168, pp. 758-770, 2018
31. Y. Zhang and Y. Sun, "Fast-acquiring high-quality Prony series parameters of asphalt concrete through viscoelastic continuous spectral models," Materials, vol. 15, no. 3, pp. 7-16, 2022