

MÉTODO SIMPLIFICADO PARA A CONSIDERAÇÃO DA ADERÊNCIA ENTRE CAMADAS NO DIMENSIONAMENTO DE PAVIMENTOS ASFÁLTICOS

Samuel de Almeida Torquato e Silva

Weber Anselmo dos Ramos Souza

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental
Universidade de Brasília

Jorge Barbosa Soares

Universidade Federal do Ceará, Departamento de Engenharia de Transportes

RESUMO

Este artigo propõe uma alternativa para a consideração das condições de aderência entre camadas de pavimentos, que pode ser útil nos eventuais melhoramentos do método nacional de dimensionamento de pavimentos asfálticos. O modelo de aderência dependente da tensão é linearizado por meio de premissas simplificadoras, tornando possível a utilização deste modelo na Análise Elástica de Múltiplas Camadas. Em seguida, é apresentada uma equação de regressão para determinação da tensão normal média sobre a interface entre camadas, parâmetro de entrada para o cálculo do módulo de reação transversal da interface, que define a condição de aderência entre camadas. Finalmente, o modelo é aplicado para o cálculo de deformações em uma estrutura de pavimento, discutindo a possibilidade de utilização do modelo na elaboração de funções de transferência.

ABSTRACT

This paper proposes an alternative to consider the bonding condition between pavement layers, and it can be considered in future developments of the national asphaltic pavement design method. The stress dependent bonding model is linearized based on simplifying premises, allowing its utilization in Multilayer Elastic Analysis. Then, a regression equation is presented to assess the mean normal stress on the interface of the layers. Such stress is an input parameter to calculate the transversal reaction modulus, which defines the bonding condition between layers. Finally, the model is applied on a pavement structural analysis and its utilization on transfer functions development is discussed.

1. INTRODUÇÃO

Com a mudança de paradigma do dimensionamento de pavimentos asfálticos no Brasil, passando do método empírico para o mecânico-empírico, surge a necessidade de considerar de maneira mecanicista os diversos componentes do pavimento, quais sejam: os carregamentos, as camadas e a interface entre estas. É demonstrado por diversos autores (Uzan *et al.*, 1978; Khweir e Fordyce, 2003; Ziarie e Khabiri, 2007; Hu e Walubita, 2011) que as condições de aderência na interface entre camadas influencia fortemente nas deformações de tração do revestimento asfáltico e, conseqüentemente, na formação de trincas por fadiga do material. Além disso, Torquato e Silva *et al.* (2015) demonstram que, no que tange às deformações no revestimento, o efeito das condições de aderência entre esta camada e a subjacente preponderam sobre o efeito das condições de aderência entre as demais camadas.

O novo Método de Dimensionamento Nacional (MEDINA) implantado pelo DNIT tem considerado que as camadas são completamente aderidas, isto é, não há deslizamento entre elas, ou que são completamente descoladas (Fritzen, 2016), a depender do material destas camadas. É sabido, entretanto, que a condição real está entre essas duas idealizações (Hu & Walubita, 2011). A Lei de Goodman (Goodman *et al.*, 1968) (Equação 1) representa o fenômeno do deslizamento entre camadas, relacionando o deslocamento relativo entre elas (Δu) e o cisalhamento na interface (τ) por meio do parâmetro K_t , denominado módulo de reação transversal.

$$\tau = K_t \Delta u \quad (1)$$

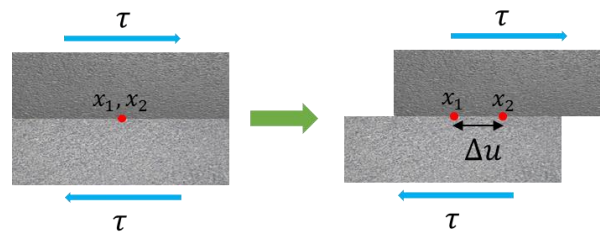


Figura 1: Representação gráfica da Lei de Goodman
Fonte: Torquato e Silva *et al.* (2018)

Com o objetivo de quantificar esta condição de aderência intermediária da interface entre as camadas, o modelo elaborado por Torquato e Silva (2017) e modificado por Scherer (2018) estabelece que o módulo de reação transversal K_t , que quantifica a aderência entre camadas, é dado por uma função da adesão entre as camadas K_p , da tensão normal à interface σ_n e da temperatura da interface. A Equação 2 apresenta o modelo.

$$K_t(x, y) = K_p + \alpha \cdot \sigma_n(x, y) + \beta \cdot T \quad (2)$$

Onde α e β são coeficientes determinados a partir de ensaio de cisalhamento da interface. As coordenadas x e y referem-se ao plano que define a interface.

Os parâmetros K_p , α e β são aferidos a partir de ensaio de cisalhamento direto. Scherer (2018), por exemplo, aplicou carregamento monotônico cisalhante (50,8mm/min) na interface a 3 níveis de tensão axial (50, 580 e 860kPa) e 3 temperaturas (0, 25 e 40°C). Os ensaios foram feitos sobre interfaces com e sem material de imprimação.

A temperatura na interface pode ser obtida por meio de funções empíricas diversas, de acordo com os dados disponíveis ao analista. No caso deste trabalho, utilizou-se as funções apresentadas por Barker *et al.* (1977) e Motta (1991) para a determinação da temperatura (Equações 3 e 4, respectivamente).

$$T_{sup} = 1,2T_{ar} + 3,2 \quad (3)$$

$$T(y) = T_{ar} + (T_{sup} - T_{ar})(1 - e^{(0,06855 - 0,002633x)x}) \quad (4)$$

Onde $T(y)$ é a temperatura do revestimento a uma profundidade y , T_{ar} é a temperatura do ar e T_{sup} a temperatura na superfície do revestimento. Para a temperatura na interface, parece razoável igualar y à espessura do revestimento, como feito no presente trabalho.

Entretanto, uma vez que a determinação da resposta estrutural por meio da Análise Elástica de Múltiplas Camadas (AEMC) pressupõe linearidade geométrica e física, a implementação do modelo da Equação 2 torna-se inviável, o que o impediria, por exemplo, de ser incorporado num método como o MEDINA. Isto decorre do termo dependente da tensão, que torna o problema

estrutural não linear, pois a tensão varia ao longo da interface, proibindo o uso do princípio da superposição para a sua solução.

Tendo em vista que a consideração de camadas não aderidas em alguma medida distancia-se da realidade e que a utilização do modelo de interface originalmente proposto (Equação 2) é incompatível com a AEMC, este artigo objetiva a simplificação do modelo de modo que o problema permaneça linear, mesmo com a consideração da influência da tensão sobre a aderência. Desta forma, contribui-se para o estado da prática do método de dimensionamento de pavimentos asfálticos no Brasil ao se sugerir a sofisticação do método, sem um incremento significativo de custo computacional. Muito embora, e isso vale ressaltar, o uso de um modelo de interface acarrete uma redistribuição de tensões no pavimento, e isso impacta a Função de Transferência hoje em uso. Há de se investigar se uma nova função, contendo um modelo de interface, seria mais eficiente na previsão de área trincada, à luz dos dados hoje disponíveis. Independentemente, os autores entendem que o acréscimo de variáveis que tenham o potencial de ajudar a traduzir melhor em modelos o que ocorre na realidade é sempre bem vindo para o desenvolvimento de ferramentas como um programa de dimensionamento. Ademais, tais sofisticações, ainda que precisem ser criticamente examinadas em suas capacidades de melhoramento de previsão, abrem possibilidades para novas pesquisas que podem se demonstrar relevantes, seja do ponto de vista da compreensão, seja da predição.

2. MODELAGEM SIMPLIFICADA DA INTERFACE

Sabe-se que a distribuição de tensões atuantes na interface entre o revestimento asfáltico e a camada de base varia a cada ponto do plano. Desta forma, como o módulo de reação transversal K_t é dependente da tensão, este também irá variar a cada ponto da interface (Figura 2: Distribuição real de tensões verticais sobre a interface e sua média). Conforme mencionado anteriormente, o modelo se torna incompatível com a modelagem AEMC, pois esta considera K_t constante ao longo de toda interface. A fim de contornar esta incompatibilidade, admite-se a premissa de que a função $\sigma_n(x, y)$ pode ser substituída por um valor médio constante $\bar{\sigma}_n$, definido pela Equação 5, sem prejuízos à resposta estrutural do pavimento. O módulo de reação transversal K_t , torna-se, portanto, constante (Equação 6).

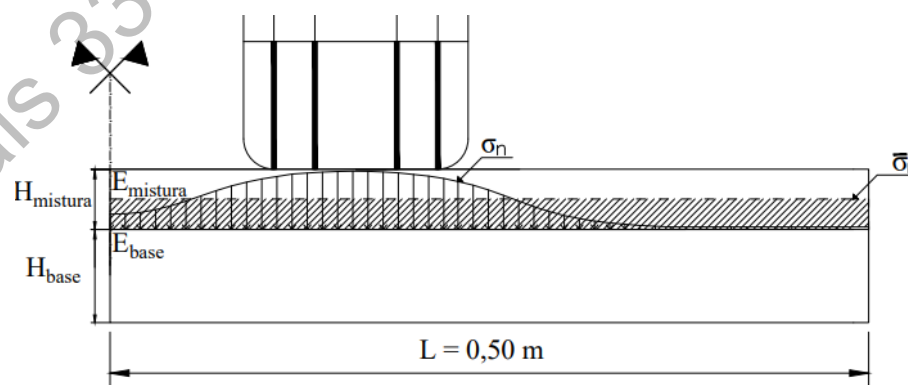


Figura 2: Distribuição real de tensões verticais sobre a interface e sua média

$$\sigma_n(x, y = 0) \approx \bar{\sigma}_n = \frac{\int_{-L}^{-L} \sigma_n dx}{2L} \quad (5)$$

$$\bar{K}_t = K_p + \alpha \cdot \bar{\sigma}_n + \beta \cdot T \quad (6)$$

Em relação ao procedimento de cálculo da tensão média, utilizou-se a regra de Newton-Cotes para integração numérica a cada 1 cm no eixo x. A largura L foi definida como a distância do ponto médio entre as duas rodas ao ponto no qual a tensão vertical sobre a interface torna-se menos que 1% de seu valor máximo.

Entretanto, é pouco prático para o projetista realizar esta análise sobre a interface a cada rodada para verificação do dimensionamento. Em razão disto, o método proposto tem por hipótese de que $\bar{\sigma}_n$ pode ser estimada pela Equação 7.

$$\bar{\sigma}_n = a + b \cdot H_{rev} + c \cdot H_{base} + d \cdot E_{rev} + e \cdot E_{base} \quad (7)$$

Onde H_{rev} e H_{base} são as espessuras em centímetros do revestimento asfáltico e da base, e E_{rev} e E_{base} são os módulos do revestimento e da base em MPa, respectivamente.

A escolha da regressão linear múltipla justifica-se por sua simplicidade de verificação da significância das variáveis escolhidas. Utilizando-se a rotina AEMC do programa SisPav (Franco, 2007), foram realizadas um total de 512 análises a fim de verificar a sensibilidade de $\bar{\sigma}_n$ a cada uma das variáveis independentes.

Este valor total se deu pela combinação de 4 valores diferentes espaçados igualmente de $H_{mistura}$, $E_{mistura}$, H_{base} , E_{base} e 2 condições em relação a aderência entre a mistura e a base (nenhuma ou total). Por questões práticas, realizou-se a média entre as 2 condições de aderência para cada combinação. Além disto, foram considerados modelos elástico-lineares para as análises. A Tabela 1 mostra os intervalos das variáveis consideradas na análise.

Tabela 1: Estrutura analisada para calibração

Camadas	H (cm)	E (MPa)	Coef. Poisson
Mistura	5-15	2000-8000	0,30
Base	10-25	200-800	0,35
Sub-base	10	200	0,40
Subleito	-	200	0,40

Por fim, a validação desta equação foi realizada ao alterar os módulos, aderência e espessura considerados constantes na estrutura analisada para regressão, como é visto na Tabela 1. Por consequência da quantidade extensa de combinações, gerou-se 15 estruturas de pavimento com materiais e espessuras aleatórias entre os limites estabelecidos na Tabela 1, acrescentando-se uma variação para a subbase entre 10-25cm (H) e 200-800MPa (E).

3. RESULTADOS

Os resultados obtidos dos coeficientes médios constam na Equação 8. Percebe-se pelos valores absolutos dos coeficientes que a espessura da mistura ($H_{mistura}$) exerce influência preponderante sobre $\bar{\sigma}_n$.

$$\bar{\sigma}_n = 226,6278 - 10,5999.H_{mistura} + 0,6936.H_{base} - 0,0072.E_{mistura} + 0,0459.E_{base} \quad (8)$$

O intervalo de confiança e o desvio padrão estão apresentados na Tabela 2. É observado que o modelo descreve os resultados com boa precisão, pois os desvios e os coeficientes de variação (C.V.) dos coeficientes da equação mostraram-se reduzidos. Além disso, observa-se que o valor 0 não está contido em quaisquer dos intervalos de confiança, o que atesta a significância das variáveis estudadas. A Figura 3 mostra os valores de $\bar{\sigma}_n$ previstos através do modelo de regressão (Equação 8) e os calculados pela distribuição de tensões (Equação 5).

Tabela 2: Valores dos coeficientes da regressão, desvios padrão e intervalos de confiança.

Coeficientes	Média	Desvio padrão	C.V. (%)	Intervalo de confiança (GC = 95%)
A	226,6278	2,8985	1,28	232,3362 a 220,9194
B	-10,5999	0,1446	1,36	-10,3151 a -10,8848
C	0,6936	0,0985	14,20	0,8876 a 0,4996
D	-0,0072	0,0003	3,42	-0,0067 a -0,0076
E	0,0459	0,0025	5,36	0,0508 a 0,0411

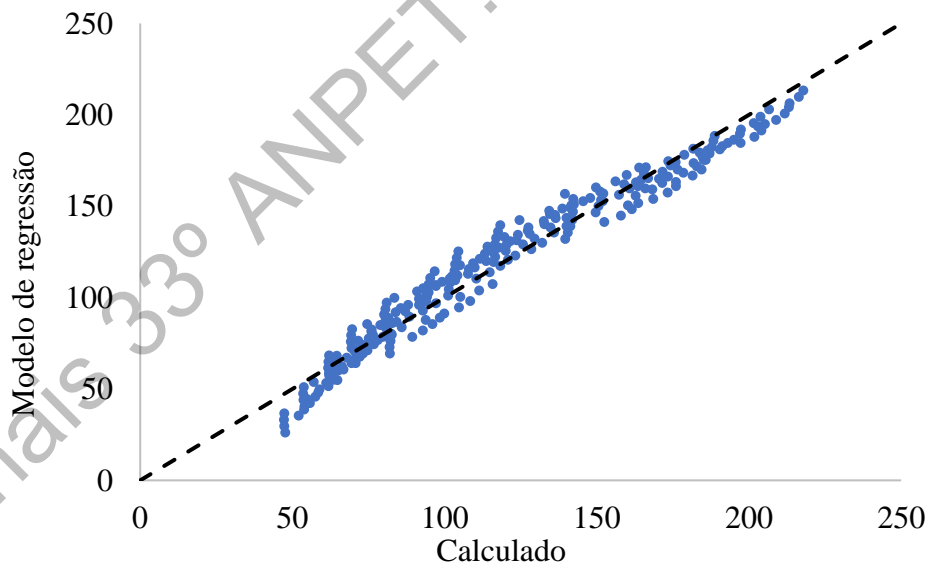


Figura 3: Valores previstos e calculados da tensão média na calibração do modelo

A respeito da validação, a Figura 4 mostra os valores previstos (Equação 8), observados (Equação 3) da tensão vertical média sobre a interface, bem como a linha de igualdade. Os dados mais uma vez apresentaram bom ajuste ao modelo proposto. A média dos erros relativos foi de 3,15%, com

um desvio padrão de 4,60%. Isto implica que, ao considerar uma distribuição normal destes dados, 95% deles estão compreendidos entre -5,9 e 12,2%.

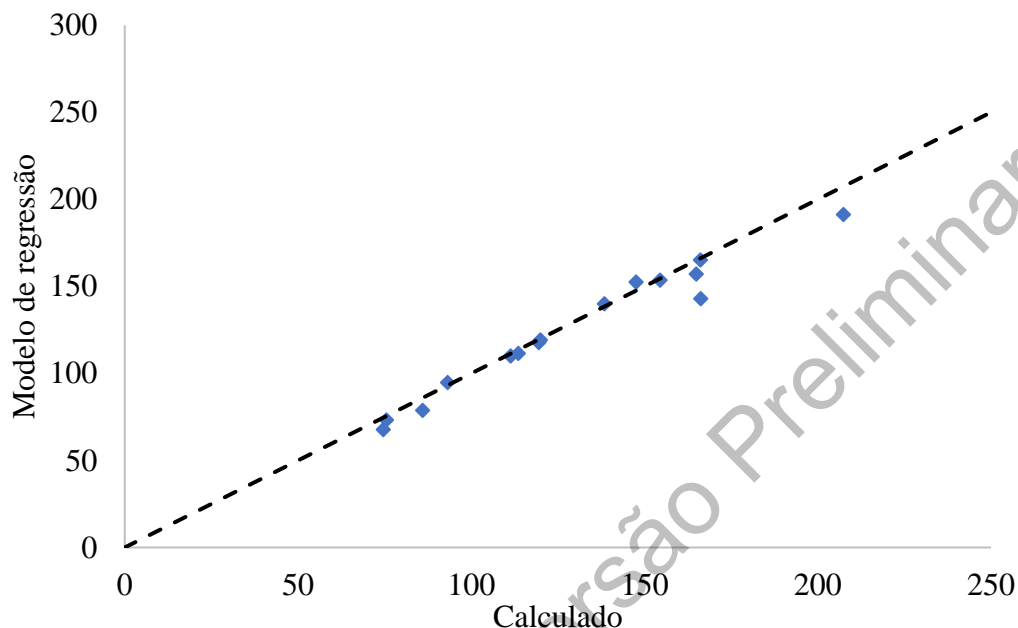


Figura 4: Valores previstos e calculados da tensão média (validação)

De um modo geral, a regressão linear múltipla obteve um bom ajuste nos valores da regressão, onde as 4 variáveis conseguiram responder grande parte das variações das tensões médias na interface. Desta forma, prossegue-se para a etapa seguinte do trabalho, na qual o método de simplificação é aplicado em uma análise elástica de pavimentos.

4. EXEMPLO DE APLICAÇÃO

Esta seção exemplifica como aplicar o modelo proposto a partir de uma estrutura teórica (Tabela 3). Em coerência com o propósito do trabalho, assume-se uma estrutura elástica linear, carregamento de eixo padrão, vertical e estático.

Tabela 3: Propriedades da estrutura

Camadas	H (cm)	E (MPa)	Coef. Poisson
Revestimento	5	2500	0,30
Base	15	300	0,35
Sub-base	15	200	0,35
Subleito	-----	100	0,40

A interface possui as propriedades que constam na Tabela 4, retiradas de resultados apresentados por Scherer (2018), referentes a interface composta por CBUQ, CM-30 e BGS, e considerando uma temperatura de 30°C. Para as demais camadas considera-se que a aderência é nula. Para a utilização de condições intermediárias de aderência, utilizou-se versão pregressa de SisPav/AEMC,

onde esta opção ainda estava habilitada por meio de formulação baseada à do programa JULEA (*Jacob Uzan Linear Elastic Analysis*) (Uzan, 1978).

Tabela 4: Propriedades da interface revestimento-base

K_p (kPa/mm)	α (mm ⁻¹)	β ($\frac{\text{kPa}}{\text{mm} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}}$)
1849	0,844	38,18

Aplicando-se as propriedades de espessura e rigidez do revestimento e camada de base na Equação 7, tem-se o resultado da tensão normal média à interface ($\bar{\sigma}_n$), 180kPa, conforme mostra a Equação 9. A partir deste resultado e dos parâmetros da interface, calcula-se o módulo de reação transversal médio \bar{K}_t , 855kPa/mm, com base na Equação 4, como mostra a Equação 10.

$$\bar{\sigma}_n = 226,6278 - 10,5999 \times 5 + 0,6936 \times 15 - 0,0072 \times 2500 + 0,0459 \times 300 = 180\text{kPa} \quad (9)$$

$$\bar{K}_t = K_p + \alpha \cdot \bar{\sigma}_n + \beta \cdot T = 1849 + 0,844 \times 180 - 38,18 \times 30 = 855\text{kPa/mm} \quad (10)$$

De posse do módulo de reação transversal médio ($\bar{K}_t = 855\text{kPa/mm}$), é possível na Análise Elástica de Múltiplas Camadas considerar a aderência entre as camadas de revestimento e base da estrutura da Tabela 3, extraindo assim a resposta estrutural de interesse para o dimensionamento. A Figura 5 exhibe, por exemplo, o campo de deformações principais máximas no plano x - z , parâmetro utilizado atualmente para o cálculo da vida de fadiga dos materiais asfálticos no MEDINA.

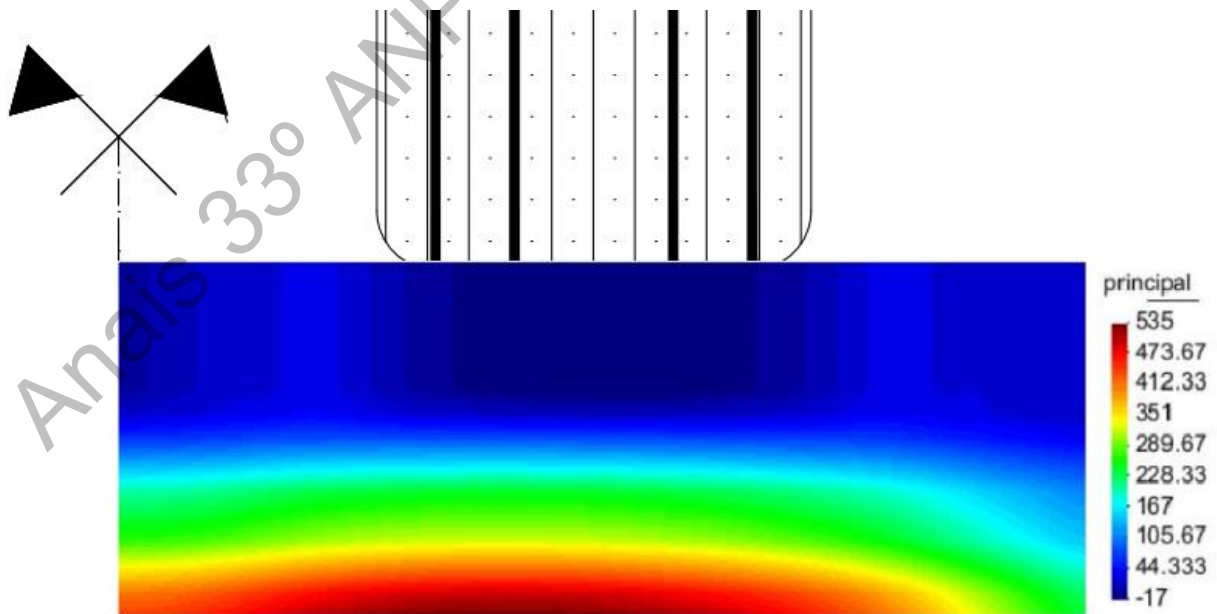


Figura 5: Campo de deformações principais máximas no plano x - z (μstrain)

5. ANÁLISE DE SENSIBILIDADE

O presente artigo não irá realizar uma previsão de Área Trincada utilizando a Função de Transferência desenvolvida para o MEDINA ou para o CAP3D-D, uma vez que as referidas funções foram calibradas sem considerar o modelo de aderência aqui apresentado. Em razão do método ser mecanístico-empírico, deve-se restringir sua utilização às condições e premissas de formulação. Entretanto, é importante observar a sensibilidade do dano causado no revestimento asfáltico em função do parâmetro de aderência \bar{K}_t . Esta análise é possível pois a formulação do conceito de dano independe de premissas acerca da aderência entre camadas.

A presente análise parte do modelo de vida de fadiga descrito pela Equação 11 e utiliza dados de Fritzen (2016), do ensaio de fadiga por compressão diametral. Embora os autores estejam cientes da severidade do ensaio (Babadopulos *et al.*, 2015), a escolha se justifica pela consideração do mesmo no âmbito do MEDINA.

$$N_f = k_1 \varepsilon_t^{k_2} \quad (11)$$

$$D = \frac{N}{N_f} \quad (12)$$

Onde N_f é o número de ciclos de deformação de tração ε_t que o material suporta antes da falha, k_1 e k_2 são coeficientes de regressão, enquanto D é o dano causado por N solicitações de ε_t .

Para esta análise de sensibilidade, considera-se o dano médio \bar{D} causado pela solitação de 1 eixo padrão ($N=1$ na Equação 12) quando assumidos diversos valores de \bar{K}_t . O método de cálculo do dano médio é descrito pela Figura 6 e pela Equação 13. Os autores basearam-se na atualização do MEDINA apresentada em Fritzen *et al.* (2019). A estrutura utilizada é a mesma descrita pelas Tabelas 3 e 4, alterando-se apenas o valor de \bar{K}_t para verificação da sensibilidade.

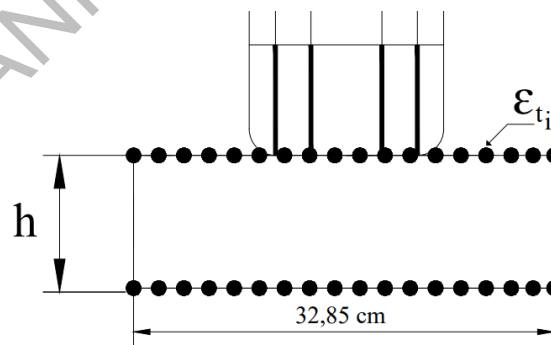


Figura 6: Pontos de cálculo do dano

$$\bar{D} = \frac{1}{20} \sum_{i=1}^{20} D_i = \frac{1}{20} \sum_{i=1}^{20} \frac{1}{k_1 \varepsilon_{t_i}^{k_2}} \quad (13)$$

A Figura 7 apresenta o dano médio \bar{D} em função de \bar{K}_t , além da redução do dano a medida que se evolui de uma condição descolada em direção à condição aderida. Percebe-se que há uma forte

queda em \bar{D} a partir de aproximadamente $\bar{K}_t = 10^3 \text{kPa/mm}$, corroborando com os resultados de Uzan *et al.* (1978). Outro dado notável do gráfico é que o dano médio para a condição totalmente aderida é 10% da condição descolada para o caso em estudo. Os resultados reforçam que o modo como se trata a premissa da aderência entre camadas (aderidas, descoladas ou parcialmente aderidas) influencia fortemente no resultado de dano no pavimento.

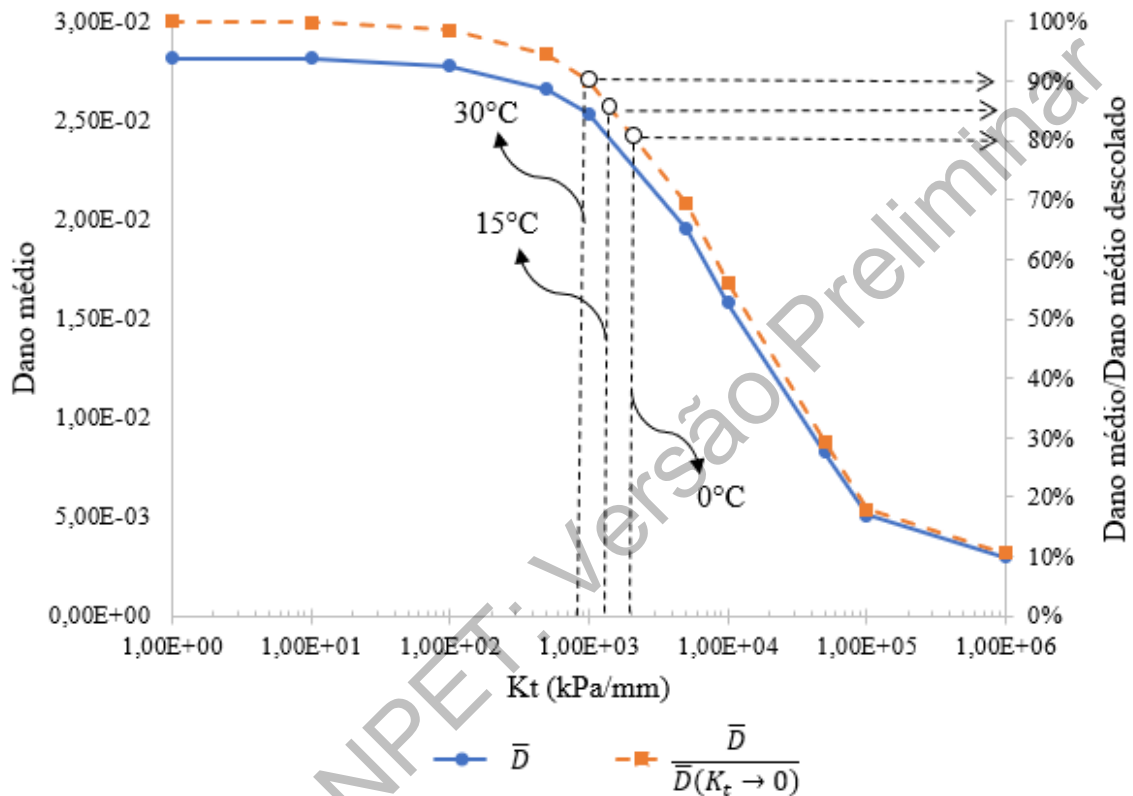


Figura 7: Influência do módulo de reação transversal sobre o dano médio

O resultado quando se considera um valor de 855kPa/mm para o \bar{K}_t da interface estudada reduz o dano médio em aproximadamente 10% quando comparado com a condição descolada. Além disso, encontra-se próximo ao valor de 1000kPa/mm , a partir do qual a influência de \bar{K}_t sobre o dano se eleva significativamente. Ao repetir-se o procedimento exposto na *Seção 4. Exemplo de Aplicação*, porém reduzindo a temperatura para 15 e depois para 0°C , tem-se uma redução de 15% e 20% no dano, respectivamente. Esta proximidade sugere que um incremento na aderência tende a reduzir de maneira ainda mais significativa o dano médio sobre o pavimento, sendo motivação e justificativa para investigação e desenvolvimento de materiais e processos que melhorem a interface revestimento-camada de base. Os resultados se referem a uma interface de camada de CBUQ para o revestimento asfáltico e imprimação CM-30 sobre base BGS. Variações sobre os materiais utilizados, temperatura, taxa de carregamento do ensaio e consideração de cargas longitudinais na estrutura, dentre outros fatores, devem influenciar nos resultados da influência das condições de aderência sobre o comportamento mecânico do pavimento.

6. CONCLUSÕES

O artigo apresenta uma alternativa para a consideração mais realista de aderência entre camadas no dimensionamento de pavimentos asfálticos. A linearização proposta permite considerar as propriedades da interface aferidas em laboratório sem incremento significativo de custo computacional. Entretanto, para a utilização plena do modelo, faz-se necessário superar a falta de dados disponíveis acerca dos parâmetros dos materiais de interface, o que deve encorajar a comunidade técnica e científica à realização dos ensaios laboratoriais apropriados. Os autores pretendem considerar a calibração de uma nova Função de Transferência a partir do modelo de interface apresentado neste trabalho. Em razão da sabida influência das condições de aderência entre camadas sobre o comportamento mecânico do pavimento, esta nova função pode apresentar maior correlação entre os dados de Área Trincada previstos e observados, caso seja a aderência entre camadas um parâmetro de relevância na metodologia de desenvolvimento da FT. Isso poderia contribuir para eventuais melhoramentos de um método mecanicista de dimensionamento de pavimentos. Finalmente, a análise de sensibilidade demonstrou que a investigação e o desenvolvimento de materiais de interface pode diminuir fortemente o dano médio sobre revestimentos asfálticos, incrementando sua vida de fadiga.

REFERÊNCIAS

- Babadopulos, L. F. A. L., Soares, J. B., Castelo Branco, V. T. F. (2015). Interpreting fatigue tests in hot mix asphalt (HMA) using concepts from viscoelasticity and damage mechanics. *Revista Transportes*, v.23, n°2, 85-94.
- Barker, W. R., Brabston, W. N., Chou, Y. T. (1977). A general system for the structural design of flexible pavements. *Proceedings of 4th International Conference on Structural Design of Asphalt Pavements*, Ann Arbor, 209-248.
- Franco, F. A. C. P. (2007). Método de dimensionamento mecanístico-empírico de pavimentos asfálticos – SISPAV. Tese de Doutorado. COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro.
- Fritzen, M. A. (2016). Desenvolvimento e validação de função de transferência para previsão do dano por fadiga em pavimentos asfálticos. Tese de Doutorado. COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil.
- Fritzen, M. A., Franco F. A. C. P., Motta, L. M. G., Ubaldo, M. O. (2019). Atualização da função de transferência do dano de fadiga para a área trincada do programa MEDINA. IX Congresso Rodoviário Português. Lisboa, Portugal.
- Goodman, R., Taylor, R., & Brekke, T. (1968). A model for the mechanics jointed rock. *Transportation Research Board*, 637-659.
- Hu, X., Walabita, L. (2011). Effects of layer interfacial bonding conditions on the mechanistic responses in asphalt pavements. *Journal of Transportation Engineering*, 28-36.
- Khweir, K., Fordyce, D. (2003). Influence of layer bonding on the prediction of pavement. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers: Transport*, 73-83.
- Lambe, T., Whitman, R. (1995). *Soil Mechanics 2.ed*. Nova York: John Wiley & Sons Inc.
- Motta, L.M.G. (1991) Método de Dimensionamento de Pavimentos Flexíveis; Critério de Confiabilidade e Ensaio de Cargas Repetidas. Tese de Doutorado. COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro.
- Scherer, R., Bueno, L., Pereira, D., Specht, L., & Trindade, G. (2017). Influência da aderência entre camadas no desempenho esperado de pavimentos asfálticos. *Anais da XXX ANPET*. Rio de Janeiro.
- Torquato e Silva, S. (2017). Modelagem mecanístico-empírica da interface revestimento asfáltico-base granular. *Dissertação de Mestrado.UFC*, Ceará, Brasil.
- Torquato e Silva, S., Bastos, J. & Soares, J. (2015). Influência da aderência na análise de pavimentos asfálticos. 44º RAPv - 18º ENACOR. Foz do Iguaçu, Brasil.
- Uzan, J., Livneh, M., & Eshed, Y. (1978). Investigation of adhesion properties between asphaltic concrete layers. *Transportation Research Board*, 495-521.
- Uzan, J. (1978). JULEA - Jacob Uzan Layered Elastic Analysis Program. U.S.A.
- Ziari, H., & Khabiri, M. (2007). Interface condition influence on prediction of flexible pavement life. *Journal of Civil Engineering and Management*, 71-76.