

LA FISURACIÓN TÉRMICA DE LOS PAVIMENTOS DE MEZCLA BITUMINOSA

Félix Pérez González *
Miguel Ángel del Val Melús **
Drs. Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos

En este artículo se presentan los tipos de fisuración que se pueden producir en las capas de rodadura de mezcla bituminosa como consecuencia de las variaciones ambientales de temperatura. Estos tipos de fisuración son dos: por retracción térmica, debida a un descenso continuado de la temperatura, y por fatiga térmica, debida a los ciclos diarios de temperatura. Se describen en primer lugar diferentes procedimientos para el estudio del primer tipo de fisuración. En el caso de la fatiga térmica, se calcula el número de ciclos que pueden ser soportados por dos tipos de mezcla, uno de carácter flexible y otro rígido y tanto con polvo mineral natural como de aportación. El análisis está basado en la deformación acumulada tras cada ciclo térmico por la diferencia entre el coeficiente de dilatación y el de contracción, evaluándose también la influencia del envejecimiento del betún.

This paper presents the cracking types which can be produced in the bituminous mixture of road pavements consequently to the ambient temperature changes. These cracking types are two: by thermal shrinkage due to a lasting lowering of temperature, and by thermic fatigue caused by the daily cycles of temperature. Different methods for the study of the first cracking type are presented in the first place. In the thermal fatigue case, the number of cycles which can be resisted are calculated for two types of mixture: one of flexible condition and the other of stiff character, both with natural or brought in mineral powder. The analysis is based upon the accumulated deformation after each thermic cycle, due to the difference between the dilatation and contraction coefficients, taking into account the influence of the bitumen aging.

1. introducción

La fisuración de las capas de rodadura de mezcla bituminosa cuyo origen está en las variaciones térmicas es un tema aún muy poco estudiado en España. Si bien es cierto que aquí no se dan las temperaturas extremas de otros países, el envejecimiento del betún asfáltico puede acabar produciendo tensiones térmicas similares. El fenómeno se puede ver favorecido por la notable rigidez de las mezclas y, más en concreto, por la relativamente elevada consistencia de los betunes empleados.

En el ámbito internacional la preocupación por estos temas comenzó en la segunda mitad de la

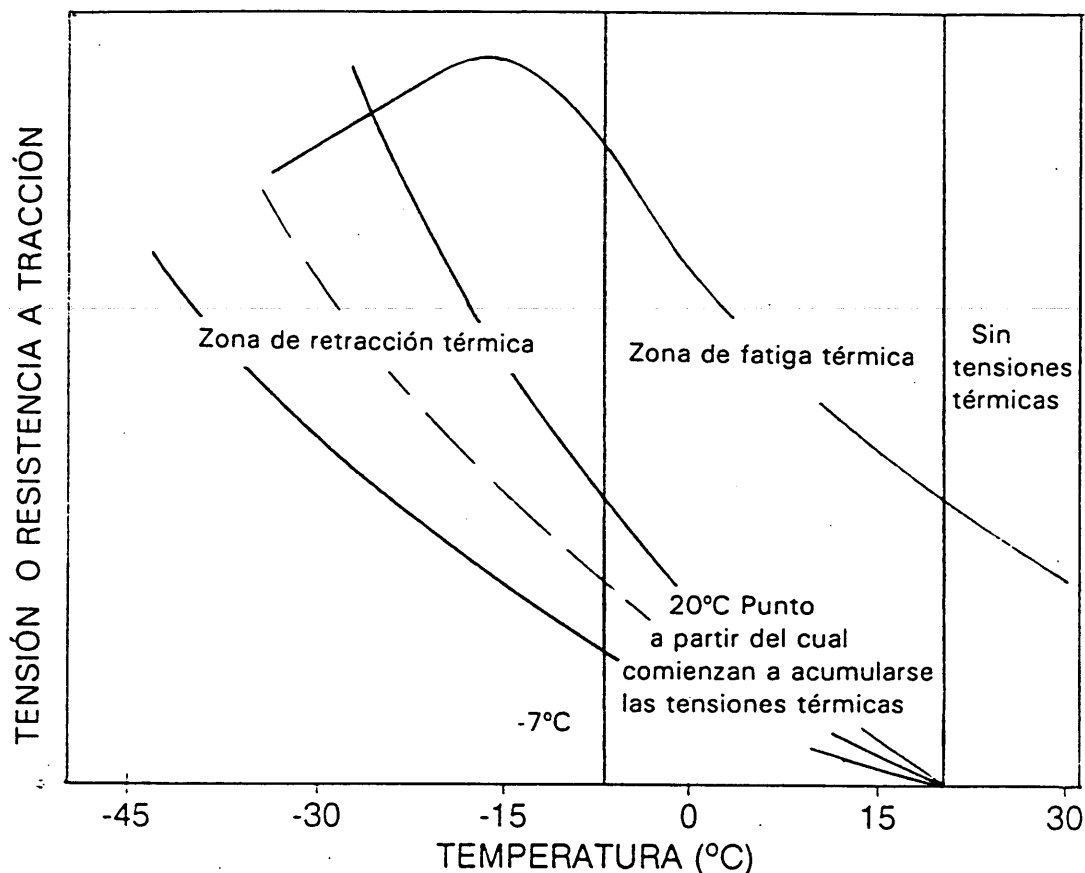
década de los sesenta y continuó durante todos los años setenta. Más recientemente, el programa norteamericano SHRP (Strategic Highway Research Program) ha retomado estas investigaciones dentro de su subprograma de materiales bituminosos, el cual ha estado dotado entre 1989 y 1993 con un presupuesto de 50 millones de dólares para desarrollar nuevos métodos de ensayo y especificaciones. Uno de los seis factores básicos establecidos para evaluar el comportamiento de las mezclas bituminosas ha sido la fisuración por bajas temperaturas; en cambio, un tipo de fisuración térmica importante como es el provocado por los ciclos diarios de temperatura (fatiga térmica) no ha sido prácticamente tratado en dicho programa de investigación.

Otra muestra del interés actual por los problemas de la fisuración térmica es la concesión al Dr.

* ELSAMEX, S.A.

** Catedrático de la ETSICCP de Madrid
Recibido en ROP: noviembre 1994

Figura 1. Rangos de temperatura asociados con los diferentes tipos de fisuración térmica (Ref.: Vinson et al. (9)).



P. Pohlmann [5] del "Premio Bélgica" en el XIX Congreso Mundial de Carreteras de la AIPCR, celebrado en 1991 en Marrakech, por su estudio sobre la fisuración de las mezclas bituminosas debida a las bajas temperaturas. Asimismo, durante los últimos años (1989-1993) se ha desarrollado en el Laboratorio de Caminos de la E.T.S. de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos de Madrid la Tesis Doctoral titulada "Estudio de la fisuración no estructural de los pavimentos de mezcla bituminosa" [4]. En este artículo se presenta con una breve descripción metodológica el análisis desarrollado en dicha Tesis.

2. Fisuraciones de origen térmico

Las variaciones de temperatura en la superficie de un pavimento inducidas por la temperatura ambiente pueden provocar por sí solas unas tensiones de tracción que originan fisuras en dicha

superficie y que evolucionan desde arriba hacia abajo.

Existen dos tipos básicos de fisuración térmica. El primero de ellos es el que ocurre en climas muy fríos, donde el progresivo enfriamiento de la mezcla bituminosa provoca la contracción del material. Al estar la misma impedida por la adherencia con las capas inferiores se producen en superficie tensiones de tracción horizontales. Si por un descenso de las temperaturas las tensiones inducidas superan la resistencia del material a esa temperatura, se producen unas microfisuras en la superficie que irán evolucionando de arriba hacia abajo. A este tipo de deterioro se le conoce como *fisuración por bajas temperaturas* (low temperature cracking) o *fisuración por retracción térmica*. Un pavimento de mezcla bituminosa fisurado por retracción térmica presenta fisuras transversales al eje de la carretera, con un espaciamiento uniforme que puede ser de unos 100 m al comienzo

y evolucionar, al ir envejeciendo la mezcla bituminosa, hasta espaciamientos de 1 m. Cuando este espaciamiento llegue a ser menor que la anchura pavimentada se producirán también fisuras en sentido longitudinal.

El segundo tipo de fisuración térmica se produce en zonas con temperaturas no tan extremas como para que se produzca la retracción térmica, pero sí con una gran variación diaria de la temperatura, lo que ocurre por ejemplo en amplias zonas de España. Estos ciclos térmicos inducen tensiones de tracción en la superficie muy inferiores a la resistencia del material, pero pueden provocar su deterioro por fatiga de manera similar a como ocurre con las tensiones debidas al tráfico. Aunque su frecuencia de aplicación es muy inferior, las tensiones provocadas por los ciclos térmicos son notablemente superiores a las originadas por el tráfico.

Dado el comportamiento viscoelástico de una mezcla bituminosa a temperaturas elevadas, las tensiones generadas por los cambios de temperatura se pueden relajar hasta anularse. Por tanto, existe una temperatura por encima de la cual no actúan los gradientes térmicos. En este sentido, diversos autores indican (fig. 1) que sólo por debajo de unos 20°C se empiezan a acumular las tensiones de tracción debidas a un descenso de la temperatura de la mezcla. En dicha figura se indican de forma aproximada los rangos de temperatura asociados con los tipos citados de fisuración térmica. Cuando la temperatura está comprendida entre 20°C y -7°C aproximadamente las resistencias a tracción de la mezcla son muy superiores a las tensiones inducidas, siendo por tanto en este rango donde predomina la fatiga térmica, no existiendo problemas de retracción térmica; por debajo de -7°C se empieza a presentar ésta última.

En cuanto a la importancia de cada uno de los dos tipos de fisuración térmica, en función del tiempo transcurrido desde la extensión de la mezcla bituminosa, la figura 2 muestra un esquema de las curvas de evolución de ambas fisuraciones. Como se ha indicado, si las temperaturas mínimas no llegan a ser lo suficientemente bajas, sólo se producirá fatiga térmica. Este deterioro comienza a observarse a partir de los 2 años aproximadamente de la puesta en servicio del pavimento, predominando a partir de los 4-5 años en la fisuración total de origen térmico y aumentando de

forma exponencial. Por su parte, la fisuración por retracción térmica, en caso de llegar a producirse, comienza a manifestarse desde muy tempranas edades, aumentando con el tiempo de forma aproximadamente lineal.

3. Fisuración por retracción térmica

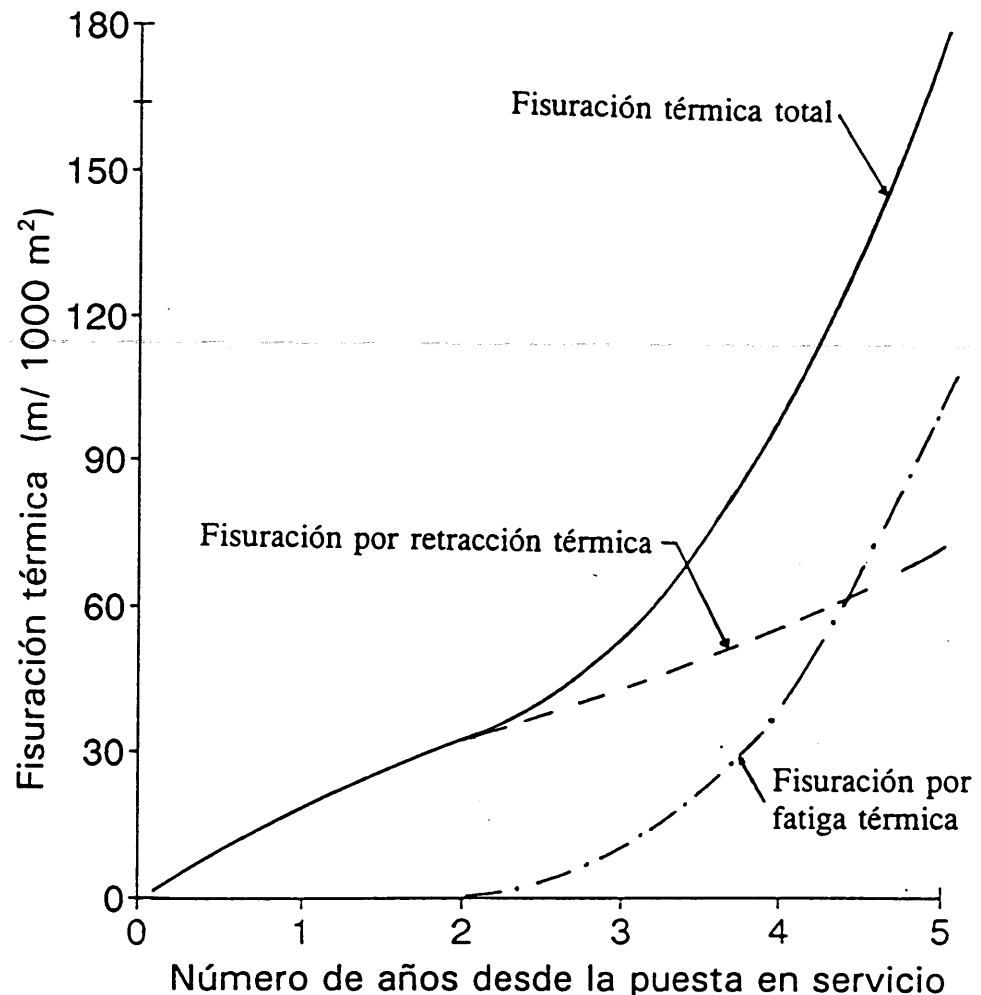
Los análisis para establecer la resistencia de las mezclas a la fisuración por bajas temperaturas se basan en determinar la evolución de las tensiones de tracción inducidas al descender la temperatura. Cuando esas tensiones alcanzan el valor de la resistencia a tracción a la temperatura considerada se produce la rotura de la mezcla, siendo el objetivo por tanto la determinación de dicha temperatura de rotura. La figura 3 presenta la curva de resistencia a tracción en función de la temperatura y la curva de tensiones inducidas. La intersección de ambas determina la temperatura de rotura. La curva de resistencias a tracción se suele establecer experimentalmente mediante ensayos a varias temperaturas. La de tensiones inducidas se suele calcular a partir de una caracterización sencilla del betún de la mezcla y de la composición de ésta. En los siguientes apartados se comenta la determinación de estas curvas y la influencia en ellas de la historia térmica de la mezcla.

3.1. Resistencia a tracción

Es usual la determinación directa de la curva de resistencia a tracción de la mezcla en función de la temperatura mediante ensayos de tracción, ya que se trata de procedimientos sencillos y rápidos. Existe además un método para la determinación indirecta de la resistencia a tracción de un betún y de la mezcla fabricada con él, a partir de las características tecnológicas de aquél (penetración, temperatura de anillo y bola, etc.) y de la composición de ésta. Sin embargo, los valores obtenidos de esta forma sólo comienzan a ser suficientemente aproximados cuando la temperatura a la que se quiere determinar la resistencia a tracción es inferior a -10°C [4].

Por su parte, el ensayo de tracción directa consiste en someter probetas de 40 x 40 x 100 mm³ [8] a un esfuerzo de tracción, a temperatura controlada y con velocidad de deformación constante (las normalmente empleadas varían desde 2,5.10⁻³ hasta 12.10⁻³ mm/min). Para realizar el ensayo a la temperatura deseada, las probetas se

Figura 2. Esquema de la evolución de la fisuración de origen térmico (Ref.: Shahin (7)).



sitúan dentro de cámaras climáticas que pueden alcanzar temperaturas incluso por debajo de -40°C . Es muy usual también realizar este tipo de estudios basándose en ensayos de tracción indirecta (compresión diametral); en estos casos las temperaturas de ensayo son similares a las empleadas en la tracción directa y las velocidades de deformación diametral varían entre 0,5 y 50 mm/min, con probetas que suelen ser del tipo Marshall (63,5 mm de diámetro y 101,6 mm de altura).

3.2. Tensiones de tracción inducidas por un descenso de temperatura

La determinación de las tensiones inducidas térmicamente se puede llevar a cabo analítica o experimentalmente. En los siguientes apartados se resumen diversos procedimientos.

3.2.1. Determinación experimental

El procedimiento consiste en someter probetas de $25 \times 25 \times 300 \text{ mm}^3$ a un descenso de temperatura a una velocidad constante, manteniendo en todo momento la longitud inicial de la probeta. Esto implica la aparición de unas tensiones de tracción que se van registrando junto con la temperatura. Las velocidades de enfriamiento utilizadas varían entre 2 y 30°C/h . Prosiguiendo el enfriamiento se puede determinar directamente la temperatura de rotura. Este procedimiento también permite el estudio de la fatiga térmica (apartado 4).

3.2.2. Cálculo

Las tensiones térmicas inducidas por un descenso de la temperatura se pueden calcular utilizando diferentes modelos. La diferencia entre

ellos consiste en suponer el pavimento como una viga de longitud infinita o como una losa de dimensiones horizontales infinitas. Estos modelos geométricos se combinan con la utilización de ecuaciones constitutivas elásticas o viscoelásticas para la mezcla bituminosa.

Los modelos más utilizados son los siguientes:

- Viga pseudoelástica
- Losa aproximadamente pseudoelástica
- Losa viscoelástica
- Viga viscoelástica
- Losa aproximadamente viscoelástica

En todos ellos se considera un elemento paralelepédico de pavimento en un sistema coordinado XYZ. Las condiciones de contorno para la determinación de las tensiones térmicas inducidas con deformación impedida en un análisis tipo viga son:

$$\begin{aligned}\varepsilon_x &= 0 \\ \sigma_y &= \sigma_z = 0\end{aligned}$$

Para el caso de los análisis tipo losa las condiciones de contorno son en cambio:

$$\begin{aligned}\varepsilon_x &= \varepsilon_y = 0 \\ \sigma_z &= 0\end{aligned}$$

3.2.2.1. Viga pseudoelástica

La tensión con deformación impedida según la dirección X e inducida por un descenso continuado de la temperatura desde el instante t_0 , para el que la tensión es nula, hasta el instante t viene dada por la expresión:

(Ec. 1)

$$\sigma_x(t) = - \int_{t_0}^t S(\Delta t, T) \cdot \alpha(T) \cdot dT(t)$$

siendo:

$\sigma_x(t)$ Tensión según la dirección X en el instante t (el signo negativo de la expresión indica su carácter de tracción).

$S(\Delta t, T)$ Módulo de rigidez de la mezcla bituminosa, que depende de la temperatura T y del

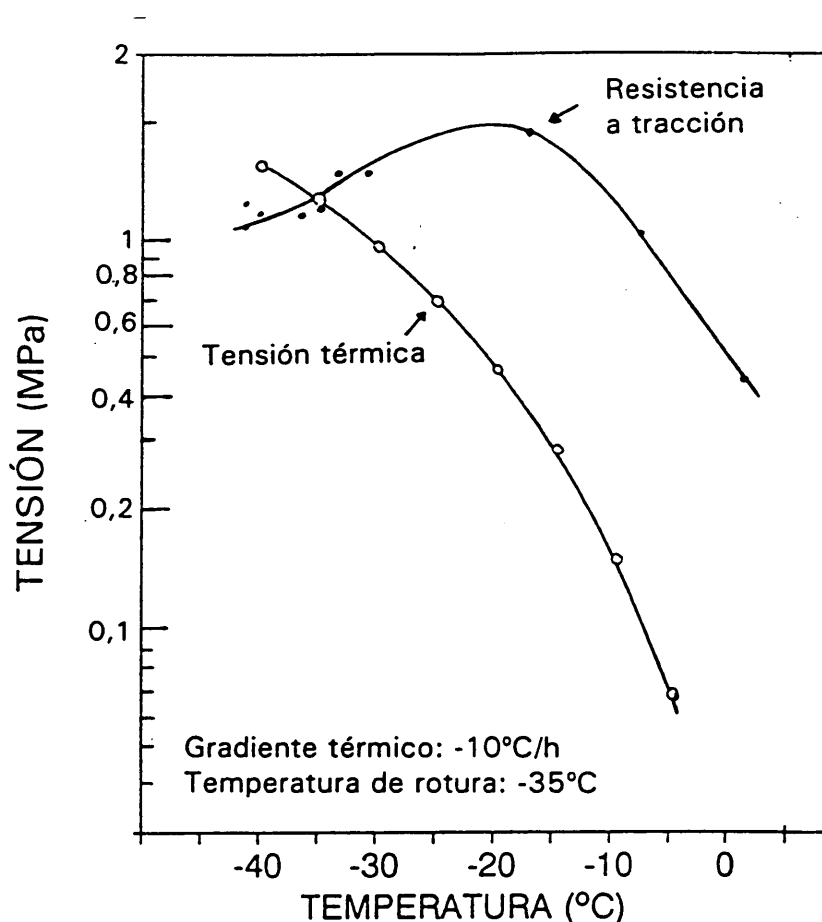
intervalo de tiempo Δt de aplicación de la carga para el que se evalúa.

$\alpha(T)$ Coeficiente de contracción térmica de la mezcla bituminosa, que depende de la temperatura.

Si el coeficiente α y la rigidez S fueran independientes del tiempo de aplicación de carga y de la temperatura, la expresión (1) coincidiría con la que se utiliza para determinar las tensiones térmicas en materiales elásticos. La denominación de *pseudoelástico* para este modelo se debe, por tanto, a que utiliza la ecuación de los materiales elásticos sustituyendo los parámetros elásticos por los viscoelásticos.

Para el cálculo numérico de la tensión, la ecuación (1) se puede expresar de la siguiente forma:

Figura 3. Determinación de la temperatura de rotura debida a la contracción térmica impedida de una mezcla bituminosa (Ref.: Vinson et al. (9)).



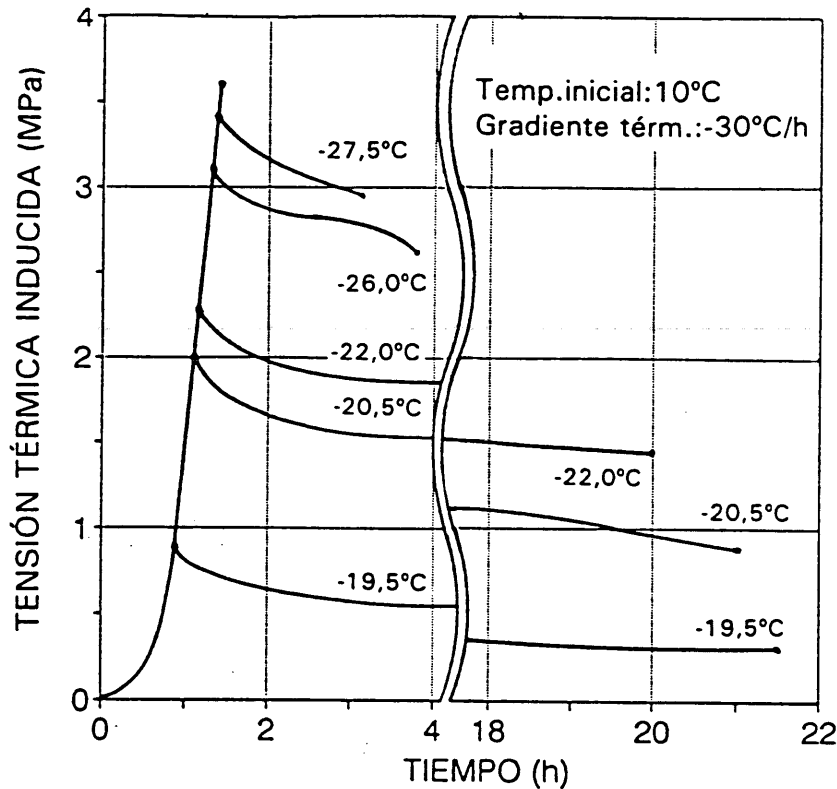


Figura 4. Variación de la tensión térmica inducida a temperaturas bajas constantes (Ref.: Vinson et al. (9)).

(Ec. 2)

$$\sigma_x(t_i) = \sigma_x(t_{i-1}) + (\Delta\sigma_x)_i$$

siendo:

(Ec. 3)

$$(\Delta\sigma_x)_i = - \int_{t_{i-1}}^{t_i} S(\Delta t, T) \cdot \alpha(T) \cdot dT(t)$$

El cálculo de estos incrementos de tensión ha sido realizado de varias formas por diversos investigadores. Un primer método determina el módulo de rigidez de la mezcla para la temperatura media correspondiente a cada intervalo de tiempo $t_i - t_{i-1}$ y para un tiempo de aplicación de carga igual al intervalo de tiempo considerado. De esta forma, tomando además el coeficiente de contracción como independiente de la temperatura, la tensión inducida total se obtiene de la expresión:

(Ec. 4)

$$\sigma_x = -\alpha \cdot \sum_{T_0}^{T_F} S(t, T) \cdot \Delta T$$

σ_x Tensión térmica de tracción inducida por un descenso de temperatura desde T_0 hasta T_F .
 $S(t, T)$ Módulo de rigidez de la mezcla determinado en cada miembro del sumatorio para la temperatura media T del intervalo ΔT y para un tiempo de carga t igual al tiempo necesario para que se produzca ΔT .
 α Coeficiente de contracción térmica, considerado independiente de la temperatura.
 ΔT Intervalo de temperatura considerado en cada miembro del sumatorio.

Una alternativa consiste en que el tiempo de aplicación de carga sea fijo, independientemente de los incrementos de temperatura considerados.

Otro método para calcular numéricamente los incrementos de tensión es el que utiliza la regla del trapecio para resolver la integral, con lo que, si se supone que el coeficiente de contracción es independiente de la temperatura, queda:

(Ec. 5)

$$(\Delta\sigma_x)_i = \frac{\alpha}{2} (S_i + S_{i-1}) \cdot (T_i - T_{i-1})$$

Las rigideces que intervienen en esta ecuación se determinan para las temperaturas en los instantes t_i y t_{i-1} y para un tiempo de carga en ambos casos igual al intervalo de tiempo $t_i - t_{i-1}$

3.2.2.2. Losa aproximadamente pseudoelástica

Este modelo se puede formular incluyendo el factor $1/[1 - \nu(T, t)]$ dentro de la integral de la ecuación (1), satisfaciendo las condiciones de contorno correspondientes a una losa y siendo ν el coeficiente de Poisson del material, dependiente tanto del tiempo t de aplicación de carga como de la temperatura T .

Hay poca información publicada sobre la dependencia del coeficiente ν del tiempo de carga y de la temperatura en las mezclas bituminosas. Es

por tanto usual suponer constante este valor (0,3, por ejemplo), con lo que la tensión térmica inducida según este modelo se obtiene multiplicando por $1/(1 - \nu)$ la tensión obtenida mediante la expresión (2) de la viga pseudoelástica.

3.2.2.3. Losa viscoelástica

El modelo tiene por objeto determinar las tensiones térmicas inducidas en una losa de material con propiedades viscoelásticas dependientes de la temperatura y del tiempo de aplicación de la carga. Utilizando la hipótesis de la equivalencia entre el tiempo de carga y la temperatura en un material termorreológicamente simple, se expresan las tensiones desviatoria e hidrostática (σ_{ij} y $\sigma(t)$, respectivamente) en función de las deformaciones desviatoria e_{ij} y volumétrica ϵ , mediante las siguientes relaciones:

(Ec. 6)

$$\sigma_{ij} = \int_{-\infty}^t G_1(\xi - \xi') \cdot \frac{\partial}{\partial t'} [e_{ij}(t')] \cdot dt'$$

siendo:
(Ec. 7)

$$\sigma(t) = \int_{-\infty}^t G_2(\xi - \xi') \cdot \frac{\partial}{\partial t'} [\epsilon(t') - 3\alpha_0 \cdot \theta(t')] \cdot dt'$$

ξ Tiempo relativo considerado para la equivalencia tiempo de carga-temperatura de un material termorreológicamente simple.

G_1, G_2 Módulos de relajación desviatorio y volumétrico, respectivamente.

θ Pseudotemperatura, definida por la expresión:

(Ec.8)

$$\theta = \frac{1}{\alpha_0} \int_{T(t_0)}^{T(t)} \alpha(T) \cdot dT$$

Suponiendo que la respuesta a las tensiones en dilatación es elástica, existen técnicas numéricas para evaluar el módulo $S(\xi)$ de una losa cono-

ciendo la relación módulo de rigidez-tiempo relativo. Para un coeficiente de dilatación térmica constante $\alpha(T') = \alpha_0$, las ecuaciones (6), (7) y (8) llevan a:

(Ec. 9)

$$\sigma_x = -3\alpha_0 \int_0^t S(\xi - \xi') \cdot dT(t')$$

Diversos autores han utilizado la regla del trapecio para calcular numéricamente esta integral, llegando a la expresión:

(Ec. 10)

$$\sigma_x(t) = -\frac{3\alpha_0}{2} \sum_{i=1}^N [S(\xi - \xi_i) + S(\xi - \xi'_{i-1})] \cdot (T_i - T_{i-1})$$

donde N es el número de intervalos de tiempo considerados desde 0 hasta t.

3.2.2.4. Viga viscoelástica

Las tensiones inducidas en una viga viscoelástica son conceptualmente más sencillas de analizar que en una losa. Se obtienen directamente del principio de superposición, una vez aceptada la hipótesis de la equivalencia tiempo de carga-temperatura para los materiales viscoelásticos termorreológicamente simples. Si además se supone un valor constante para el coeficiente α de contracción térmica, estas tensiones se pueden expresar de la siguiente forma:

(Ec 11)

$$\sigma_x(t) = -\alpha \int_{t_0}^t S(\xi - \xi') \cdot dT(t')$$

y utilizando la regla del trapecio queda:
(Ec. 12)

$$\sigma_x(t) = -\frac{\alpha}{2} \sum_{i=1}^N [S(\xi - \xi_i) + S(\xi - \xi'_{i-1})] \cdot (T_i - T_{i-1})$$

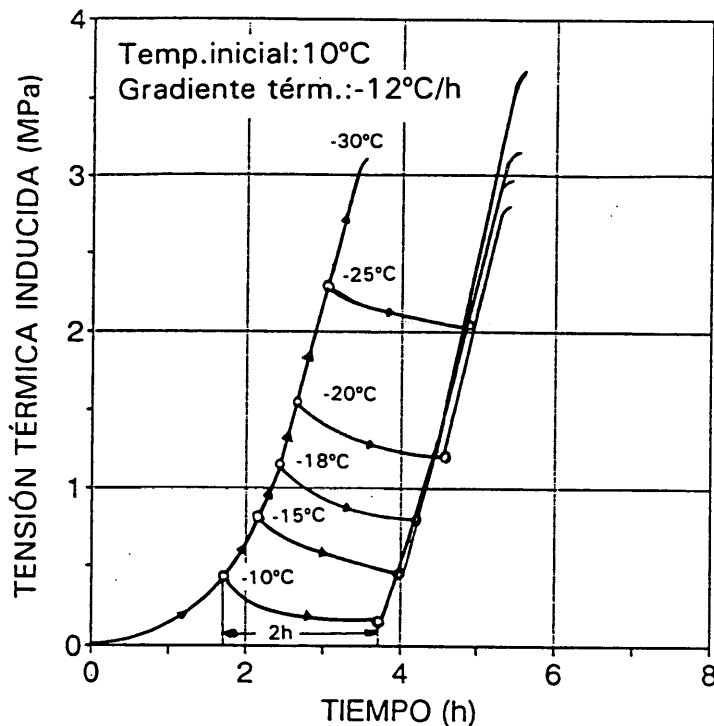


Figura 5. Variación de la tensión térmica inducida y de la temperatura de rotura tras una interrupción del enfriamiento (Ref.: Vinson et al. (9)).

3.2.2.5. Losa aproximadamente viscoelástica

Suponiendo que el coeficiente de Poisson ν se mantiene constante, no dependiendo del tiempo de carga ni de la temperatura, se pueden estimar las tensiones térmicas inducidas en una losa aproximadamente viscoelástica multiplicando las obtenidas con la ecuación (12) por el factor $1/(1 - \nu)$. Los resultados así obtenidos son considerablemente diferentes a los que se obtienen utilizando el modelo de losa viscoelástica anteriormente descrito.

3.2.2.6. Evaluación de los modelos

Para los dos modelos pseudoelásticos algunos autores han calculado las tensiones inducidas utilizando incrementos de tiempo de 2 horas para los sumatorios. En cambio, en los tres modelos viscoelásticos esos mismos autores han utilizado diferentes incrementos de tiempo para los sumatorios, en función del tiempo final t para el que se calculan las tensiones inducidas:

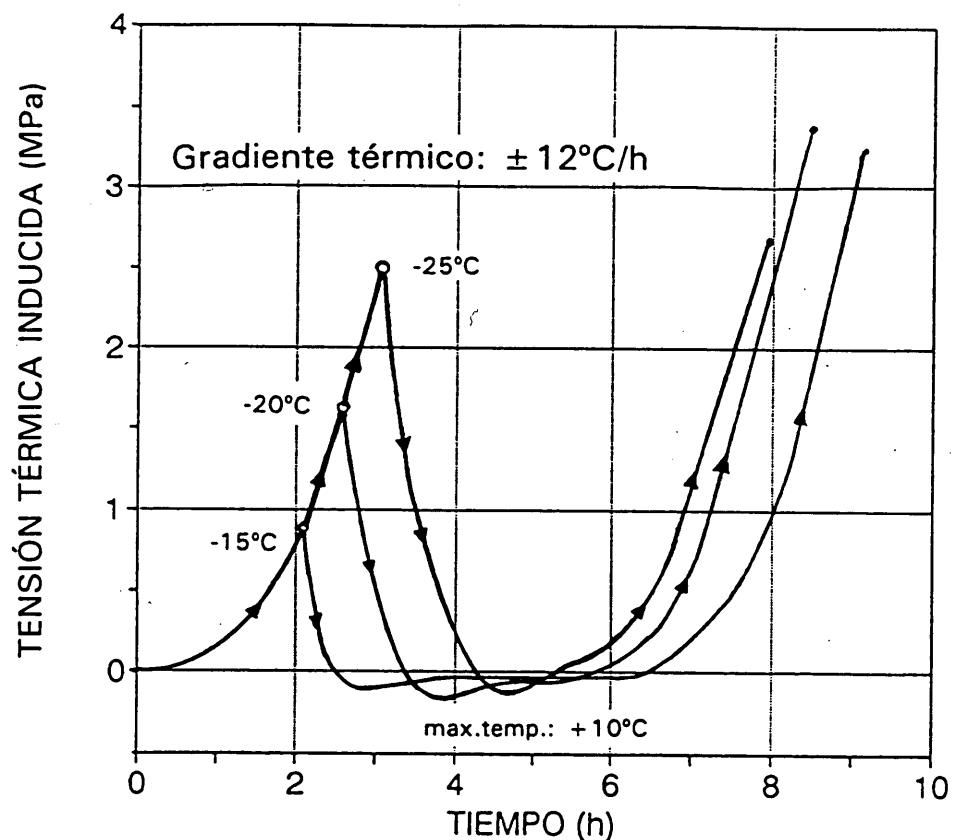


Figura 6. Variación de las tensiones térmicas inducidas y de la temperatura de rotura después de un ciclo térmico (Ref.: Vinson et al. (9)).

TABLA 1. Características tecnológicas del betún B 60/70 tras envejecimiento en película fina en estufa a 100° C

CARACTERÍSTICAS	DÍAS A 100°C			
	0	6	15	30
Penetración 25°C, 100g, 5s (10 ⁻¹ mm)	60	32	15	8
Penetración 15°C 100g, 5s (10 ⁻¹ mm)	25	12	6	3
Punto de reblandecimiento (°C)	50,6	58,4	75,0	87,4
Índice de penetración	-0,6	-0,3	1,0	1,5
Ductilidad 25°C, 5 cm/min (cm)	> 100	56	4	1,5
Ductilidad 15°C, 5 cm/min (cm)	24	6	0	0
Densidad relativa 25°C/25°C	1,029	1,036	1,037	1,040

- para tiempos de hasta 24 horas, incrementos de 2 horas.
- para las siguientes 22 horas, incrementos de 15 minutos.
- para las 2 horas anteriores a t, incrementos de 5 minutos.

Tomando como criterio de fisuración el momento para el que se igualan la resistencia a tracción y la tensión térmica inducida en la superficie del pavimento, se han comparado los resultados obtenidos con los distintos modelos con las fisuras observadas en ensayos a escala real realiza-

TABLA 2. Características tecnológicas del betún B 80/100 tras envejecimiento en película fina en estufa a 100° C

CARACTERÍSTICAS	DÍAS A 100°C			
	0	6	15	30
Penetración 25°C, 100g, 5s (10 ⁻¹ mm)	83	48	22	15
Penetración 15°C 100g, 5s (10 ⁻¹ mm)	29	18	10	6
Punto de reblandecimiento (°C)	46,6	55,2	64,0	79,8
Índice de penetración	-0,9	-0,1	0,0	1,6
Ductilidad 25°C, 5 cm/min (cm)	> 100	94	8	3
Ductilidad 15°C, 5 cm/min (cm)	> 100	9	4	0
Densidad relativa 25°C/25°C	1,026	1,034	1,035	1,043

TABLA 3. Módulo de rigidez (MPa) del betún B 60/70

Temperatura (°C)	Envejecimiento del betún (días a 100°C)			
	0	6	15	30
25	0,0003	0,0015	0,05	0,4
20	0,001	0,005	0,15	1
15	0,004	0,02	0,4	2,5
10	0,015	0,07	1	5
5	0,05	0,2	3	10
-1	0,15	0,9	8	25
-3	0,25	1,5	10	35
-5	0,4	2	15	40
-7	0,7	4	20	50
-9	1	7	30	70
-11	1,5	13	40	80
-13	3	18	50	100
-15	5	20	50	150
-17	7	35	80	160
-19	15	50	100	200
-21	20	70	130	250
-23	30	90	150	300
-25	50	100	200	300
-27	70	150	250	400
-29	100	200	300	500
-31	130	300	400	600
-33	150	350	450	650
-35	200	400	500	700
-37	300	500	600	800
-39	400	700	700	1000
-41	450	800	800	1000

dos en Canadá, en los tramos de prueba conocidos como *Alberta Test Project* y *Manitoba Test Project* (también llamado *Ste. Anne Test Road*) [1]. Se ha llegado a las siguientes conclusiones:

- El modelo de la viga viscoelástica infraestima las tensiones para el criterio de fallo empleado.
- El modelo de losa viscoelástica sobreestima las tensiones, pudiendo constituir junto con el modelo de viga viscoelástica los límites superior e inferior respectivamente de las tensiones térmicas inducidas por un descenso continuo de la temperatura.
- Los modelos de viga pseudoelástica y losa aproximadamente viscoelástica parece que proporcionan resultados intermedios razonables.
- El modelo de losa aproximadamente pseudoelástica proporciona tensiones similares al de la losa aproximadamente viscoelástica.

Una de las dificultades para aplicar los modelos pseudoelásticos es que la predicción de las tensiones depende del intervalo de tiempo utilizado en el método numérico, ya que se hace coincidir con el tiempo de carga empleado en la determinación de los módulos de rigidez. Los modelos pseudoelásticos no tienen en cuenta la relajación de las tensiones inherente al intervalo de tiempo para el que se calculan, propio de los materiales viscosos, por lo que sería de esperar que los modelos viscoelásticos dieran resultados más fiables que los pseudoelásticos. La comparación realizada por algunos autores demuestra sin embargo que en la práctica es mucho más decisivo en los resultados el tiempo de carga utilizado en la determinación de las rigideces.

3.3. Influencia de la historia térmica de la mezcla

Vinson et al. [9] informan de trabajos realizados sobre la influencia de la historia térmica en las tensiones inducidas por un descenso continuo de la temperatura. La figura 4 muestra las tensiones inducidas en una mezcla bituminosa cuando se enfría a una velocidad constante de 30°C/h hasta una cierta temperatura, manteniéndose después a esta temperatura durante 20 horas. En dos de los casos se mantuvo la temperatura en niveles próximos a la temperatura de rotura media (-30,4°C), obteniéndose el agotamiento tras 3 ó 4 horas manteniendo esa temperatura. En el resto de los

casos no se observó rotura de la mezcla, pero sí un marcado descenso de las tensiones iniciales, mostrando un claro comportamiento viscoelástico a pesar de las bajas temperaturas.

La figura 5 muestra por su parte las tensiones inducidas cuando se enfrían probetas de mezcla desde 10°C a una velocidad de 12°C/h hasta una cierta temperatura que se mantiene durante 2 horas, tras lo cual se continúa enfriando hasta la rotura. Según se puede observar, parece que la relación entre la tensión térmica y la temperatura no se ve afectada por la historia térmica.

En la figura 6 se muestran los resultados que se obtuvieron al someter las probetas de mezcla a un enfriamiento a 12°C/h hasta -15, -12 ó -25°C, seguido de un calentamiento hasta 10°C, enfriando después a la misma velocidad hasta rotura. En este caso también se observa la escasa influencia de la historia térmica en la temperatura de rotura de la mezcla.

4. Fisuración por fatiga térmica

Como ya se ha indicado, la fisuración de las mezclas bituminosas por fatiga térmica se debe a las variaciones diarias de temperatura. Los cambios de temperatura del aire sólo afectan a unos pocos centímetros superiores, por lo que la fisuración por fatiga térmica se refiere exclusivamente a la capa de rodadura.

En la figura 1 se ha mostrado el rango de temperaturas para el que este tipo de fisuración es más importante (entre -7 y 20°C). Por encima de 20°C el comportamiento de la mezcla tiene una elevada componente viscosa, con una relajación de las tensiones producidas por las variaciones térmicas. El límite de -7°C representa, más que la no existencia de deterioro por fatiga térmica, la temperatura por debajo de la cuál comienza a predominar la fisuración por retracción térmica.

Algunos investigadores [9] indican que los resultados obtenidos en ensayos de fatiga térmica son similares a los de los ensayos de fatiga mecánica; la diferencia es que el número de ciclos térmicos necesario hasta el agotamiento es mucho menor debido a que las tensiones térmicas son bastante más elevadas. Por tanto, la relación entre las deformaciones térmicas y el número de ciclos térmicos hasta alcanzar el riesgo de fisuración se establece mediante una ley de la forma:

(Ec. 13)

$$N = A \cdot \epsilon^{-B}$$

donde:

N número medio de ciclos hasta la aparición de la fisura para la deformación admisible.

ϵ deformación admisible.

A y B constantes de fatiga que dependen de las características mecánicas de la mezcla, en particular de su módulo de rigidez.

Según Dauzats y Rampal [2] la pendiente B de la ley de fatiga térmica para mezclas conteniendo entre un 5% y un 6% de betún 40/50 o 60/70 está comprendida entre 4 y 5 para una frecuencia de aplicación de la carga de 30 Hz y una temperatura de 10°C. Para módulos de rigidez altos (del orden de 6.000 MPa) se puede tomar como pendiente media B = 5, mientras que para módulos bajos (del orden de 2.300 MPa) cabe adoptar B = 3. Para valores intermedios del módulo la pendiente se puede estimar por interpolación lineal entre las dos indicadas, empleando una transformación logarítmica.

Los daños por fatiga comienzan en los primeros ciclos de carga mediante la aparición de microfisuras. Su propagación depende de muchos factores, siendo uno de los más importantes el gradiente tensional y el orden en que se ejerce. Por ejemplo, una fisura superficial se iniciará por una tensión alta y se propagará muy lentamente bajo la influencia de tensiones bajas y viceversa. Los modelos desarrollados por Dauzats y Rampal entre otros tienen en cuenta también el área fisurada por fatiga térmica debido a los ciclos diarios de temperatura. En algunos casos se ha observado una importante fisuración térmica en forma de bloques, a pesar de que las temperaturas mínimas del aire eran tan sólo de -1°C, pero con un rango medio de variación diaria de temperatura de unos 16,5°C y con una elevada radiación solar. Esta situación se da en una buena parte de la geografía española.

Los procedimientos para el estudio de la fatiga térmica no tienen en cuenta la iniciación de la fisura, su propagación ni la consiguiente redistribución de tensiones. Sin embargo, Little y Mahboub [3] señalan la importancia que tiene diferenciar entre inicio y propagación de la fisura en la estima-

ción de la vida de la mezcla hasta llegar a su fatiga térmica. Si el betún se comporta de forma frágil, como ocurre para bajas temperaturas y al envejecer, el tiempo necesario para iniciar la fisura constituirá la mayor parte de la vida de fatiga y su propagación será en cambio relativamente rápida. Lo contrario ocurre cuando la mezcla es más flexible, ocupando la propagación de la fisura la mayor parte de la vida de la mezcla hasta fatiga.

El análisis del comportamiento estructural de un firme sometido a variaciones de temperatura muestra que los ciclos térmicos producen una fatiga por deformación constante. El grado de agotamiento producido por cada ciclo de temperatura depende de la rigidez máxima y de la deformación producidas durante dicho ciclo. Para dos ciclos que causen la misma deformación una mayor rigidez supone un agotamiento más rápido. La rigidez es por tanto el factor principal para distinguir las mezclas que pueden resistir ciclos repetidos de temperatura. Finalmente, hay que señalar que los estudios realizados por Radovsky y Mozgovej [6] muestran que la fatiga debida a ciclos térmicos previos implica una reducción en la tensión de tracción que la mezcla puede soportar debido a las bajas temperaturas.

Al estudiar el efecto de las tensiones térmicas en las mezclas bituminosas es preciso tener en cuenta su diferente comportamiento en dilatación y en contracción. Al igual que ocurre con los betunes asfálticos, las mezclas bituminosas presentan diferentes valores de los coeficientes lineales de dilatación o de contracción en función de la temperatura y del signo del gradiente térmico [4][9]. Pérez González [4] ha determinado estos coeficientes para una mezcla bituminosa de granulometría centrada en el huso D20, fabricada con betún B 60/70 con diversos grados de envejecimiento. En todos los casos el coeficiente lineal de dilatación fue de $1,73 \cdot 10^{-5} \text{°C}^{-1}$ por debajo de unos 25°C y de $7,48 \cdot 10^{-5} \text{°C}^{-1}$ por encima de esa temperatura. En el caso de contracción se establecieron valores de $2,50 \cdot 10^{-5} \text{°C}^{-1}$ por debajo de 25°C y de $0,70 \cdot 10^{-5} \text{°C}^{-1}$ por encima. La temperatura de transición es en realidad un rango de temperaturas, adoptándose la cifra de 25°C como valor medio y para simplificar los cálculos posteriores. Este comportamiento provoca una acumulación de deformaciones de tracción tras la aplicación de sucesivos ciclos térmicos con temperaturas máximas por debajo de 25°C. Por encima de 40°C se observó en todos los casos una relajación de las

TABLA 4. Módulo de rigidez (MPa) del betún B 80/100

Temperatura (°C)	Envejecimiento del betún (días a 100°C)			
	0	6	15	30
25	0,0001	0,0007	0,006	0,1
20	0,0003	0,002	0,025	0,3
15	0,001	0,008	0,08	0,7
10	0,003	0,025	0,3	1,5
5	0,02	0,1	0,8	4
-1	0,1	0,3	3	10
-3	0,15	0,5	5	13
-5	0,2	0,8	7	15
-7	0,4	1,5	10	20
-9	0,8	2	15	30
-11	1,5	3	30	40
-13	2	5	40	50
-15	3	10	50	60
-17	7	15	70	80
-19	15	20	100	100
-21	20	30	110	120
-23	30	40	150	140
-25	50	50	200	150
-27	70	70	250	200
-29	100	100	300	250
-31	150	140	400	300
-33	200	160	450	350
-35	300	200	500	400
-37	400	300	600	500
-39	500	400	800	600
-41	600	450	1000	700

TABLA 5. Módulos de rigidez, resistencias a tracción y deformaciones de rotura de las mezclas R 100

Temperatura (°C)	MÓDULO DE RIGIDEZ (MPa)				RESISTENCIA A TRACCIÓN (MPa)				DEFORMACIÓN RELATIVA DE ROTURA			
	Envejecimiento del betón (días a 100°C)				Envejecimiento del betón (días a 100°C)				Envejecimiento del betón (días a 100°C)			
	0	6	15	30	0	6	15	30	0	6	15	30
25	3	7	72	278	0,43	0,84	0,80	1,00	0,16874	0,08882	0,01250	0,00381
20	6	18	148	499	0,80	0,98	1,18	1,39	0,10738	0,05950	0,00795	0,00278
15	14	40	275	802	0,82	1,33	1,49	1,73	0,08718	0,03375	0,00541	0,00182
10	32	89	497	1411	1,35	1,74	1,86	2,02	0,04170	0,01858	0,00373	0,00143
5	71	175	1012	2208	1,84	2,18	2,24	2,28	0,02800	0,01231	0,00221	0,00103
-1	144	484	1808	3980	2,44	2,84	2,88	2,50	0,01882	0,00588	0,00140	0,00083
-3	201	846	2204	4958	2,83	2,78	2,82	2,57	0,01311	0,00431	0,00128	0,00052
-5	272	778	2885	5405	2,81	2,82	2,84	2,83	0,01034	0,00378	0,00103	0,00049
-7	381	1218	3451	8243	2,88	3,05	3,08	2,88	0,00783	0,00251	0,00088	0,00043
-9	483	1748	4485	7758	3,14	3,17	3,17	2,74	0,00837	0,00181	0,00071	0,00035
-11	841	2810	5402	8458	3,28	3,27	3,28	2,78	0,00512	0,00125	0,00080	0,00033
-13	1005	3222	8240	8788	3,40	3,38	3,34	2,84	0,00338	0,00104	0,00054	0,00029
-15	1400	3448	8240	11770	3,50	3,43	3,40	2,88	0,00250	0,00088	0,00055	0,00025
-17	1741	4854	8458	12125	3,57	3,48	3,44	2,82	0,00205	0,00070	0,00041	0,00024
-19	2855	8238	8788	13434	3,81	3,52	3,47	2,85	0,00128	0,00058	0,00038	0,00022
-21	3440	7758	11021	14888	3,82	3,53	3,47	2,88	0,00105	0,00048	0,00032	0,00020
-23	4475	8125	11771	18187	3,58	3,52	3,45	3,01	0,00080	0,00038	0,00029	0,00019
-25	8232	8788	13435	18187	3,53	3,48	3,40	3,04	0,00057	0,00038	0,00025	0,00019
-27	7752	11771	14888	18475	3,43	3,42	3,33	3,08	0,00044	0,00029	0,00022	0,00017
-28	8788	13435	18188	20471	3,28	3,34	3,23	3,08	0,00034	0,00025	0,00020	0,00015
-31	11022	18188	18477	22281	3,08	3,22	3,11	3,11	0,00028	0,00020	0,00017	0,00014
-33	11771	17377	19505	23085	2,85	3,07	2,85	3,13	0,00024	0,00018	0,00015	0,00014
-35	13438	18477	20473	23885	2,58	2,88	2,75	3,15	0,00018	0,00018	0,00014	0,00013
-37	18181	20474	22283	25408	2,21	2,88	2,53	3,17	0,00014	0,00013	0,00011	0,00013
-38	18481	23888	23888	28153	1,81	2,43	2,27	3,18	8,8E-05	0,00010	8,5E-05	0,00011
-41	19508	25412	25411	28153	1,34	2,15	1,87	3,21	8,8E-05	8,5E-05	7,7E-05	0,00011

tensiones provocadas por las variaciones térmicas. (Ec. 14)

$$\epsilon_0 = 0,7 \cdot 10^{-5} \cdot (40 - T_f)$$

Cuando la temperatura desciende por primera vez por debajo de 40°C, la deformación relativa que se produce vale lo siguiente en función de la temperatura final T_f : (Ec. 15)

- Si $25 < T_f < 40^\circ\text{C}$,

$$\epsilon_0 = 0,7 \cdot 10^{-5} \cdot (40 - 25) + 2,50 \cdot 10^{-5} (25 - T_f)$$

TABLA 6. Módulos de rigidez, resistencias a tracción y deformaciones de rotura de las mezclas R0

Temperatura (°C)	MÓDULO DE RIGIDEZ (MPa)				RESISTENCIA A TRACCIÓN (MPa)				DEFORMACIÓN RELATIVA DE ROTURA			
	Envejecimiento del betón (días a 100°C)				Envejecimiento del betón (días a 100°C)				Envejecimiento del betón (días a 100°C)			
	0	6	15	30	0	6	15	30	0	6	15	30
25	2	7	66	250	0,45	0,81	0,87	1,00	0,18683	0,08921	0,01331	0,00369
20	5	15	133	451	0,88	0,95	1,13	1,28	0,16978	0,08408	0,00850	0,00280
15	13	36	249	812	1,30	1,31	1,40	1,53	0,10230	0,03803	0,00583	0,00189
10	30	81	449	1267	1,69	1,66	1,69	1,81	0,05873	0,02046	0,00376	0,00143
5	65	160	910	1978	2,04	2,00	1,97	2,07	0,03156	0,01255	0,00218	0,00105
-1	131	419	1709	3558	2,40	2,37	2,28	2,35	0,01830	0,00566	0,00133	0,00068
-3	182	583	1973	4416	2,50	2,49	2,37	2,43	0,01373	0,00427	0,00120	0,00055
-5	247	701	2560	4811	2,60	2,59	2,45	2,51	0,01052	0,00370	0,00086	0,00052
-7	354	1084	3080	5552	2,68	2,69	2,53	2,58	0,00757	0,00248	0,00082	0,00046
-9	445	1568	3997	6890	2,75	2,77	2,60	2,64	0,00818	0,00177	0,00085	0,00038
-11	578	2334	4808	7507	2,81	2,85	2,67	2,69	0,00486	0,00122	0,00056	0,00036
-13	604	2677	5549	8663	2,86	2,82	2,72	2,74	0,00316	0,00101	0,00049	0,00032
-15	1257	3079	5549	10536	2,90	2,97	2,78	2,77	0,00231	0,00097	0,00050	0,00026
-17	1561	4412	7506	10870	2,92	3,01	2,79	2,79	0,00187	0,00068	0,00037	0,00026
-19	2551	5548	8663	12107	2,93	3,04	2,81	2,80	0,00115	0,00055	0,00032	0,00023
-21	3071	6888	9633	13484	2,92	3,06	2,81	2,80	0,00095	0,00044	0,00029	0,00021
-23	3987	8098	10537	14725	2,90	3,05	2,80	2,78	0,00073	0,00038	0,00027	0,00019
-25	5542	8663	12107	14725	2,87	3,04	2,77	2,76	0,00052	0,00035	0,00023	0,00018
-27	6884	10537	13485	16920	2,81	3,01	2,73	2,72	0,00041	0,00029	0,00020	0,00016
-29	8663	12107	14726	18845	2,74	2,96	2,67	2,66	0,00032	0,00024	0,00018	0,00014
-31	9834	14727	16921	20579	2,66	2,89	2,60	2,59	0,00027	0,00020	0,00015	0,00013
-33	10537	15865	17912	21380	2,55	2,80	2,51	2,50	0,00024	0,00016	0,00014	0,00012
-35	12109	16922	18847	22170	2,43	2,69	2,39	2,40	0,00020	0,00016	0,00013	0,00011
-37	14729	18847	20582	23646	2,29	2,56	2,26	2,27	0,00016	0,00014	0,00011	0,00010
-39	16925	22173	22172	26337	2,13	2,41	2,10	2,13	0,00013	0,00011	0,00010	0,00008
-41	17916	23650	23649	26337	1,94	2,24	1,93	1,97	0,00011	0,00010	0,00008	0,00006

Esta deformación inicial ϵ_0 será la que se produzca al enfriarse la mezcla hasta T_f la primera vez, después de haber estado por encima de 40°C. Una vez alcanzada la temperatura T_f , bastante superior a la que provoca la rotura por retracción térmica, puede suponerse que la temperatura del pavimento comienza a aumentar hasta otra temperatura T_c , siguiendo ciclos calentamiento-enfriamiento entre T_c y T_f .

Si T_c es mayor de 25°C, existirá un rango de temperatura para el que el coeficiente de dilatación es de $7,48 \cdot 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$, valor bastante más elevado que los coeficientes de contracción, por lo que se perderán todas las deformaciones acumuladas, encontrándose la mezcla con una temperatura próxima a los 40°C, a la que ya las tensiones se disipan.

TABLA 7. Módulos de rigidez, resistencias a tracción y deformaciones de rotura de las mezclas F 100

Temperatura (°C)	MÓDULO DE RIGIDEZ (MPa)				RESISTENCIA A TRACCIÓN (MPa)				DEFORMACIÓN RELATIVA DE ROTURA			
	Envejecimiento del betún (días a 100°C)				Envejecimiento del betún (días a 100°C)				Envejecimiento del betún (días a 100°C)			
	0	6	15	30	0	6	15	30	0	6	15	30
25	1	4	18	110	0,40	0,71	0,84	0,98	0,32754	0,15828	0,04705	0,00876
20	3	9	45	224	0,70	1,18	1,28	1,25	0,27721	0,13513	0,02862	0,00559
15	8	21	95	388	1,04	1,59	1,68	1,54	0,18944	0,07454	0,01748	0,00399
10	11	45	223	631	1,41	1,95	1,98	1,83	0,12820	0,04366	0,00887	0,00290
5	38	109	419	1188	1,79	2,25	2,24	2,11	0,04689	0,02057	0,00535	0,00177
-1	108	222	985	2148	2,23	2,54	2,50	2,42	0,02059	0,01140	0,00254	0,00113
-3	141	309	1369	2541	2,38	2,81	2,58	2,52	0,01681	0,00845	0,00188	0,00099
-5	169	419	1702	2787	2,49	2,88	2,65	2,62	0,01472	0,00841	0,00158	0,00094
-7	265	629	2142	3355	2,81	2,75	2,71	2,70	0,00985	0,00437	0,00127	0,00081
-9	416	757	2783	4358	2,73	2,80	2,78	2,79	0,00656	0,00370	0,00100	0,00064
-11	624	984	4355	5247	2,83	2,85	2,83	2,87	0,00453	0,00289	0,00085	0,00055
-13	752	1388	5243	6059	2,82	2,89	2,89	2,94	0,00388	0,00211	0,00055	0,00049
-15	978	2141	6056	6815	2,89	2,82	2,94	3,01	0,00306	0,00138	0,00049	0,00044
-17	1693	2782	7526	8205	3,05	2,94	2,98	3,07	0,00180	0,00108	0,00040	0,00037
-19	2773	3350	9475	9475	3,10	2,98	3,03	3,12	0,00112	0,00088	0,00032	0,00033
-21	3341	4353	9905	10314	3,13	2,97	3,08	3,18	0,00094	0,00088	0,00031	0,00031
-23	4345	5242	11444	11082	3,13	2,97	3,12	3,20	0,00072	0,00057	0,00027	0,00028
-25	6048	6055	13084	11443	3,12	2,98	3,18	3,23	0,00052	0,00049	0,00024	0,00028
-27	7521	7525	14517	13084	3,09	2,95	3,21	3,25	0,00041	0,00039	0,00022	0,00025
-29	9475	9475	15804	14517	3,04	2,83	3,25	3,28	0,00032	0,00031	0,00021	0,00022
-31	11444	11082	18070	15803	2,98	2,91	3,29	3,28	0,00028	0,00028	0,00018	0,00021
-33	13088	11793	18088	16979	2,88	2,88	3,34	3,25	0,00022	0,00024	0,00018	0,00019
-35	15808	13085	20048	18088	2,73	2,84	3,39	3,23	0,00017	0,00022	0,00017	0,00018
-37	18073	15804	21825	20047	2,57	2,79	3,43	3,18	0,00014	0,00018	0,00016	0,00016
-39	20053	18070	24954	21823	2,39	2,74	3,48	3,15	0,00012	0,00015	0,00014	0,00014
-41	21831	18089	27887	23447	2,17	2,89	3,54	3,09	9,88E-05	0,00014	0,00013	0,00013

Si tanto T_f como de T_c son menores de 25°C, la diferencia de coeficientes de dilatación y contracción provocará, debido a los ciclos térmicos, una acumulación de deformaciones. La deformación relativa provocada por uno de estos ciclos térmicos y que se sumaría a la inicial ϵ_0 y a las de los demás ciclos valdría:

$$\epsilon_c = (2,50 - 1,73) \cdot 10^{-5} \cdot (T_c - T_f) \quad (\text{Ec.16})$$

La deformación acumulada debida a N ciclos térmicos desde T_c a T_f , siendo ambas temperaturas menores de 25°C, vale

TABLA 8. Módulos de rigidez, resistencias a tracción y deformaciones de rotura de las mezclas F0

Temperatura (°C)	MÓDULO DE RIGIDEZ (MPa)				RESISTENCIA A TRACCIÓN (MPa)				DEFORMACIÓN RELATIVA DE ROTURA			
	Envejecimiento del betón (días a 100°C)				Envejecimiento del betón (días a 100°C)				Envejecimiento del betón (días a 100°C)			
	0	6	15	30	0	6	15	30	0	6	15	30
25	1	4	17	103	0,44	0,57	0,78	0,92	0,37461	0,13574	0,04548	0,00800
20	2	8	42	208	0,77	0,88	1,13	1,18	0,32080	0,11851	0,02700	0,00581
15	5	20	89	358	1,10	1,35	1,47	1,44	0,21170	0,08732	0,01882	0,00402
10	11	42	207	583	1,43	1,70	1,78	1,73	0,13583	0,04058	0,00859	0,00288
5	38	102	388	1084	1,78	2,00	2,04	2,01	0,04817	0,01885	0,00528	0,00184
-1	101	207	807	1869	2,13	2,32	2,31	2,33	0,02113	0,01124	0,00255	0,00118
-3	131	287	1280	2330	2,25	2,41	2,38	2,43	0,01717	0,00842	0,00180	0,00104
-5	158	388	1584	2554	2,38	2,50	2,48	2,52	0,01488	0,00845	0,00157	0,00089
-7	246	581	1888	3072	2,47	2,58	2,52	2,80	0,01003	0,00445	0,00128	0,00085
-9	385	699	2551	3985	2,57	2,85	2,57	2,88	0,00869	0,00380	0,00101	0,00087
-11	577	807	3981	4782	2,87	2,72	2,82	2,74	0,00483	0,00300	0,00088	0,00057
-13	684	1259	4789	5530	2,78	2,78	2,85	2,78	0,00388	0,00221	0,00055	0,00051
-15	801	1885	5527	8218	2,85	2,83	2,88	2,84	0,00318	0,00144	0,00048	0,00046
-17	1556	2550	8880	7478	2,83	2,88	2,70	2,87	0,00188	0,00113	0,00039	0,00038
-18	2542	3087	8828	8828	3,00	2,91	2,72	2,88	0,00118	0,00095	0,00032	0,00033
-21	3059	3980	8033	8421	3,08	2,84	2,72	2,88	0,00100	0,00074	0,00030	0,00031
-23	3872	4788	10495	10151	3,12	2,96	2,71	2,87	0,00078	0,00082	0,00026	0,00028
-25	5520	5528	12083	10495	3,17	2,98	2,70	2,83	0,00057	0,00054	0,00022	0,00027
-27	6858	6880	13438	12082	3,20	2,88	2,87	2,78	0,00047	0,00044	0,00020	0,00023
-28	8828	8828	14877	13437	3,23	2,88	2,84	2,72	0,00038	0,00035	0,00018	0,00020
-31	10488	10151	18888	14878	3,25	2,87	2,80	2,83	0,00031	0,00028	0,00015	0,00018
-33	12084	10828	17857	15812	3,28	2,85	2,54	2,52	0,00027	0,00027	0,00014	0,00016
-35	14878	12083	18791	18887	3,25	2,82	2,48	2,39	0,00022	0,00024	0,00013	0,00014
-37	18872	14877	20523	18789	3,24	2,89	2,40	2,23	0,00019	0,00020	0,00012	0,00012
-39	18788	18889	23588	20521	3,21	2,84	2,32	2,05	0,00017	0,00017	8,83E-05	0,00010
-41	20530	17858	28277	22110	3,17	2,78	2,22	1,85	0,00015	0,00018	8,45E-05	8,37E-05

(Ec. 17)

$$\varepsilon_T = \varepsilon_0 + N \cdot \varepsilon_c$$

La rotura debido a la sucesión de ciclos térmicos (fisuración por fatiga térmica) se

producirá cuando el número de ciclos térmicos aplicados dé lugar a una ε_T igual a la deformación de rotura de la mezcla para la temperatura en que tiene lugar ε_T . Teóricamente, si antes de que se produzca esto la temperatura del pavimento sobrepasa los 25°C, las deformaciones de tracción acumuladas se pierden.

TABLA 9. Número de ciclos térmicos hasta la rotura por acumulación de deformaciones de la mezcla R 100 para distintos ciclos térmicos Δt y temperaturas finales T_f

T_f (°C)	ΔT (°C)	Envejecimiento del betón (días a 100°C)			
		0	6	15	30
-10	35	16	2	0	0
-10	30	18	2	0	0
-10	25	22	2	0	0
-10	20	27	2	0	0
-10	15	36	3	0	0
-10	10	54	4	0	0
-10	5	108	8	0	0
-5	30	42	13	1	0
-5	25	50	16	1	0
-5	20	62	19	2	0
-5	15	83	26	2	0
-5	10	124	38	3	0
-5	5	247	76	5	0
0	25	85	26	4	0
0	20	106	33	5	0
0	15	141	43	6	0
0	10	211	65	9	0
0	5	421	129	18	0
5	20	165	77	11	3
5	15	220	102	14	4
5	10	330	153	21	6
5	5	660	305	42	11
10	15	357	166	29	9
10	10	536	249	43	13
10	5	1071	497	85	25
15	10	868	434	66	21
15	5	1736	868	132	41

Siguiendo este razonamiento, Pérez González [4] ha determinado el número de ciclos que provocaría la rotura por fatiga térmica de cuatro tipos de mezcla, con diferentes grados de envejecimiento de un mismo betón, para valores de T_f comprendidos entre -10°C y 15°C y para distintos $\Delta T = T_c - T_f$ para cada T_f .

Para las cuatro mezclas se utilizó una granulometría centrada en el huso D20, con las siguientes variaciones:

● Dos mezclas relativamente rígidas, con una relación polvo mineral/betón de 1,3 (6,5% de polvo mineral y 5% de betón B 60/70). Se realizó una de ellas con polvo mineral de aportación (2% de polvo mineral del árido más 4,5% de cemento) y la otra sin polvo mineral de aportación. Se identifican aquí estas mezclas como R100 y R0, respectivamente.

● Otras dos mezclas relativamente flexibles, con una relación polvo mineral/betón de 1,1

TABLA 10. Número de ciclos térmicos hasta la rotura por acumulación de deformaciones de la mezcla R0 para distintos ciclos térmicos ΔT y temperaturas finales T_f

T_f (°C)	ΔT (°C)	Envejecimiento del betón (días a 100°C)			
		0	6	15	30
-10	35	15	1	0	0
-10	30	17	2	0	0
-10	25	21	2	0	0
-10	20	26	2	0	0
-10	15	34	3	0	0
-10	10	51	4	0	0
-10	5	101	7	0	0
-5	30	42	13	1	0
-5	25	51	15	1	0
-5	20	63	19	1	0
-5	15	84	25	1	0
-5	10	126	37	2	0
-5	5	252	74	3	0
0	25	92	26	4	0
0	20	115	33	4	0
0	15	153	43	6	0
0	10	229	65	8	0
0	5	457	129	16	0
5	20	202	78	11	3
5	15	269	104	14	4
5	10	403	156	21	6
5	5	805	311	41	12
10	15	487	173	29	9
10	10	731	260	43	13
10	5	1461	519	86	25
15	10	1325	464	69	20
15	5	2649	927	138	40

(5,5% de polvo mineral y 5% de betún B 80/100). También se estudiaron dos casos: sin y con polvo mineral de aportación (2% del propio árido más 3,5% de cemento). Se identifican aquí estas mezclas como F0 y F100, respectivamente.

Las mezclas se fabricaron con betunes originales y envejecidos durante 6, 15 y 30 días en película fina en estufa a 100°C. Las tablas 1 y 2

muestran las características tecnológicas de los betunes empleados, tanto los originales como tras los diversos períodos de envejecimiento.

Los módulos de rigidez de los betunes para las diferentes temperaturas (determinados mediante el nomograma de Van der Poel) [8] se muestran en las tablas 3 y 4. A partir de estos valores y de la composición de las mezclas se determina el módulo de rigidez de las mezclas

TABLA 11. Número de ciclos térmicos hasta la rotura por acumulación de deformaciones de la mezcla F 100 para distintos ciclos térmicos Δt y temperaturas finales T_f

T_f (°C)	ΔT (°C)	Envejecimiento del betón (días a 100°C)			
		0	6	15	30
-10	35	14	8	0	0
-10	30	16	9	0	0
-10	25	19	10	0	0
-10	20	24	13	0	0
-10	15	31	17	0	0
-10	10	47	25	0	0
-10	5	93	50	0	0
-5	30	61	25	4	1
-5	25	73	29	4	1
-5	20	91	37	5	1
-5	15	121	49	7	1
-5	10	181	73	10	2
-5	5	361	145	19	3
0	25	104	56	10	3
0	20	129	70	12	3
0	15	172	93	16	4
0	10	258	139	24	6
0	5	516	278	48	11
5	20	301	130	31	8
5	15	401	173	42	11
5	10	602	260	62	16
5	5	1203	519	124	31
10	15	1089	374	73	21
10	10	1633	561	109	32
10	5	3266	1122	218	63
15	10	2456	964	223	48
15	5	4912	1927	445	95

a las distintas temperaturas empleando el nomograma de la Shell [8]. Los resultados se recogen en las tablas 5 a 8. En estas tablas se indican también las resistencias a tracción determinadas interpolando una curva de 3^{er} grado con los resultados de los ensayos realizados con estas mezclas a tracción indirecta a una velocidad de deformación de 1,5 mm/min. También se calculan las deformaciones de rotura para cada temperatura.

Con todos estos valores se determina el número de ciclos necesarios hasta llegar a la fatiga térmica por acumulación de deformaciones. Las tablas 9 a 12 muestran los resultados. Sobre ellos se pueden hacer las siguientes observaciones:

- Las mezclas más flexibles son mucho más resistentes a la fatiga térmica que las más rígidas. Por encima de una temperatura final

TABLA 12. Número de ciclos térmicos hasta la rotura por acumulación de deformaciones de la mezcla F0 para distintos ciclos térmicos ΔT y temperaturas finales T_f

T_f (°C)	ΔT (°C)	Envejecimiento del betún (días a 100°C)			
		0	6	15	30
-10	35	14	8	0	0
-10	30	16	9	0	0
-10	25	19	11	0	0
-10	20	24	14	0	0
-10	15	32	18	0	0
-10	10	48	27	0	0
-10	5	95	53	0	0
-5	30	62	25	4	1
-5	25	74	30	4	1
-5	20	92	37	5	1
-5	15	123	49	7	2
-5	10	184	73	10	2
-5	5	367	146	19	4
0	25	106	55	10	3
0	20	133	69	12	3
0	15	177	92	16	4
0	10	265	137	24	6
0	5	530	274	48	12
5	20	316	124	31	9
5	15	421	165	41	11
5	10	631	248	61	17
5	5	1262	495	121	33
10	15	1173	348	71	22
10	10	1760	521	106	33
10	5	3519	1042	211	65
15	10	2745	870	212	48
15	5	5490	1740	423	96

$T_f = 5^\circ\text{C}$ se observa en las mezclas más flexibles un número de ciclos hasta rotura del doble o más que en las mezclas más rígidas.

● La existencia de un cierto envejecimiento en el betún, disminuye drásticamente la resistencia a fatiga térmica de la mezcla.

Para completar estos estudios Pérez González [4] analizó la acción del agua sobre la resistencia a tracción de las mezclas R100, R0, F100 y F0.

Para ello realizó ensayos de resistencia conservada empleando probetas tipo Marshall. La mitad de las probetas se ensayan en seco y la otra mitad se sumergen en agua, primero durante 5 minutos a temperatura ambiente con una presión de vacío de 350 mm de Hg y transcurrido ese tiempo durante 1 día a 60°C . El procedimiento de rotura fue el de tracción indirecta a 5 y a 25°C , con una velocidad de deformación de 1,5 mm/min. A 25°C no se observa una influencia apreciable del tipo

de polvo mineral en la resistencia, excepto con el betún más envejecido. En cambio, para la temperatura de 5°C se aprecia una gran influencia del tipo de polvo mineral en la resistencia: se mantiene elevada cuando hay polvo mineral de aportación y disminuye hasta el 50-60% cuando todo el polvo mineral es el de los áridos, independientemente del grado de envejecimiento del betún. Estos resultados indican que la presencia de agua en las mezclas, junto con el empleo de un polvo mineral de baja calidad, puede disminuir aproximadamente a la mitad la resistencia de las mezclas bituminosas a la fisuración por fatiga térmica cuando las temperaturas son bajas (del orden de 5°C).

5. Conclusiones

Del estudio realizado se pueden extraer las siguientes conclusiones:

1. Por encima de los 20-25°C las variaciones térmicas no influyen de forma significativa en la fisuración térmica de las capas de rodadura de mezcla bituminosa.
2. Las fisuraciones de origen térmico se originan en superficie y evolucionan de arriba hacia abajo.
3. Entre 20 y -7°C predomina la fisuración por fatiga térmica. Por debajo de -7°C lo hace la fisuración por retracción térmica.
4. El modelo de viga pseudoelástica proporciona una aproximación suficiente para el cálculo de las tensiones térmicas inducidas por un descenso continuado de la temperatura.
5. La fisuración de las mezclas bituminosas debida a los ciclos diarios de temperatura (fatiga térmica) se debe a la acumulación de deformaciones de tracción en cada ciclo. Cuando estas deformaciones acumuladas alcanzan la deformación de rotura de la mezcla a la temperatura considerada se produce su fisuración por fatiga térmica. La deformación remanente en cada ciclo se debe a la diferencia de coeficientes en dilatación y en contracción. Esta acumulación de deformaciones sólo tiene lugar cuando los ciclos de temperatura se dan por debajo de 25°C. Si la temperatura de la mezcla supera en algún momento este valor, las deformaciones acumuladas se anulan debido al elevado coeficiente de dilatación por encima de 25°C (muy superior al de contracción correspondiente).
6. Un aumento del grado de envejecimiento del betún disminuye drásticamente el número de ciclos térmicos soportados por la mezcla.

7. Las mezclas más flexibles soportan un mayor número de ciclos térmicos, siendo esto más notorio para temperaturas mínimas por encima de 5°C.

8. En presencia de agua y con temperaturas mínimas entre 0 y 5°C la calidad del polvo mineral tiene gran influencia en la resistencia de las mezclas a la fatiga térmica.

Agradecimiento

Los autores quieren dejar constancia de su reconocimiento a D. Félix Pérez Cubillo y a D. Pablo Usán Mas por su inestimable colaboración en la preparación de las tablas y figuras de este artículo.

Referencias

- (1) CHRISTISON, J. T.; MURRAY, D. W. y ANDERSON, K. O. (1972): "Stress prediction and low temperature fracture susceptibility of asphaltic concrete pavements". Proceedings, Association of Asphalt Paving Technologists. Volumen 41, pp. 494-523. Cleveland, Ohio.
- (2) DAUZATS, M. y RAMPAL, A. (1988): "Mécanismes de fissuration de surface des couches de roulement". Bulletin de liaison des Laboratoires des Ponts et Chaussées, no 154, pp. 57-72. Laboratoire Central des Ponts et Chaussées. Paris.
- (3) LITTLE, D. N. y MAHBOUB, K. (1985): "Engineering properties of first generation plasticized sulfur binders and low temperature fracture evaluation of plasticized sulfur paving mixtures". Transportation Research Record 1034, pp. 103-111. Transportation Research Board. Washington, D. C.
- (4) PÉREZ GONZÁLEZ, F. (1993): Estudio de la fisuración no estructural de los pavimentos de mezcla bituminosa. Tesis doctoral, 292 pág. Escuela Técnica Superior de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos. Universidad Politécnica de Madrid.
- (5) POHLMANN, P. (1992): "Influence of climatological considerations upon the construction of asphalt pavements". Roads n° 276, pp. 73-91. AIPCR.
- (6) RADOVSKY, B. y MOZGOVOJ, VL. (1989): "Ways of reduction of low-temperature cracking in asphalt pavements". 4º Symposium de Eurobitume. Volumen I, pp. 570-575. Madrid.
- (7) SHAHIN, M. Y. (1977): "Design system for minimizing asphalt concrete thermal cracking". Fourth International Conference Structural Design of Asphalt Pavements. 22-26 agosto de 1977. Volumen 1, pp. 920-932. The University of Michigan. Ann Arbor, Michigan.
- (8) SHELL COMPANY (1978): Shell Pavement Design Manual. Shell Int Petroleum Co. Ltd., Londres.
- (9) VINSON, T. S.; JANOO, V. C. y HAAS, R. C. G. (1989): "Summary Report on low temperature and thermal fatigue cracking". SHRP - A/JR-90-001.