

RESISTENCIA A CORTANTE DE LA UNIÓN ENTRE CAPAS BITUMINOSAS: ¿CUÁNTA ES NECESARIA?

JORGE ORTIZ RIPOLL

Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos
ARNÓ
jortiz@arno.es

RODRIGO MIRÓ RECASENS

Doctor Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos
UNIVERSITAT POLITÈCNICA DE CATALUNYA

Xavier Crisén Grau

Ingeniero Técnico de Obras Públicas
ARNÓ

RESISTENCIA A CORTANTE DE LA UNIÓN ENTRE CAPAS BITUMINOSAS: ¿CUÁNTA ES NECESARIA?

RESUMEN

Se propone un nuevo método de cálculo de carácter semi-empírico, desarrollado en el marco del proyecto de investigación SUPERBIT, para obtener la máxima sollicitación a cortante a la que puede hallarse sometida la unión entre las capas bituminosas de un firme de carreteras bajo la acción del tráfico. Después de analizar distintas hipótesis de carga y los principales factores que afectan a la distribución de tensiones en una interfase bituminosa, se han seleccionado las combinaciones más desfavorables para determinar las tensiones de cálculo y compararlas, de modo consistente, con la resistencia a cortante exigida en el artículo 531 del PG-3, medida de acuerdo con la norma de ensayo NLT-382. Los resultados obtenidos parecen indicar que las especificaciones de las actuales prescripciones técnicas españolas son adecuadas, e incluso, en algunas circunstancias, podría ser conveniente elevar los valores mínimos establecidos.

1. INTRODUCCIÓN

En diversos países europeos, entre ellos España, las especificaciones técnicas dirigidas a controlar la calidad de los riegos de adherencia contienen requisitos referidos a la resistencia a cortante de la unión entre las capas bituminosas, medida sobre testigos extraídos del firme construido. Así, utilizando el denominado ensayo Leutner, equivalente a nuestro dispositivo A de la norma NLT-382, en Alemania y Suiza se prescribe una resistencia mínima de 0,85 MPa

para la unión entre una capa de rodadura y su soporte, y de 0,68 MPa en la unión de capas intermedias. Por su parte, en el Reino Unido se exigen valores de 1 MPa en interfases situadas a profundidades menores de 75 mm y 0,5 MPa en las más profundas [1, 2 y 3]. En España, donde los requisitos son 0,6 MPa bajo la capa de rodadura y 0,4 MPa en las capas inferiores, la norma de ensayo NLT-382 establece una velocidad de desplazamiento de 2,5 mm/min, frente a los 50 mm/min utilizados en los países antes citados, lo que supone unas exigencias próximas a las del Reino Unido para la capa de rodadura y a las alemanas o suizas en el resto de casos [4 y 5].

Los valores especificados son de base empírica pues proceden, en general, de resultados obtenidos en las primeras aplicaciones de estos procedimientos de control. No guardan relaciones conocidas con cálculos de tensiones admisibles o con los eventuales efectos de esta resistencia en la vida a fatiga de la unión. Por el contrario, pueden encontrarse diferentes estudios que han perseguido este tipo de aproximaciones y cuyos autores obtienen conclusiones completamente dispares: los valores especificados son correctos, insuficientes e incluso excesivos, dependiendo, naturalmente, de las hipótesis y condiciones consideradas [6, 7 y 8].

En este trabajo se propone un nuevo método de cálculo de carácter semi-empírico, desarrollado en el marco del proyecto de investigación SUPERBIT, para obtener la sollicitación a cortante a que se halla sometida una interfase bituminosa

bajo las acciones del tráfico. Antes se han analizado los principales factores que afectan a la distribución de tensiones en la interfase, seleccionándose las combinaciones críticas para obtener las correspondientes tensiones cortantes de cálculo. La metodología propuesta permite efectuar una comparación consistente entre la tensión de cálculo y la resistencia a cortante medida en ensayos de corte directo como los indicados y, por tanto, proporciona criterios para responder a la pregunta que da título a la presente comunicación.

Los cálculos realizados se basan en la aplicación de la teoría de la elasticidad lineal. Puesto que los materiales bituminosos presentan un comportamiento visco-elástico, la precisión de los resultados obtenidos es, necesariamente, menor con temperaturas elevadas y bajos tiempos de carga. Sin embargo, de acuerdo con las conclusiones obtenidas en otras investigaciones, donde se han comparado este y otro tipo de aproximaciones, el análisis elástico multicapa proporciona resultados similares a los obtenidos mediante cálculos más sofisticados en los que se han combinado análisis por elementos finitos y modelos visco-elásticos de respuesta [9].

1.1. Caracterización de la interfase

Para estudiar la respuesta de las uniones entre las capas de un firme frente a su sollicitación a cortante es preciso contar con un modelo de comportamiento de la propia interfase. La hipótesis de unión perfecta es incompatible con la existencia de desplazamientos relativos como los que se dan en interfases reales y conduce a sobreestimar las tensiones de corte en su seno. Obviamente, si las capas se suponen completamente despegadas la tensión cortante en la interfase es inexistente.

En el presente estudio se ha optado por calcular las tensiones de corte a que se encuentran sometidas las interfases bituminosas recurriendo al modelo descrito por Uzan et al. (1978) [10, 11] mediante la ecuación constitutiva de Goodman:

$$\tau = K \Delta u$$

donde

τ es la tensión de corte en la interfase

Δu el desplazamiento horizontal relativo entre las superficies que limitan la interfase

K el módulo de reacción horizontal de la interfase

K puede medirse experimentalmente mediante ensayos de corte directo como el previsto en la norma NLT-382 puesto que, por definición, es la pendiente de la curva tensión-desplazamiento obtenida como representación gráfica de los resultados de estos ensayos.

1.2. Herramienta de cálculo

El modelo de comportamiento descrito permite analizar los efectos de las diferentes condiciones de adherencia correspondientes a interfases reales caracterizadas mediante distintos valores de K . Para ello debe contarse con una herramienta de cálculo que, además de esta posibilidad, admita introducir las fuerzas tangenciales debidas a las acciones del tráfico si, como en este caso, se trata de calcular las sollicitaciones máximas a cortante.

El programa de cálculo analítico de firmes BISAR satisface estos requisitos: por una parte, además de interfases completamente unidas o totalmente despegadas, ofrece la opción de analizar interfases parcialmente adheridas, caracterizadas por el parámetro AK , denominado *shear spring compliance* (capacitancia elástica a cortante), y definido como el cociente entre el desplazamiento horizontal relativo entre las capas y la tensión actuante en la superficie [12].

AK es, por tanto, la inversa del módulo de reacción horizontal según fue definido por Uzan:

$$AK = \frac{1}{K}$$

y hace de BISAR la herramienta idónea para efectuar cálculos utilizando el módulo de reacción horizontal medido en ensayos de laboratorio como parámetro característico de la unión entre capas bituminosas.

Mediante los oportunos cálculos, puede comprobarse que los valores umbral que definen las tres condiciones posibles de la interfase son, muy aproximadamente, los indicados en la Tabla 1, aunque los módulos correspondientes a interfaces reales no despegadas, en condiciones de servicio, suelen encontrarse en el intervalo mucho más acotado comprendido entre $K=1$ y $K=100$ MPa/mm [9, 13].

Tabla 1. Valores umbral aproximados de K o módulo de reacción horizontal definido por Uzan y de AK o capacidad elástica a cortante en el programa BISAR [9, 10].

CONDICIÓN	K (MPa/mm)	AK (m ³ /N)
Adherencia completa	> 1.000	< 10 ⁻¹²
Unión parcial	0,1 - 1.000	10 ⁻⁸ – 10 ⁻¹²
Capas despegadas	< 0,1	>10 ⁻⁸

1.3. Acciones de cálculo y características de los materiales

Las acciones de cálculo consideradas en los presentes análisis corresponden al contacto de un neumático 385/65/22,5 R, con una presión de inflado de 0,85 MPa, montado en un eje simple que soporta una carga de 10 t. Es el neumático más habitual en los vehículos pesados que circulan por las carreteras europeas, tanto en ejes simples (motor o no motor), como en los ejes tandem triaxiales que han sustituido casi completamente a los tradicionales ejes tandem de doble rueda [14]. Haciendo reposar una rueda de estas características de un camión articulado cargado sobre una hoja de papel dispuesta en la plataforma de una báscula, se ha obtenido una huella cuasi-rectangular de 285x205 mm². Como el programa BISAR solo admite superficies de carga circulares, se ha reproducido esta huella de la rueda combinando 20 círculos de 51,25 mm de diámetro y 30 de 12,8 mm hasta cubrir prácticamente la misma superficie. Se ha supuesto que sobre esta superficie actúa una fuerza vertical uniformemente distribuida

de 49 kN y se ha analizado la eventual presencia de cargas horizontales longitudinales $H_x=0,55V$ y $H_x=0,80V$. La primera de ellas se utiliza para representar la fuerza tangencial ejercida por una rueda frenada parcialmente bloqueada y la segunda corresponde al bloqueo total que puede producirse, en determinadas condiciones y sobre pavimento seco, con un coeficiente de rozamiento neumático-pavimento (μ) de valores próximos a 80 centésimas [15, 16, 17].

La influencia del tiempo de carga ha sido considerada analizando los efectos de las velocidades de desplazamiento correspondientes a dos velocidades de circulación extremas, máxima de 90 km/h y mínima de 9 km/h. Los parámetros elásticos utilizados para caracterizar las distintas capas de los firmes estudiados son los indicados en la Tabla 2, que se han tomado de la Instrucción para el diseño de firmes de la red de carreteras de Andalucía [18].

Tabla 2. Parámetros elásticos utilizados para la modelización del firme analizado

CAPA	MÓDULO (MPa)	C. POISSON
Mezcla bituminosa (MB) discontinua	3.000	0,35
MB continua en capa de rodadura o intermedia	6.000	0,33
MB en capa de base	5.000	0,33
MB de alto módulo	12.000	0,30
Subbase granular sobre explanada E3	500	0,35
Subbase granular sobre explanada E2	360	0,35
Subbase granular sobre explanada E1	180	0,35
Suelo cemento	8.000	0,25
Explanada E3	300	0,35
Explanada E2	120	0,35
Explanada E1	60	0,35

2. METODOLOGÍA

Los cálculos de las tensiones críticas y su comparación con las tensiones admisibles han sido desarrollados después de analizar el efecto de los diversos factores que influyen en magnitud de la tensión de corte y en la resistencia a cortante de las interfaces bituminosas:

1. Naturaleza de las cargas
2. Profundidad de la interfase

3. Módulo de reacción horizontal de la interfase
4. Estructura del firme y propiedades elásticas de sus capas
5. Tensión normal concomitante
6. Velocidad de circulación
7. Superficie de contacto neumático-pavimento
8. Temperatura del pavimento

El método de cálculo propuesto comprende la utilización de un nomograma concebido para resolver, sin necesidad de efectuar laboriosas iteraciones, las mutuas dependencias de velocidad de desplazamiento, módulo de rigidez con y sin tensión normal, tensión de corte y resistencia a cortante de la interfase que se describen y cuantifican a lo largo de este texto. Estas interdependencias constituyen la principal dificultad de la comparación entre tensiones de cálculo y tensiones admisibles que se pretende, y el modo de abordarlas se explica en el epígrafe 2.9.

En la figura 1 se muestra el sistema de coordenadas utilizado, así como el convenio de signos para las tensiones objeto de análisis: tensiones normales verticales (σ_{zz}) y tangentes (σ_{xz}) actuantes en un elemento diferencial de la interfase bituminosa.

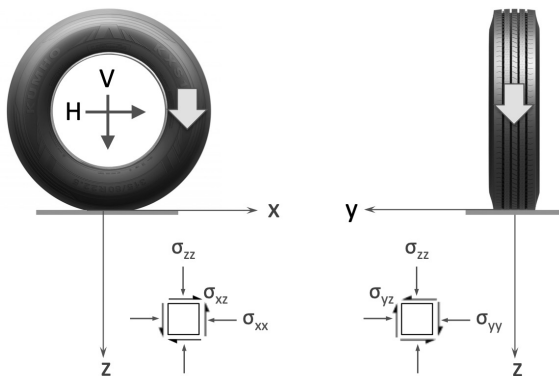


Figura 1. Ejes de coordenadas y convenio de signos para las tensiones normales y tangentes

2.1. Naturaleza de las cargas

En la figura 2 (izquierda), se ha representado la distribución de las tensiones cortantes longitudinales (σ_{xz}) causadas por la acción de una carga vertical, bajo una capa de rodadura de 5 cm de espesor de mezcla tipo AC, superpuesta sobre la sección de firme 121 de la norma 6.1 IC [19]. El módulo de reacción horizontal de la primera interfase es $K=10$ MPa/mm y en el resto de uniones las capas se han supuesto completamente adheridas. En estas condiciones, y en general, bajo cargas únicamente verticales, los valores máximos aparecen en dos puntos situados en las proximidades de la proyección vertical de los bordes delantero y trasero de la superficie de contacto ($x= \pm 0,1025$ m).

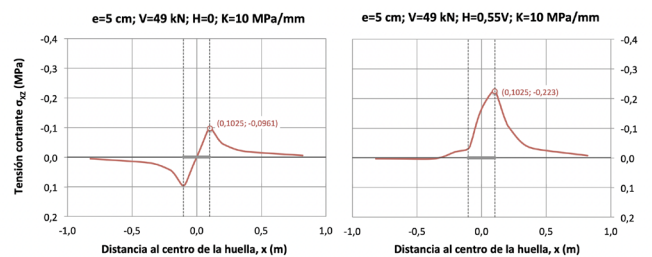


Figura 2. Tensiones cortantes bajo la acción de una carga vertical V (izquierda), y vertical y horizontal H ($V=49$ kN, $K=10$ MPa/mm, $e=5$ cm).

La presencia de una tensión superficial horizontal, como la causada por un esfuerzo de frenado, modifica la distribución de tensiones cortantes tal como se muestra en el gráfico derecho de la misma figura 2. Su magnitud aumenta significativamente, aunque su punto de aplicación no se ha modificado. Obviamente, la sollicitación a cortante de la interfase es más elevada cuanto mayor es la fuerza tangencial ejercida por la acción del tráfico, por tanto, cuando existen esfuerzos de aceleración o frenado, o en curvas de radio reducido.

2.2. Profundidad de la interfase

Los gráficos mostrados en la figura 3, donde a la izquierda aparece de nuevo el representado antes en la figura 2 (derecha), permiten observar el efecto de la profundidad de la interfase. Bajo una

capa de 2,5 cm (figura 3 derecha) la distribución de tensiones cortantes es más simétrica respecto al eje z y la tensión de corte máxima es más elevada ($\sigma_{zx}=0,264$ MPa/mm), aunque se retrasa su punto de aplicación ($x=0,0925$ m).

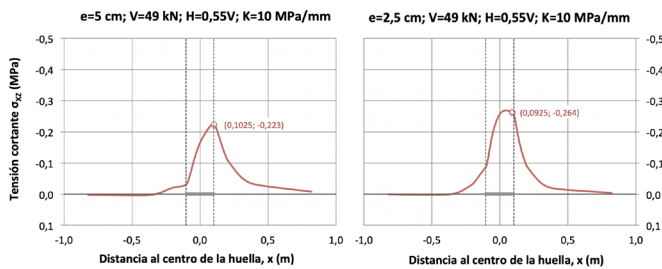


Figura 3. Efecto del espesor de la capa de rodadura en la distribución y magnitud de las tensiones cortantes (σ_{zx})

2.3. Módulo de reacción horizontal de la interfase

En la figura 4 se han representado las tensiones de corte (σ_{zx}) bajo una capa de rodadura de 2,5 cm de espesor, situada sobre la misma sección de firme 121, para $K=100$ y $K=1$ MPa/mm, valores que comprenden el intervalo de los módulos que suelen encontrarse en interfases reales [9, 13]. De nuevo, para $K=100$ MPa/mm, las tensiones cortantes máximas aparecen en el punto correspondiente a la proyección vertical del borde delantero de la superficie de aplicación de las cargas, mientras que esta posición se retrasa ligeramente con $K=1$ MPa/mm. Valen 0,41 MPa en el primer caso y 0,10 MPa. El efecto de K es, pues, opuesto al del espesor de capa en cuanto al valor de las máximas tensiones de corte y similar en lo que respecta su punto de aplicación.

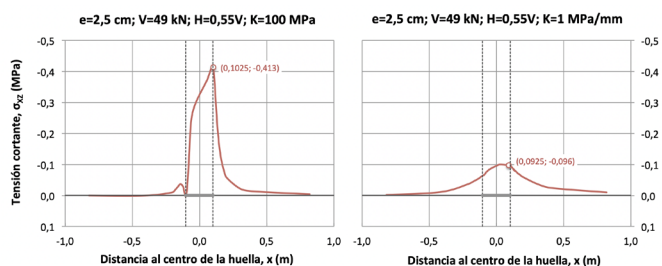


Figura 4. Efecto del espesor de la capa de rodadura en la distribución y magnitud de las tensiones cortantes (σ_{zx})

2.4. Estructura del firme y propiedades de sus capas

Como es natural, un firme se encuentra más solicitado cuanto menor es su capacidad portante y, consecuentemente, su estructura. En particular, la tensión de corte en la primera interfase está muy relacionada con la deflexión, o desplazamiento vertical en la superficie del pavimento bajo la acción de las cargas del tráfico y, por tanto, es mayor en los firmes flexibles que en los rígidos o semirrígidos, y mayor cuanto menor es la estructura del firme.

2.4.1. Sección de firme

Para analizar la influencia de la estructura de un firme en la sollicitación a cortante de la primera interfase bituminosa se han comparado los resultados proporcionados por el programa BISAR en todas las secciones de firmes flexibles y semirrígidos previstas en la Norma 6.1-IC para las categorías de tráfico T41 a T00.

La primera interfase se ha caracterizado mediante un módulo de reacción horizontal $K=20$ MPa/mm que se considera suficientemente representativo, a estos efectos, del correspondiente a una unión entre capas correctamente adheridas en condiciones reales. Salvo cuando se analizan los efectos del grado de unión de la segunda interfase en el apartado 2.4.3, y por simplicidad, se ha supuesto que en el resto de interfases la adherencia es perfecta.

Los resultados de los cálculos muestran que las máximas tensiones de corte en la primera interfase son sensiblemente similares en todas las secciones correspondientes a firmes semirrígidos y en las secciones T2 a T00 de firmes flexibles. En la tabla 3 se han presentado los valores obtenidos para $H=0,55V$ y $K=20$ MPa. Las interfases se encuentran sometidas a mayores tensiones de corte en las secciones de firmes flexibles T3 y T4, hasta alcanzar un valor máximo de 0,45 MPa en la sección 4111; en el resto, las tensiones máximas se hallan comprendidas en el intervalo 0,23-0,26. Son, por tanto, muy próximas a las que resultan en todas las secciones de firmes semirrígidos, donde el intervalo es 0,22-0,24 MPa.

RESISTENCIA A CORTANTE DE LA UNIÓN ENTRE CAPAS BITUMINOSAS: ¿CUÁNTA ES NECESARIA?

Tabla 3. Máximas tensiones de corte en la primera interfase (σ_{xz} max.) para $V=49$ kN; $H=0,55V$; $K=20$ MPa/mm.

σ_{xz} máx. (MPa)	FIRMES FLEXIBLES (1)			FIRMES SEMIRRÍGIDOS (2)		
	SECCIÓN	E1	E2	E3	E1	E2
T41	0,450	0,395	0,370	0,235	0,238	0,242
T32	0,296	0,312	0,301	0,219	0,220	0,224
T31	0,278	0,303	0,294	0,222	0,219	0,223
T2	0,243	0,248	0,264	0,223	0,236	0,225
T1		0,238	0,246		0,220	0,222
T0			0,237			0,225
T00			0,233			0,226

2.4.2. Módulo de elasticidad de las capas del firme

La máxima tensión de corte (σ_{xz} max) aumenta significativamente respecto a la calculada en 2.4.1 cuando los módulos de elasticidad son menores en la capa de rodadura o más elevados en la capa intermedia. Es la situación que puede darse si se dispone una mezcla discontinua y rica en betún (tipo BBTM, SMA o PA) sobre una capa de mezcla bituminosa de alto módulo (MAM) o sobre un pavimento muy envejecido. En estas circunstancias se obtienen tensiones de corte hasta un 25% superiores a las correspondientes a las condiciones de referencia (módulo de Young $E=6.000$ MPa en las dos capas superiores del firme), mientras que se reducen hasta en un 58% cuando la combinación de módulos es inversa, aunque esta es una situación menos probable.

Tabla 4. Máximas tensiones de corte (σ_{xz} max.) para $V=49$ kN; $H=0,55V$; $K=20$ MPa/mm, en función de los módulos elásticos de la capa de rodadura (E_1) e intermedia (E_2)

σ_{xz} máx. (MPa)	E_1 (MPa)					
	1.500	3.000	6.000	9.000	12.000	15.000
1.500	0,297	0,245	0,193	0,167	0,150	0,137
3.000	0,318	0,270	0,220	0,193	0,175	0,162
6.000	0,332	0,287	0,238	0,212	0,193	0,181
9.000	0,335	0,291	0,243	0,217	0,198	0,186
12.000	0,338	0,295	0,247	0,222	0,202	0,190
15.000	0,339	0,296	0,247	0,222	0,202	0,190

2.4.3. Grado de unión de la segunda interfase

La tensión cortante en la primera interfase se ve

poco afectada por la condición de la siguiente interfase más profunda. Manteniendo el resto de hipótesis utilizadas en 2.4.1 y 2.4.2, las diferencias entre las máximas tensiones de corte calculadas bajo la hipótesis de unión perfecta ($K_2=\infty$) y cualquier otra condición no superan el 2%.

Tabla 5. Máximas tensiones de corte para (σ_{xz} max.) para $V=49$ kN; $H=0,55V$; $K=20$ MPa/mm en función del módulo de reacción de la segunda interfase (K_2)

K (MPa)	K_2 (MPa)	σ_{xz} max (MPa)
20	0	0,237
20	1	0,241
20	10	0,243
20	20	0,243
20	50	0,241
20	100	0,240
20	∞	0,238

2.5. Tensión normal concomitante

2.5.1. Efecto en la resistencia a cortante de la interfase

En los gráficos de la figura 5 se ha representado la distribución de las tensiones de corte (σ_{xz}) junto con la distribución de tensiones normales verticales (σ_{zz}), para la sección de firme obtenida superponiendo capas de rodadura de 5 cm (izquierda) y 2,5 cm de espesor (derecha), con módulos de Young $E=3.000$ MPa, sobre la sección 121 cuando, junto a la carga vertical V , actúa una fuerza horizontal (de frenado) equivalente a $0,55V$.

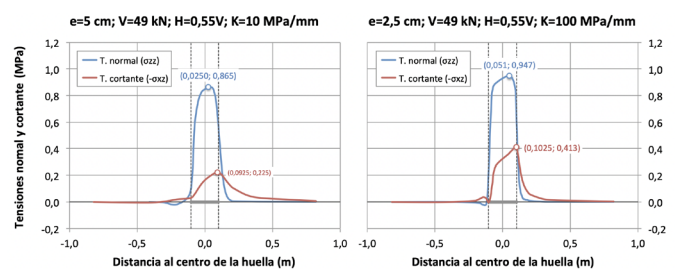


Figura 5. Tensiones normales y de corte bajo una capa de 5 cm, con $K=10$ MPa/mm (izquierda) y de 2,5 cm, con $K=100$ MPa/mm (derecha), sometidas a la acción de una carga vertical y horizontal.

Como puede observarse, las máximas tensiones de corte en la primera interfase bituminosa aparecen en presencia de elevadas tensiones normales. Por tanto, es preciso considerar el efecto de la tensión normal para comprobar si son estas tensiones máximas las tensiones críticas o, por el contrario, la interfase se halla más solicitada a cortante donde, aun siendo menores las tensiones de corte, se tienen tensiones normales inferiores, o incluso nulas [20, 21, 22, 23].

La contribución de la tensión normal a la resistencia a cortante de la interfase puede estimarse a partir de la relación propuesta por Canestrari et al. (2013) [24]:

$$R_{\sigma_n} = (1 + 0,38\sigma_n) \cdot R_{\sigma_0} + 0,74\sigma_n$$

donde

R_{σ_n} es la resistencia a cortante de la interfase en presencia de una tensión normal

σ_n es la tensión normal concomitante

R_{σ_0} es la resistencia a cortante de la interfase sin tensión normal

con todos los valores expresados en MPa.

Tomando en cuenta esta relación, tiene sentido adoptar como posición crítica (x_c) y como tensión de corte de cálculo (τ_c), las correspondientes al valor máximo de la razón (r):

$$r = \frac{\tau}{R_{\sigma_n}}$$

es decir, a la combinación de tensiones normal y de corte que da lugar a que esta última se halle más próxima a la tensión de corte admisible.

En la figura 6, donde se han representado los pares de valores (x, σ_{xz}) y (x, σ_{zz}) correspondientes a estas combinaciones, puede observarse que la tensión cortante crítica aparece a la derecha de la tensión cortante máxima, pero en una posición suficientemente próxima como para que la tensión normal sea relevante desde el punto de vista de su contribución a la resistencia a cortante de la unión. Con carácter general, para cualquier combinación de cargas y en todas las secciones de firme, la tensión cortante de cálculo (τ_c) no es la tensión cortante máxima, ni la que se tiene donde desaparece la

tensión normal (σ_{zz}), sino que aparece en una zona intermedia donde, aún habiéndose reducido significativamente, esta tensión normal alcanza valores similares a los de la propia tensión de corte (σ_{xz})

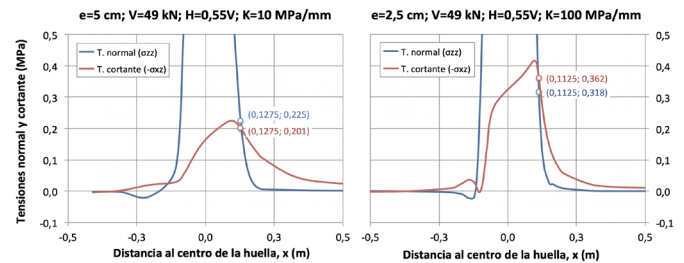


Figura 6. Tensiones normales y de corte de cálculo en una interfase situada a 5 cm de profundidad, con $K=10$ MPa/mm (izquierda) y a 2,5 cm de profundidad, con $K=100$ (derecha), bajo la acción de una carga vertical y horizontal.

2.5.2. Efecto en el módulo de reacción horizontal de la interfase

La presencia de una tensión normal afecta también al valor de módulo de reacción horizontal de la interfase [9, 21, 22, 24]. Aunque la mayor parte de los ensayos de corte realizados en laboratorio (como los previstos en la norma NLT-382) no permiten medir K en presencia de tensiones normales, diversos autores han obtenido correlaciones útiles para calcular el alcance de la contribución de las tensiones de corte al valor de K . Entre las más divulgadas se halla la de Canestrari et al (2005) [20], que obedece a la siguiente expresión:

$$K_{\sigma_n} = \left(1 + 5 \frac{\sigma_n}{\tau}\right) K_{\sigma_0}$$

donde

K_{σ_n} es el valor de K en presencia de tensión normal

σ_n es la tensión normal

τ es la tensión de corte

K_{σ_0} es el valor de K sin tensión normal

expresión que permite predecir cómo varía K con la tensión normal si se conoce el valor del cociente tensión normal/tensión tangencial.

2.6. Velocidad de circulación

La velocidad a la que se produce el desplazamiento relativo entre los bordes de las uniones entre capas bituminosas interfases puede calcularse relacionando la velocidad de circulación de las cargas del tráfico con los desplazamientos causados por estas cargas en puntos contiguos de las capas en contacto (aceptando la hipótesis de que la respuesta de la interfase es predominantemente elástica). Su efecto en la resistencia a cortante y en el módulo de reacción horizontal de la interfase puede medirse experimentalmente ensayando la interfase objeto de estudio a diferentes frecuencias o velocidades de desplazamiento. Como se pone de manifiesto en las correlaciones obtenidas en diversas investigaciones, ambos parámetros aumentan con la velocidad de desplazamiento [11, 20, 23, 25].

Para relacionar la resistencia a cortante (τ_{vx}) a cualquier velocidad de desplazamiento (v_x) con la resistencia a cortante (τ_{v1}) medida en ensayos realizados a una velocidad dada (v_1) se ha recurrido a la expresión propuesta por Canestrari et al. (2013) [24]:

$$\tau_{vx} = \tau_{v1} \left(\frac{v_x}{v_1} \right)^{0,22}$$

que ha proporcionado predicciones acertadas cada vez que se han comparado resultados obtenidos con el dispositivo A de la norma NLT-382 a velocidades de desplazamiento de 2,5 y 50 mm/min [26].

Mientras que para estimar el efecto de la velocidad de desplazamiento en el módulo de reacción horizontal (K) se ha utilizado la expresión:

$$K_{vx} = K_{v1} \left(\frac{v_x}{v_1} \right)^{0,45}$$

deducida a partir de los resultados obtenidos por Diakhaté (2007) mediante ensayos monótonos de doble corte a 20 °C y velocidades de carga (v_Q), comprendidas entre 0,002 y 4,8 MPa/s [21].

2.7. Superficie de contacto neumático-pavimento

Aún bajo las mismas cargas totales y con idénticas presiones de contacto, la forma de la superficie de carga afecta a los resultados de los cálculos porque bastan pequeñas variaciones en las distribuciones de tensiones de corte (σ_{zx}) y normales (σ_{zz}) para obtener condiciones críticas significativamente diferentes. Aunque los valores absolutos de las máximas tensiones de corte sean similares en ambos casos, su punto de aplicación avanza cuando la superficie de contacto se representa con un círculo y, como consecuencia, las tensiones normales en ambas posiciones críticas son significativamente distintas.

En la tabla 6 se han recopilado los valores numéricos que permiten efectuar esta comparación y justifican que utilizar una superficie de carga circular supone infravalorar el nivel de la sollicitación a cortante de la interfase.

Tabla 6. Comparación de los resultados obtenidos bajo cargas de huella rectangular y circular

VALORES CARACTERÍSTICOS	HUELLA RECTANGULAR		HUELLA CIRCULAR	
	e=5 cm	e=2,5 cm	e=5 cm	e=2,5 cm
Tensión cortante máxima	0,865	0,947	0,860	0,865
Tensión normal máxima	0,222	0,413	0,228	0,403
Posición crítica, x (m)	0,128	0,113	0,156	0,143
Tensión de corte de cálculo, τ_c (MPa)	0,201	0,362	0,203	0,375
Tensión normal concomitante, σ_n (MPa)	0,225	0,318	0,284	0,393
Razón σ_n/τ_c	1,119	0,878	1,399	1,048

2.8. Temperatura del pavimento

La temperatura del pavimento afecta a la respuesta de la interfase bituminosa puesto que, además de influir en su módulo de reacción horizontal (K) y en su resistencia a cortante, afecta también a los parámetros elásticos (módulo de Young y coeficiente de Poisson) característicos de las capas bituminosas que componen el firme.

Existen diversos modelos que permiten predecir la temperatura en el seno de un firme bituminoso en función de las condiciones ambientales [27, 28], o relacionar los parámetros elásticos de las capas de mezcla bituminosa con la temperatura, mediante

nomogramas como los de la compañía SHELL [29, 30] o con los modelos del Asphalt Institute, entre otros [31, 32, 33, 34, 35]. A partir de ellos se han obtenido los valores adoptados en los cálculos, recopilados en la Tabla 7.

Tabla 7. Parámetros elásticos de las capas del firme analizado

CAPA	MÓDULO E (MPa)			COEFICIENTE DE POISSON		
	MEDIO	VERANO	INVIERNO	MEDIO	VERANO	INVIERNO
Nueva rodadura	3.000	180	15.000	0,35	0,48	0,18
Rodadura existente	6.000	350	20.000	0,33	0,48	0,18
Capa intermedia	6.000	400	18.000	0,33	0,50	0,20
Base bituminosa	5.000	500	15.000	0,33	0,48	0,20
Subbase granular	360	360	360	0,35	0,35	0,35
Explanada	120	120	120	0,35	0,35	0,35

Repitiendo los cálculos considerando los parámetros de las capas para las condiciones extremas, puede comprobarse que en condiciones estivales la tensión cortante de cálculo resulta ser mayor, pero también aumenta la tensión normal y la velocidad de desplazamiento de la interfase, de modo que esta información no basta para decidir cuando se presenta la máxima sollicitación a cortante de la interfase. En el epígrafe 3 se proporcionan las tensiones de cortantes de cálculo y las tensiones admisibles correspondientes a las tres temperaturas seleccionadas que sí permiten determinar seleccionar la combinación más desfavorable.

2.9. Método de cálculo

El método de cálculo propuesto consisten en utilizar un nomograma desarrollado para resolver las mutuas dependencias de velocidad de desplazamiento, módulo de reacción horizontal (con y sin tensión normal), tensión de corte y resistencia a cortante de la interfase para deducir los valores de cálculo a partir de resultados de ensayos de laboratorio, y que ha sido descrito por los autores con mayor detalle en dos publicaciones previas [13, 36]. En esencia, consiste en corregir los módulos medidos en laboratorio, mediante ensayos de corte directo como los previstos en la norma NLT-382, considerando la contribución de la tensión normal concomitante y teniendo en cuenta el efecto de la velocidad de desplazamiento. Así se obtiene el módulo de reacción en condiciones de servicio que, utilizado como dato de entrada en el programa BISAR, proporciona la tensión cortante

de cálculo que debe compararse con la tensión cortante admisible.

El efecto de la temperatura se toma en consideración adoptando los correspondientes parámetros elásticos de las capas en los cálculos y realizando ensayos de corte a la temperatura seleccionada para medir la resistencia a cortante y el módulo de reacción de la interfase a esa misma temperatura.

3. RESULTADOS

3.1. Hipótesis de cálculo

Los análisis efectuados, y en particular los desarrollados en el epígrafe 2.4.1, han llevado a seleccionar la sección de firme 121, como suficiente representativa de las correspondientes a las categorías de tráfico T2 a T00, para firmes flexibles y de todas las secciones para firmes semirrígidos previstas en el catálogo de firmes de la norma 6.1-IC.

Los parámetros elásticos de las capas del firme utilizados en los cálculos son los que se indicaron en la tabla 2. Para el módulo de reacción horizontal se han considerado los valores de 1,5 y 2,5 MPa/mm medidos en ensayo de corte a 20° C y 50 mm/min, y sus equivalentes a las temperaturas de 2,5 y 55 °C. Habitualmente, se considera que los módulos de las interfases reales se encuentran contenidos en el intervalo definido por estos dos valores. En el resto de interfases se ha admitido que la adherencia entre capas es completa. En todo caso, el módulo de reacción horizontal de las interfases más profundas tiene poco efecto en sollicitación a cortante de la primera interfase, según resulta del análisis realizado en el epígrafe 2.4.3.

El efecto de la profundidad de la primera interfase ha sido analizado estudiando las dos secciones firme obtenidas al superponer a la sección 121 capas de rodadura de 2,5 y de 5 cm de espesor de una mezcla discontinua. La hipótesis de carga adoptada resulta de combinar la acción de una fuerza vertical de magnitud $V=49$ kN con una fuerza horizontal $H=0,80V$, ambas uniformemente distribuidas sobre una superficie de carga

cuasi-rectangular de 285x205 mm². Se ha considerado que es la sollicitación correspondiente al paso de una rueda frenada y bloqueada, o bien, girando bajo el control de un sistema antibloqueo de frenos (ABS) [15, 16, 17].

Las combinaciones más desfavorables de velocidad de circulación y temperatura tampoco han podido deducirse de análisis separados o meramente cualitativos: las velocidades de circulación más altas suponen velocidades de desplazamiento más elevadas y, por tanto, una respuesta más rígida de la interfase. La tensión de corte aumenta, pero también lo hace su resistencia a cortante. Lo mismo sucede con la temperatura, cuyo efecto es intercambiable (aunque en sentido inverso) con el del tiempo de carga, de acuerdo con el principio de superposición tiempo-temperatura. En consecuencia, se han efectuado cálculos para las dos velocidades extremas de 9 y 90 km/h y a las tres temperaturas de 2,5, 20 y 55 °C.

Además, se han realizado ensayos de laboratorio para caracterizar las interfases bituminosas a las temperaturas de cálculo. Los resultados obtenidos, presentados en las tablas 8 y 9, corresponden a dos series de testigos extraídos de un tramo experimental (A1 y F1) y una serie de extraída de un pavimento envejecido, con unos diez años de edad (G1).

Tabla 8. Variación de la resistencia a cortante con la temperatura

SERIE	RESISTENCIA CORTANTE, R (MPa)			RAZÓN R(T)/R(20° C)		
	2,5 °C	20 °C	55 °C	2,5 °C	20 °C	55 °C
A1(t. experimental)	1,51	0,60	0,06	2,52	1,00	0,09
F1(t. experimental)	6,15	2,11	0,20	2,92	1,00	0,10
G1(pav. envejecido)	4,49	2,36	0,59	1,90	1,00	0,25

Tabla 9. Variación del módulo de reacción horizontal con la temperatura

SERIE	MÓDULO K (MPa/mm)			RAZÓN K(T)/K(20° C)		
	2,5 °C	20 °C	55 °C	2,5 °C	20 °C	55 °C
A1(t. experimental)	6,30	1,25	0,12	5,05	1,00	0,09
F1(t. experimental)	14,50	2,26	0,27	6,40	1,00	0,12
G1(pav. envejecido)	14,35	2,83	0,73	5,07	1,00	0,26

En la figura 7 (izquierda) se han representado las razones R(T)/R(20 °C) obtenidas, junto con la que resulta de la relación entre resistencia a cortante (τ) y temperatura (T) propuesta por Canestrari et

al. (2013), que responde a la expresión:

$$\tau_T = 10^{a-T+b}$$

donde a y b son constantes que dependen de las características del ligante utilizado en el riego de adherencia (convencional o modificado).

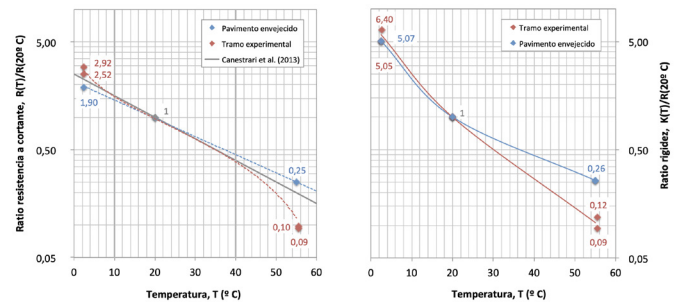


Figura 7. Efecto de la temperatura de ensayo en la resistencia a cortante (izquierda) y en el módulo de reacción horizontal (derecha). Ensayo de corte según norma NLT-382, dispositivo A.

Las series A1 y F1 presentan valores de resistencia a cortante que se apartan de los predichos por la relación de Canestrari et al. (2013), especialmente a 55° C, aunque esta es una temperatura que se encuentran fuera del rango de 10 a 40° C estudiado en aquella investigación. En la serie G1 sucede lo contrario, pues el efecto de la temperatura es algo menor. El módulo de reacción horizontal (figura 7 derecha), varía de forma similar y, de nuevo, las interfases envejecidas presentan menor susceptibilidad térmica, especialmente a 55° C.

De acuerdo con estos resultados, las hipótesis de cálculo se han completado con los parámetros característicos recopilados en la tabla 10 que corresponden a una velocidad de desplazamiento de 50 mm/min. Según Canestrari et al. (2013), una resistencia a cortante de 0,6 MPa (valor límite de la especificación española para capas de rodadura) a 2,5 cm equivale a 1,15 MPa a 50 mm/min. Como ya fue indicado, se considera que el comportamiento de la mayor parte de las interfases reales puede describirse mediante módulos de reacción horizontal comprendidos entre los asignados a las denominadas interfases 1 y 2: el límite inferior (1,5 MPa a 20° C) puede corresponder a los riegos de

adherencia realizados con ligantes convencionales o empleando elevadas dotaciones superficiales, y el superior (2,5 MPa) a la utilización de los ligantes más duros y dotaciones superficiales moderadas.

Tabla 10. Valores característicos considerados en los cálculos

SERIE	RESISTENCIA CORTANTE, R (MPa)*			MÓDULO K (MPa/mm)		
	2,5 °C	20 °C	55 °C	2,5 °C	20 °C	55 °C
INTERF. NUEVA 1	3,10	1,15	0,11	8,60	1,50	0,15
INTERF. NUEVA 2	3,10	1,15	0,11	14,30	2,50	0,25
INTERF. ENVEJ. 1	2,20	1,15	0,30	7,60	1,50	0,40
INTERF. ENVEJ. 2	2,20	1,15	0,30	12,70	2,50	0,65

(*)Resistencia equivalente a 0,60 MPa/mm a 20° C y 2,5 mm/min.

3.2. Resultados de los cálculos

La figura 8 muestra el proceso seguido para obtener los resultados con cada una de las hipótesis consideradas; las líneas azuladas corresponden a una interfase situada a 5 cm de profundidad y las rojas, a 2,5 cm. El gráfico de la izquierda permite deducir el valor de K con tensión normal, a partir de los resultados obtenidos en laboratorio sin tensión normal, gracias a la relación de Canestrari et al. En el gráfico central, intersectando las líneas proporcionadas por BISAR con las líneas inclinadas que representan gráficamente de la relación de Diakhaté, se obtiene la velocidad de desplazamiento y el valor de K de cálculo en condiciones de servicio. Y finalmente, el gráfico de la derecha proporciona la tensión cortante de cálculo que debe compararse con la tensión cortante admisible, es decir, con el resultado de sumar a la resistencia a cortante medida en ensayos de laboratorio los efectos de la velocidad de desplazamiento y de la tensión normal concomitante en condiciones de servicio. Esta última corrección puede hacerse, de nuevo gráficamente, completando el nomograma con dos gráficos adicionales [13] o resolverse analíticamente, como se ha hecho en el presente estudio.

En la tabla 11 se han presentado los resultados de velocidad de desplazamiento (v), módulo (K), tensión de corte (σ_{xz}) y tensión normal (σ_{zz}) y tensión cortante de cálculo (σ_{xz}), obtenidos gráficamente, con la tensión admisible (τ) calculada en las mismas condiciones de velocidad de desplazamiento y tensión normal. El nivel de sollicitación a cortante se ha

expresado de dos formas, en las dos últimas columnas: como proporción tensión cortante de cálculo/tensión admisible (σ_{xz} / τ) en una interfase con una resistencia de 0,6 MPa a 20° C y 2,5 mm/min o bien, indicando la resistencia a cortante, medida en las condiciones de la norma NLT-382, R(2,5;0) necesaria soportar la tensión cortante de cálculo. De acuerdo con los resultados obtenidos, la sollicitación máxima tiene lugar a 55° C, a una velocidad de circulación de 9 km/h y bajo una capa de rodadura de 2,5 cm de espesor. La sollicitación a cortante está poco afectada por variaciones del módulo de reacción horizontal entre los valores límite del intervalo considerado. Las sollicitaciones se reducen al aumentar el espesor de la capa de rodadura y son bajas a temperaturas intermedias o muy bajas en condiciones invernales.

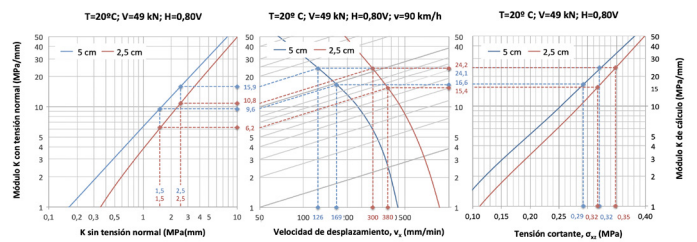


Figura 8. Cálculo de las tensiones de corte en la interfase, para dos valores de K y dos espesores de la capa de rodadura, bajo las hipótesis de carga indicadas y para la sección de firme considerada.

Tabla 11. Resultados de los cálculos para capas de rodadura de nueva construcción

CONDICIONES		MÓDULO K		VALORES DE CÁLCULO				T. CORTE ADMISIBLE			SOLICITACIÓN			
T	v	e	K(20 °C)	K(T)	v	K	σ_{xz}	σ_{zz}	$\tau(2,5;0)$	$\tau(v;0)$	$\tau(v;\sigma_{zz})$	σ_{xz} / τ	R(2,5;0)	
°C	km/h	cm	MPa/mm	MPa/mm	mm/min	MPa/mm	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	%	MPa	
25	9	2,5	1,5	8,60	12,90	21,94	0,221	0,169	1,20	1,72	1,95	11	0,031	
			2,5	14,30	10,70	36,98	0,266	0,221	1,20	1,65	1,95	14	0,034	
		5	1,5	8,60	6,70	22,12	0,183	0,192	1,20	1,49	1,74	11	0,016	
			2,5	14,30	5,85	34,27	0,223	0,234	1,20	1,45	1,75	13	0,019	
		90	2,5	1,5	8,60	92,50	53,42	0,300	0,263	1,20	2,66	3,12	10	0,022
			2,5	14,30	73,00	87,74	0,340	0,320	1,20	2,52	3,06	11	0,022	
	20	9	2,5	1,5	8,60	48,00	53,65	0,265	0,278	1,20	2,30	2,75	10	0,014
				2,5	14,30	38,00	79,54	0,300	0,315	1,20	2,18	2,68	11	0,017
			5	1,5	1,50	55,00	6,47	0,253	0,153	0,60	1,18	1,37	19	0,067
		90	2,5	2,5	2,50	46,00	19,17	0,305	0,218	0,60	1,14	1,39	22	0,070
				5	1,5	1,50	27,50	11,06	0,260	0,273	0,60	1,02	1,32	20
			2,5	2,50	22,30	18,66	0,330	0,347	0,60	0,97	1,36	24	0,040	
55	9	2,5	1,5	1,50	380,00	15,44	0,317	0,228	0,60	1,81	2,14	15	0,045	
			2,5	2,50	300,00	24,19	0,348	0,270	0,60	1,72	2,10	17	0,047	
		5	1,5	1,50	169,00	16,61	0,292	0,307	0,60	1,52	1,92	15	0,023	
	90	2,5	2,5	2,50	126,00	24,10	0,320	0,336	0,60	1,42	1,85	17	0,027	
			5	1,5	0,15	510,00	1,54	0,348	0,226	0,06	0,19	0,38	92	0,520
		2,5	0,25	380,00	2,62	0,389	0,269	0,06	0,18	0,40	97	0,550		
20	9	2,5	1,5	0,15	228,00	1,72	0,332	0,322	0,06	0,16	0,42	79	0,310	
			2,5	0,25	168,00	2,55	0,363	0,352	0,06	0,15	0,43	84	0,360	
		5	1,5	0,15	3.250,00	3,53	0,410	0,344	0,06	0,29	0,58	70	0,285	
	90	2,5	2,5	0,25	2.300,00	5,88	0,445	0,337	0,06	0,27	0,55	81	0,390	
			5	1,5	0,15	1.260,00	3,72	0,392	0,380	0,06	0,24	0,55	71	0,250
		2,5	0,25	900,00	5,43	0,418	0,405	0,06	0,22	0,55	76	0,280		

En la tabla 12, que corresponde a los testigos extraídos del pavimento envejecido se observa que su nivel de sollicitación es inferior al de los testigos de edades tempranas (tabla 11).

Tabla 12. Resultados de los cálculos para un pavimento envejecido

CONDICIONES			MÓDULO K		VALORES DE CÁLCULO				T. CORTEADMISIBLE			SOLICITACIÓN	
T	v	e	K(20° C)	K(T)	v	K	σ_{xz}	σ_{zz}	$\tau(2,5;0)$	$\tau(v;0)$	$(v;\sigma_{zz})$	σ_{xz}/t	R(2,5;0)
°C	km/h	cm	MPa/mm	MPa/mm	mm/min	MPa/mm	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	-	MPa
55	9	2,5	1,5	0,15	295,00	4,00	0,418	0,303	0,15	0,43	0,70	60%	0,244
			2,5	0,25	227,00	5,93	0,446	0,338	0,15	0,40	0,71	63%	0,256
		5	1,5	0,15	127,00	3,61	0,390	0,378	0,15	0,36	0,69	57%	0,160
			2,5	0,25	95,00	5,14	0,415	0,403	0,15	0,33	0,68	61%	0,180

3.3. Consideraciones estadísticas

Aunque la repetibilidad es un concepto de discutible aplicación tratándose de ensayos destructivos, en diversos estudios se ha descrito la precisión de la medida de la resistencia a cortante (R) del ensayos de corte directo NLT-382 (dispositivos A y B) por medio de la desviación típica de la repetibilidad (σ). En tramos absolutamente homogéneos se han encontrado valores de desviación típica comprendidos entre 0,05R y 0,10R similares a los que se deducen de los propuestos en la norma prUNE 12.697-48 [24, 37]. Con carácter más general, posiblemente sea más adecuado considerar que los resultados de los ensayos suelen ajustarse a una distribución normal con un coeficiente de variación ($CV=\sigma/R$) próximo al 10% [8].

Si, como en el caso del artículo 541 del PG-3, la especificación se refiere al valor medio obtenido en cada lote y desea contarse con un intervalo de confianza superior al 50% es preciso considerar la dispersión de la distribución. A título de ejemplo, para obtener un intervalo de confianza del 84%, con una tensión de cálculo de 0,5 MPa y $CV=10\%$ se requiere alcanzar una resistencia media de 0,55 MPa, de modo que la tensión de cálculo equivalga a la resistencia media menos una vez la desviación típica. El intervalo de confianza sería del 98% si la tensión de cálculo es igual a 0,63 MPa o la resistencia media menos dos veces la desviación típica.

4. CONCLUSIONES

La rigidez de las interfases bituminosas afecta decisivamente al nivel de su sollicitación a cortante y, por tanto, unas especificaciones precisas podrían establecer distintos requisitos de adherencia en función de su módulo de reacción horizontal. Sin embargo, esta parece una opción poco práctica, incluso de dudosa conveniencia: las interfases más rígidas, que suelen ser también más resistentes, contribuyen a reducir las tensiones en el seno del firme, en particular en las capas superpuestas, incrementando su durabilidad. Especificar sobre la resistencia a cortante de la unión entre capas guarda relación con hacerlo sobre su rigidez lo que justifica el interés de este tipo de prescripciones, independientemente de cuál sea el máximo nivel de sollicitación a que pueda hallarse sometida la propia interfase.

El método semi-empírico presentado permite efectuar comparaciones consistentes entre tensiones cortantes de cálculo y tensiones admisibles en una interfase bituminosa. Con él se han obtenido las sollicitaciones que cabe esperar bajo cargas aisladas, aunque es válido en cualquier otro caso sin más que variar las hipótesis de cálculo. Los análisis realizados y los resultados obtenidos conducen a considerar que las sollicitaciones máximas a cortante se presentan con temperaturas elevadas, bajas velocidades de circulación y bajo las capas más flexibles y de menor espesor.

En estas condiciones la tensiones de corte en servicio pueden alcanzar valores de 0,23 a 0,27 MPa, equivalentes a 0,52-0,55 MPa en condiciones de laboratorio (según norma NLT-382, a 2,5 mm/min y 20° C). Unas sencillas consideraciones estadísticas completan la información necesaria para calificar de adecuado el actual límite inferior de 0,6 MPa establecido en el artículo 531 del PG-3 cuando una de las capas es de rodadura.

Además, se ha encontrado que, en algunas ocasiones, podría convenir elevar el límite especificado: cuando se dispone una mezcla discontinua sobre una mezcla de alto módulo o sobre un pavimento muy envejecido, y bajo capas ultra-delgadas. También con secciones de firmes flexibles

de categorías T3 y T4, donde pueda preverse la aparición de cargas aisladas de magnitud similar a las consideradas en este trabajo.

Se ha mostrado que los requisitos de resistencia a cortante de la unión entre capas bituminosas no pueden analizarse sin contar con un modelo de comportamiento de la interfase ni mediante una simple comparación entre la tensión de corte en servicio y la resistencia a cortante obtenida en ensayos de laboratorio. Antes de efectuar esa comparación es preciso valorar los efectos de las distintas condiciones que pueden darse, *in situ* y en laboratorio, en cuanto a temperatura, velocidad de desplazamiento o la presencia de tensiones normales. También es preciso modelar correctamente las acciones del tráfico y seleccionar cuidadosamente las combinaciones de hipótesis de carga y condiciones ambientales más desfavorables.

5. AGRADECIMIENTOS

El presente estudio constituye una de las actividades desarrolladas en el marco del proyecto de investigación denominado SUPERBIT (Tratamientos para obtener SUPERiores propiedades y eficiencias de los riegos BITuminosos mejorando la durabilidad de los firmes) que ha sido incluido en el programa de ayudas 2017 del CDTI (Centro para el Desarrollo Industrial y Tecnológico). Los autores, en nombre de ARNÓ y en el suyo propio, desean agradecer el importante respaldo recibido por parte de este Centro perteneciente al Ministerio de Economía y Competitividad.

6. REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- 1. MCDHW (2018):** Manual of Contract Documents for highway works volume 2 notes for guidance on the specification for highway Works.
- 2. ZTV Asphalt-StB 07. Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für den Bau von Verkehrsflächenbefestigungen aus Asphalt.** Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen Arbeitsgruppe Asphaltbauweisen. Ausgabe 2007.
- 3. Destrée, A.;** De Visscher, J. and Vanelstraete, A. (2016): Field study to evaluate different pre-normative interlayer adhesion tests. 6th Eurasphalt & Eurobitume Congress, Prague, Czech Republic.
- 4. PG-3 (2014).** Artículo 531 Riegos de adherencia. Ministerio de Fomento.
- 5. CEDEX (2008):** Norma de ensayo NLT-382/08. Evaluación de la adherencia entre capas de firme, mediante ensayo de corte. Centro de Estudios y Experimentación de Obras Públicas. Madrid
- 6. Muslich, S. (2010):** Assessment of bond between asphalt layers. Thesis submitted to the University of Nottingham for the degree of Doctor of Philosophy. Department of Civil Engineering Nottingham Transport in Engineering Centre.
- 7. Stöckert, U. (2002):** Ein Beitrag zur Festlegung von Grenzwerten für den Schichtenverbund im Asphaltstraßenbau. Vom Fachbereich Bauingenieurwesen und Geodäsie der Technischen Universität Darmstadt zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.) genehmigte Dissertation. Darmstadt.
- 8. Berenguer, J. M.; Hernández, P.; Gomariz, R.; García, I.; Calvo, C. and Real, T. (2019):** El ensayo de adherencia de capas según NLT-382: Influencia de la dotación de ligante y la macrotextura. XIV Jornada Nacional de la Asociación Española de Fabricantes de Mezclas Asfálticas (ASEFMA). Madrid.
- 9. Roque, R., Hernando, D., Park, B., Zou, J. y Waisome, J. (2017):** "Evaluation of Asphalt Pavement Interface Conditions for Enhanced Bond Performance". Final Report. University of Florida. UF Project 118.906 submitted to The Florida Department of Transportation Research Center. Gainesville, EEUU.
- 10. Uzan, J. (1976):** Influence of the Interface Condition on Stress Distribution in a Layered System. Transportation Research Record 616.

11. **Uzan, J., Livneh, M. y Eshed, Y. (1978):** Investigation of adhesion properties between asphaltic-concrete layers. *Proceedings of Asphalt Paving Technologists* (AAPT). Technical Sessions, vol. 47, 495-521.
12. **SHELL (1998):** BISAR 3.0 *User Manual*. Bitumen Business Group.
13. **Ortiz, J.; Miró, R. y Martínez, A. (2020):** Semi-empirical method for the calculation of shear stress, stiffness and maximum shear strength of bituminous interfaces under in-service conditions. *Construction and Building Materials* (en revision).
14. **Piber, H., Partl, M., Raab, Ch. (2013):** Interlaboratory Test on Pavement Performance Prediction and Evaluation Rutting. *Mechanical Testing of Interlayer Bonding in Asphalt Pavements*. STAR 206 ATB. Advances in Interlaboratory Testing and Evaluation of Bituminous Materials. Paris, 2013.
15. **Hosking, J. and Woodford, G.C. (1976):** Measurement of skidding resistance. Part II. Factors affecting the slipperiness of a road surface. Transport and Road Research Laboratory. TRRL Laboratory Report 738. Berkshire.
16. **Beautru, Y.; Cerezo, V.; Tan Do, M. and Kane, M. (2012):** Influence of thin water film on skid resistance. 7th Symposium on Pavement Surface Characteristics. France.
17. **Bijsterverld, W. (2019):** Skid resistance of asphalt pavements: laboratory measurements and model assessment. Doctoral Thesis. Escuela Técnica Superior de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos. Universidad Politécnica de Madrid. Madrid.
18. **ICAFIR (2007).** Instrucción para el diseño de firmes de la red de carreteras de Andalucía. Consejería de Obras Públicas y Transportes. Junta de Andalucía
19. **Ministerio de Fomento.** Orden FOM/3460/2003, de 28 de noviembre, por la que se aprueba la norma 6.1 IC Secciones de Firme, de la Instrucción de Carreteras (BOE de 12 de diciembre de 2003).
20. **Canestrari, F.; Ferrotti, G.; Partl, M.N. and Santagata, E. (2005):** Advanced Testing and Characterization of interlayer Shear Resistance. *Transportation Research Record* 1929, pp 69-78.
21. **Diakhaté, M. (2007):** *Fatigue et comportement des couches d'accrochage dans les structures de chaussées*. Sciences de l'ingénieur. Université de Limoges.
22. **Diakhaté, M. ; Phelipot-Mardelé, A.; Millien, A.; Petit, C.; Pouteau, B. and Goacolou, H. (2007) :** Comportement en cisaillement des couches d'accrochage: comparaison entre essais monotones de cisaillement et de torsion. 25^e rencontres de l'AUGC, Bordeaux, pp 23-25.
23. **Kim, R.; Tayebali, A.; Guddati, M.; Karshenas, A.; Cho, S. Surface Layer Bond Stresses and Strength. Final report submitted to North Carolina Department of Transportation.** Office of Research (Research Projection No. HWY-2013-04). December 2015.
24. **Canestrari, F.; Ferrotti, G.; Lu, X.; Millien, A.; Partl, M.N.; Petit, C.; Phelipot-Mardelé, A.; Piber, H and Raab, Ch. (2013):** *Mechanical Testing of Interlayer Bonding in Asphalt Pavements*. STAR 206 ATB. Advances in Interlaboratory Testing and Evaluation of Bituminous Materials. Paris.
25. **Hachiya, Y. and Sato, K. (1997):** Effect of tack coat on bonding characteristics at interface between asphalt concrete layers. *Eighth International Conference on Asphalt Pavements*, vol. 1, pp 349-362..
26. **Ortiz Ripoll, J.; Crisén, X.; Giralt, J.;** *Interfases bituminosas mejoradas para incrementar la durabilidad de los firmes: tensiones máximas, tiempo de carga y velocidad de cizalla*. XIV Jornada Nacional de la Asociación Española de Fabricantes de Mezclas Asfálticas (ASEFMA). Madrid, 2019.

- 27. SHRP (1994):** The Superpave Mix Design Manual for New Construction and Overlays. Strategic Highway Research Program. SHRP-A-407, National Research Council, Washington, D. C. USA.
- 28. Viljoen, A. W. (2001):** Estimating Asphalt temperatures from air temperatures and basic sky parameters. Internal report, Transportek, CSIR, Pretoria.
- 29. Van der Poel, C. (1954):** A general system describing the visco-elastic properties of bitumen and its relation to routine test data. Journal of Applied Chemistry, Vol. 4, p. 221.
- 30. Bonnaure, F., Gest, Gravois, A. y Uge (1977):** *New Method of Predicting the Stiffness of Asphalt Paving Mixtures*. Proceedings of the Association of Asphalt Paving Technologists, Vol. 46, 1977, pp64-104.
- 31. Robbins, M. (2009):** *An Investigation into Dynamic Modulus of Hot-Mix Asphalt and its Contributing Factors*. A Thesis Submitted to the Graduate Faculty of Auburn University in Partial Fulfillment of the Requirements for the Degree of Masters of Science. Auburn, Alabama. May 9, 2009.
- 32. Bari, J. (2005):** *Development of a New Revised Version of the Witczak E* Predictive Models for Hot Mix Asphalt Mixtures*. A Dissertation Presented in Partial Fulfillment of the Requirements for the Degree Doctor of Philosophy. Arizona State University.
- 33. Bari, J. y Witczak, M. (2006):** *Development of a new revised version of the Witczak E Predictive Model for hot mix asphalt mixtures*. Proceedings of Annual Meeting of Association of Asphalt Paving Technologists. March 2006. Savannah, Georgia.
- 34. Yousefdoost, S., Vuong, B., Rickards, I., Armstrong, P. y Sullivan, B. (2013):** *Evaluation Of Dynamic Modulus Predictive Models for Typical Australian Asphalt Mixes*. Proceedings of 15th AAPA International Conference Flexible Pavements. Brisbane, Australia.
- 35. Al-Khateeb, G., Harman, T. y Shenoy A. (2006):** *A new simplistic model for dynamic modulus predictions of asphalt paving mixtures*. Proceedings of Annual Meeting of Association of Asphalt Paving Technologists. March 2006. Savannah, Georgia.
- 36. Ortiz Ripoll, J.; Miró, R. Y Crisén, X. (2020):** Especificaciones sobre la adherencia entre las capas de un firme, tensiones cortantes de cálculo y tensiones admisibles. Revista CARRETERAS. (en revisión).
- 37. Pr EN-12697-48. Bituminous mixtures - Test methods - Part 48:** Interlayer Bonding.