

UMA INTERPRETAÇÃO GEOMÉTRICA E ELÁSTICA DOS COEFICIENTES ESTRUTURAIS EMPREGADOS EM PROJETOS DE PAVIMENTOS ASFÁLTICOS

José Tadeu Balbo

Laboratório de Mecânica de Pavimentos
Escola Politécnica da Universidade de São Paulo

RESUMO

O estudo apresenta uma avaliação de valores de coeficientes estruturais para bases cimentadas e concretos asfálticos com base em uma análise geométrica do problema de distribuição de pressões apoiada por resultado experimental; posteriormente avalia tais coeficientes com base na teoria elástica de sistemas de camadas. Os resultados levam a concluir que os coeficientes estruturais indicados no método do DNER para projeto de pavimentos flexíveis são bastante justificáveis para o caso de bases cimentadas e poderiam ser melhorados para concretos asfálticos. As análises indicam melhor adequação da aplicação de conceitos de redução de pressões para a definição dos coeficientes estruturais que o emprego de conceitos empíricos.

ABSTRACT

Structural coefficients for cemented bases and hot mixed asphalt pavement layers suggested by AASHTO and the Brazilian Department of Roads are evaluated on the basis of geometrical analysis of pressure spread over underneath layers as well as by means of the Layered Elastic Theory. The results disclosed good agreement for the cemented base materials and needs of some more evaluation and improvement for asphalt layers. The study leads to emphasize the advantage of conceptual definition for structural coefficients on the basis of structural behavior regarding to pressure distribution.

1. INTRODUÇÃO

O método de dimensionamento de pavimentos asfálticos, com bases e sub-bases granulares ou cimentadas, de emprego oficial pela agência rodoviária federal, bem como suas variações encontradas em documentos normativos de agências rodoviárias estaduais e até municipais, trata-se de procedimento de determinação de espessuras de camadas constituintes das estruturas de pavimentos com base no conceito de “equivalência estrutural” entre materiais de pavimentação. Na versão do extinto Departamento Nacional de Estradas de Rodagem (Souza, 1981), logo de partida se esclarece que tal método se consolidou “...com base na experiência do Corpo de Engenheiros do Exército dos Estados Unidos da América do Norte e em algumas conclusões obtidas na Pista Experimental da AASHO.”

Ainda, no corpo da normativa, não é apresentada uma definição formal para o que seja um “coeficiente de equivalência estrutural” (CE), tão-somente sendo indicados seus valores para diversos materiais de pavimentação. Batista (1978) esclarece que “*Os coeficientes de equivalência estrutural, ... foram adotados com base nos resultados da Pista Experimental da AASHO com modificações julgadas do lado da segurança.*” Extraí-se, assim, do autor, que os CE empregados no método em questão tratariam-se de valores extraídos da *AASHO Road Test*, sem no entanto esclarecer o conservadorismo nem os valores em si, que são melhores esclarecidos por Medina (1997).

Tem-se, por razões de natureza didática e de modo intuitivo, transmitido que tais coeficientes representam a capacidade relativa de um dado material em distribuir pressões sobre as camadas inferiores, sendo assim também intuitivo imaginar que quanto maior fosse o módulo de elasticidade do material, menor pressão resultaria sobre uma camada subjacente a este material, e em cascata, tal capacidade relativa de distribuição de pressões seria maior para este material. Todavia, esta maneira de refletir o que seja um CE, racionalizada em conceitos teóricos e até mesmo práticos, poderia não

representar adequadamente o real conceito embutido na definição de que viria a ser CE. Tal modo de interpretação deriva, textualmente, da leitura do DNER-PRO 10-79 (DNER, 1979), quando ao apresentar valores para “fatores de equivalência estrutural” (o termo “fatores” foi provavelmente escolhido pelo Prof. Armando Martins Pereira, autor do método supra-referido), define que tal coeficiente é a relação entre a espessura de uma camada de pedregulho equivalente (conforme autores da Califórnia) e a espessura real da camada do material em questão. Tal espessura de pedregulho equivalente é “...a espessura capaz de proporcionar uma distribuição de carga e um efeito sobre a superfície subjacente idênticos aos suscitados pela ação de placa desenvolvida pela espessura h do material considerado.” (DNER, 1979).

Recorrendo à fonte do conceito sobre CE, o guia de projeto de pavimentos da AASHTO (1993) esclarece que “...os coeficientes estruturais são fundamentados nos valores de módulos resilientes (dos materiais) e foram determinados baseados em análises de tensões e de deformações em sistemas de camadas elásticas. Usando tais conceitos, o coeficiente estrutural pode ser ajustado, aumentado ou diminuído, de maneira a preservar invariante o valor de tensão ou de deformação para resultar em igual desempenho.” Duas idéias ficam então claras: (1) o ajuste mecanicista de tais coeficientes tendo em vista uma teoria de análise estrutural; (2) a dependência de tais coeficientes no e do desempenho funcional desejado para o pavimento, diretriz básica de projeto do método.

Para o melhor entendimento da aplicabilidade e da natureza desses CE, a AASHTO (1993) ainda indica que os mesmos “...retratam a relação empírica entre o Número Estrutural (SN) e as espessuras das camadas, sendo uma medida da habilidade relativa de um material atuar como componente estrutural do pavimento.” O Número Estrutural, por sua vez, deve ser entendido como “... um número abstrato que expressa a resistência estrutural de um pavimento exigida para uma dada combinação de condição de suporte do subleito, do tráfego total no horizonte de projeto traduzido por um número de repetições equivalentes do eixo padrão de 80 kN, do nível terminal de serventia admitido e de condições ambientais.” Tal natureza empírica do conceito de CE, resultante de análises empírico-estatísticas a partir da análise de desempenho das seções experimentais da AASHO Road Test, é portanto evidente, sendo que o valor de SN, calculado a partir do somatório dos produtos entre espessuras de camadas e CE, trata-se do parâmetro a ser definido na equação de desempenho (ou de projeto) do referido método.

Afirma ainda a AASHTO (1993) que “Pesquisas e estudos de campo indicam que muitos fatores influenciam os coeficientes estruturais, tais como a espessura da camada, a condição de suporte oferecida pela camada inferior, a posição relativa da camada no pavimento.” Contudo, tais condicionantes não se encontram explicitamente indicados no guia da AASHTO (1993), que limita-se a fornecer expressões ou ábacos para determinação dos coeficientes estruturais em função de outros parâmetros relacionados a propriedades mecânicas, em especial do valor do módulo de elasticidade ou de resiliência do material. Neste contexto, conforme indicado por Medina (1997), na Tabela 1 são apresentados valores individuais para o CE, de acordo com o critério da AASHTO (1993) e convertidos para os padrões de Souza (1981), tendo-se por critério $CE = 1,0$ para uma base (ou sub-base) granular (bem graduada), com base em valores de módulos de resiliência possíveis para os materiais indicados.

Observa-se, da Tabela 1, uma postura não apenas rigorosa com relação a concretos asfálticos porém também com relação a pré-misturados a frio (densos), no que tange aos valores efetivamente indicados no método preconizado pelo DNER (Souza, 1981). Os valores para bases cimentadas

preconizados pelo DNER, indicados na Tabela 1, são aplicáveis a materiais com resistência à compressão simples superior a 4,5 MPa aos 7 dias.

Tabela 1 Valores de coeficientes estruturais conforme AASHTO (1993) e Souza (1981)

Materiais	Valores de Módulo de Resiliência (MPa)	Coeficientes Estruturais		
		AASHTO	Conversão	DNER
Brita graduada	200	0,13	1,0	1,0
Concreto asfáltico	3.164	0,44	3,4	2,0
Pedregulho arenoso (sub-base)	n.d.	0,11	0,85	n.d.
Solo-cimento	6.000	0,20	1,54	1,7
Brita graduada tratada com cimento	12.000	0,22	1,69	1,7
Pré-misturado a frio	1.500	0,23	2,1	1,4

Como a AASHTO (1993) admite, tais valores de CE seriam variáveis dependentes de outros fatores e não diretamente apenas do módulo de resiliência do material, porém, da rigidez da camada inferior, da posição do material, de sua espessura; isto seria natural de entender a partir do fato que tais valores de CE, como se abordou, teriam sido determinados também com suporte da teoria elástica de sistemas de camadas. De maneira a enfrentar tais questões que implicitamente envolvem os conceitos expostos pela AASHTO (1993), bem como de checagem da possibilidade de abordagem didática a partir do conceito intuitivo de distribuição de pressões sobre camadas inferiores do pavimento, neste estudo procura-se avaliar, com apoio de um esquema geométrico e de resultados experimentais avaliados sob bases cimentadas, e posteriormente, com recorrência à teoria de sistemas de camadas elásticas, valores de coeficientes estruturais para alguns materiais de pavimentação, bem como alguns dos fatores mencionados resultaria em alterações em tais coeficientes.

2. UMA INTERPRETAÇÃO GEOMÉTRICA DA QUESTÃO

Os indissociáveis conceitos de equivalência estrutural e o critério de ruptura adotado pelo método do DNER poderiam ser traduzidos da seguinte maneira: o método preconiza a proteção de camadas inferiores pelo critério de verificação do CBR, indiretamente, da compatibilidade entre tensão ou pressão aplicada sobre o topo da camada inferior e sua taxa admissível, ou a pressão sobre si admissível, ditada em contrapartida pelo valor do CBR. De tal sorte que, avaliando intuitivamente com base em conceitos advindos de teorias de estruturas, quanto mais rígida a camada superior que recebe a carga transiente aplicada pelo tráfego menor seria a pressão sobre a camada inferior (efeito placa, arqueamento, resposta em flexão).

Ora, nestas condições, um material mais rígido deveria ter uma capacidade natural de, colocado sobre um solo de fundação, impor menor pressão sobre este que um material mais flexível, de maneira que seria necessária uma espessura menor deste material mais rígido, comparada à espessura de material mais flexível, para que, considerada uma mesma carga sobre o topo dos sistemas, as pressões sobre o topo da camada subjacente resultassem idênticas para ambas as situações. Este conceito intuitivo é confirmado, para exemplificar, por meio de dois experimentos realizados por Childs e Nussbaum (1962), nos laboratórios da *Portland Cement Association* (PCA). Estes pesquisadores apresentaram dados bastante esclarecedores sobre a capacidade de difusão de tensões sobre o subleito inerentes às bases estabilizadas com cimento Portland, seja o material básico constituído de solo fino ou de agregados, bem ou mal graduado. Tais experimentos,

realizados em escala real, mostraram que tensões transmitidas ao subleito, por cargas idênticas, eram equivalentes para espessuras de 0,25 m de material granular (brita graduada) e de 0,10 m de misturas cimentadas.

Na Figura 1 é apresentada, de maneira idealizada, uma hipotética distribuição de pressões sobre a superfície da camada superior (no caso, a própria roda do veículo) e a distribuição sobre o topo da camada inferior; adotou-se os símbolos p_s e p_f para cada uma das referidas pressões, respectivamente. O raio da área de contato, supostamente circular, da carga sobre a superfície, é designado por a_s enquanto ao raio do círculo de pressão sobre a camada inferior é designado por a_f . A carga aplicada sobre a superfície e a espessura da primeira camada são, respectivamente, Q e h . O ângulo de mergulho médio definido pelo bulbo de tensões imposto na estrutura a partir da borda da carga aplicada sobre a superfície é chamado de α ; o sistema é de duas camadas elásticas. A pressão aplicada sobre a superfície é então dada pela expressão:

$$p_s = \frac{Q}{\pi \times a_s^2} \quad [1]$$

Da mesma forma, a pressão média sobre no fundo da camada superior (igual àquela sobre o topo da camada de fundação) é dada por:

$$p_f = \frac{Q}{\pi \times a_f^2} \quad [2]$$

Da Figura 1 pode ser observado que o raio da área circunscrita ao “cone” de pressões no fundo da primeira camada pode ser determinado a partir da expressão:

$$\text{tg } \alpha = \frac{h}{(a_f - a_s)} \quad [3]$$

de onde se extrai que:

$$a_f = \frac{h}{\text{tg } \alpha} + a_s \quad [4]$$

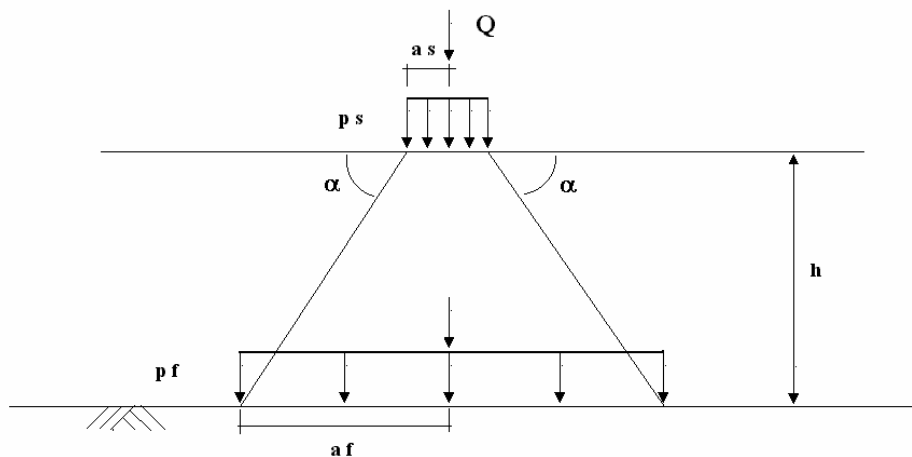


Figura 1 Esquema geométrico hipotético de distribuição de pressões

A equação [1], sendo reescrita com a_s como variável dependente de Q e de p_s , resulta:

$$a_s = \sqrt{\frac{Q}{\pi \times p_s}} \quad [5]$$

Substituindo [4] e [5] em [2], chega-se a:

$$P_f = \frac{Q}{\frac{\pi \times h^2}{\text{tg}^2 \alpha} + \frac{\pi \times h}{\text{tg} \alpha} \times \sqrt{\frac{4 \times Q}{\pi \times p_s} + \frac{Q}{p_s}}} \quad [6]$$

Observe-se na equação acima que com o aumento do ângulo de mergulho a pressão no fundo da primeira camada aumenta. Se adotarmos a condição padrão de carregamento, tomando a carga de um lado do eixo simples de rodas duplas e a pressão de 6,4 kgf/cm² na superfície, a equação [6] ficará reduzida para:

$$P_f = \frac{4.083}{\frac{\pi \times h^2}{\text{tg}^2 \alpha} + \frac{28,5 \times \pi \times h}{\text{tg} \alpha} + 638} \quad [7]$$

Tomada tal expressão para um ângulo de mergulho (que transforma o bulbo em cone médio de pressões) e aplicando-se os resultados aferidos experimentalmente por Childs e Nussbaum (1962), duas situações de cálculo ocorreriam: (a) para a camada de brita graduada (BGS) de 25 cm de espessura, a pressão de fundo de camada seria:

$$P_f^a = \frac{4.083}{\frac{1.963,5}{\text{tg}^2 \alpha_a} + \frac{2.238,4}{\text{tg} \alpha_a} + 638} \quad [8]$$

e (b) para a camada tratada com cimento, com 10 cm de espessura, a pressão de fundo de camada seria:

$$P_f^b = \frac{4.083}{\frac{314,2}{\text{tg}^2 \alpha_b} + \frac{895,4}{\text{tg} \alpha_b} + 638} \quad [9]$$

Considerando-se que, para ambas as situações, as pressões aferidas sobre o subleito foram idênticas, é possível escrever:

$$\frac{1}{P_f^a} = \frac{1}{P_f^b} \quad [10]$$

Substituindo-se, finalmente, as equações [8] e [9] em [10], obtém-se, em função das condições do problema, a seguinte função identidade:

$$\frac{\text{tg} \alpha_b}{\text{tg} \alpha_a} = \sqrt{\frac{314,2 + 895,4 \times \text{tg} \alpha_b}{1.963,5 + 2.238,4 \times \text{tg} \alpha_a}} \quad [11]$$

A redução relativa de pressão que uma camada proporciona sobre a camada inferior, nestas condições, poderá ser determinada pela relação:

$$\Delta p = \frac{P_s - P_f}{P_s} \times 100 \quad [12]$$

Nestas condições, de acordo com a definição intuitiva e estrutural anteriormente descrita para o conceito de coeficiente estrutural (CE), como sendo a capacidade relativa (em relação a um padrão) de um material distribuir pressão sobre o topo da camada imediatamente subjacente, o valor de tal coeficiente de equivalência estrutural poderia ser tomado pela relação:

$$CE = \frac{\Delta p^j}{\Delta p^{\text{ref}}} \quad [13]$$

ou seja, como sendo a relação entre a redução relativa de pressão causada por um material qualquer e a redução relativa de pressão causada pelo material de referência.

Na Tabela 2 são apresentados valores resultantes de busca de valores de ângulos de mergulho para os quais a identidade na equação [11] se verifica. Tais valores foram buscados tentativamente, com aproximações de $0,5^\circ$, fazendo-se α_b variar entre 5 e 89° , de 5 em 5° . Para cada um desses resultados são apresentados outros parâmetros de interesse, incluindo as reduções relativas de pressão resultantes para cada material analisado (material a é a base granular; material b é a base cimentada), além de valores teóricos de cálculo de CE conforme proposto pela expressão [13].

Para a busca de valores aceitáveis dentro das soluções de cálculo para CE apresentadas na Tabela 2 (veja última coluna), por tratar-se da análise de uma base cimentada, recorreu-se novamente a critérios de natureza estrutural, conforme se discorre adiante. Primeiramente, para efeito de analogia de treliças (em lajes) na placa composta por base cimentada (que era BGTC no caso analisado), ângulos de mergulho superiores a 45° não seriam razoáveis; segundo, o limite de distribuição de pressões no círculo inferior no fundo da camada cimentada, dado seu comportamento de placa, seria estimado em função da distância na qual o momento fletor (positivo) estaria próximo de se anular; tal distância é, na teoria de placas isotropas, determinada pelo raio de rigidez relativa do material, dado pela expressão:

$$\ell = 4 \sqrt{\frac{E \times h^3}{12 \times k \times (1 - \mu^2)}} \quad [14]$$

onde a placa de material cimentado apresenta E como módulo de elasticidade, h como espessura e μ como coeficiente de Poisson; k é o módulo de reação do subleito imediatamente abaixo à placa. Para as condições do problema, foram empregados os seguintes valores de cálculo: E = 12.000 MPa, h = 0,10 m; $\mu = 0,2$; e finalmente k = 50, representativo de solo arenoso.

Tabela 2 Análise de ângulos de mergulho de cones de pressão e de coeficientes estruturais

α_a	α_b	a_f (a)	a_f (b)	p_f (a)	p_f (b)	α_a / α_b	Δp (a)	Δp (b)	CE
12,5	5	59,4	128,6	0,369	0,079	2,50	94,2	98,8	1,048
24	10	36,7	71,0	0,964	0,258	2,40	84,9	96,0	1,130
34	15	29,1	51,6	1,537	0,489	2,27	76,0	92,4	1,216
42,5	20	25,2	41,7	2,053	0,747	2,13	67,9	88,3	1,300
49,5	25	22,8	35,7	2,502	1,020	1,98	60,9	84,1	1,380
55,5	30	21,1	31,6	2,913	1,304	1,85	54,5	79,6	1,461
60,5	35	19,9	28,5	3,279	1,597	1,73	48,8	75,1	1,539
65	40	18,9	26,2	3,633	1,898	1,63	43,2	70,3	1,627
68,5	45	18,2	24,2	3,928	2,210	1,52	38,6	65,5	1,695
71,5	50	17,6	22,6	4,198	2,535	1,43	34,4	60,4	1,755
74,5	55	17,0	21,3	4,485	2,878	1,35	29,9	55,0	1,839
77	60	16,6	20,0	4,740	3,242	1,28	25,9	49,4	1,903
79,5	65	16,1	18,9	5,012	3,633	1,22	21,7	43,2	1,993
82	70	15,7	17,9	5,303	4,061	1,17	17,1	36,5	2,132
84	75	15,3	16,9	5,551	4,535	1,12	13,3	29,1	2,198
86	80	14,9	16,0	5,816	5,068	1,08	9,1	20,8	2,278
88	85	14,6	15,1	6,098	5,681	1,04	4,7	11,2	2,378
89,5	89	14,3	14,4	6,323	6,246	1,01	1,2	2,4	1,986

O raio de rigidez relativo, nestas condições, resulta em 0,38 m, que assumido como valor de a_f (ver Figura 1, a partir do centro da carga), em função de h e de a_s (que no caso é calculado pela equação [1] para $p_s = 6,4 \text{ kgf/cm}^2$ e $Q = 4.083 \text{ kgf}$) permite ser calculado o valor do ângulo de mergulho mínimo para o cone de pressão na base cimentada (α_b), que resultaria em aproximadamente 15° .

Considerando-se tais limites para o ângulo de mergulho α_b , seriam aceitáveis apenas os valores de coeficientes estruturais para a base cimentada entre 1,2 e 1,7, aproximadamente; as condições do problema impõe base cimentada de elevada resistência, para a qual o DNER aponta um coeficiente estrutural de 1,7. A interpretação geométrica e física do problema, conforme apresentado, indica que valores de CE inferiores poderiam ser considerados. Diante dessas constatações, partiu-se para uma análise pela teoria elástica de sistemas de camadas, conforme se apresenta na seqüência.

3. SIMULAÇÕES DE PRESSÕES PELO PROGRAMA ELSYM 5

Para a simulação do programa computacional ELSYM 5 para camadas elásticas, vislumbrou-se a análise de materiais com módulos de resiliência bastante diferentes apoiados sobre idênticos subleitos, porém variando-se também o módulo de resiliência da camada de fundação (sempre duas camadas).

A configuração geométrica de meio eixo padrão resultante de pneus com pressão de $6,4 \text{ kgf/cm}^2$ aplicada sobre a superfície dos materiais considerados sobre os subleitos foi tomada para as análises. Complementarmente, foram variadas as espessuras dos materiais considerados, dentro de padrões construtivos comumente empregados e tolerados. Na Tabela 3 são sumariamente descritas as condições analisadas para o estudo de coeficientes estruturais por meio de uma teoria elástica consistente.

Após as simulações realizadas, foram recuperados os valores de tensões no topo do subleito resultante de cada sistema estrutural, conforme apresentados na Tabela 4. A partir desses resultados, com emprego das equações [12] e [13] foi possível a determinação dos coeficientes de equivalência estruturais (CE) teóricos pautados pela redução de pressão causada sobre o topo da camada inferior, conforme resultados apresentados na Tabela 5.

Tabela 3 Resumo das condições gerais empregadas nas análises com o ELSYM 5

Material	Espessuras (cm)	Módulo resiliente (MPa)	Módulo resiliente do subleito (MPa)
BGS	10, 15, 20	100	30, 60, 90
BGTC	10, 15, 20	12.000	30, 60, 90
Solo-cimento	10, 15, 20	6.000	30, 60, 90
CBUQ	10, 15	3.300	30, 60, 90

Quanto à interferência na redução de pressões, e conseqüentemente, nos CE teoricamente calculados, por meio dos resultados na Tabela 4 pode ser constatado que, sistematicamente, o aumento da rigidez da camada inferior resultou no aumento da pressão sobre esta mesma camada, em seu topo, para quaisquer dos casos analisados. Também observa-se que na medida em que o módulo resiliente da primeira camada aumenta as pressões sobre o subleito diminuem, denotando o incremento de efeito de placa de materiais muito rígidos.

Tabela 4 Tensões verticais no topo do subleito (MPa) obtidas com o ELSYM 5

Material →		BGS	BGTC	SC	CBUQ
espessuras	Módulo de resiliência do subleito (MPa)	Tensões resultantes no topo do subleito (MPa)			
10	30	0,305	0,074	0,103	0,132
	60	0,313	0,104	0,142	0,176
	90	0,312	0,126	0,167	0,203
15	30	0,248	0,038	0,056	0,075
	60	0,281	0,057	0,081	0,106
	90	0,294	0,071	0,100	0,128
20	30	0,196	0,023	0,035	n.d.
	60	0,236	0,035	0,052	n.d.
	90	0,256	0,045	0,066	n.d.

Quanto a tal efeito, verifica-se que o concreto asfáltico induz pressões sobre a camada inferior com magnitude mais próxima ao solo-cimento que aos casos da BGTC ou da BGS. Da análise da Figura 2, quanto à BGS, pode-se concluir que pequenas espessuras do material, quanto à redução de pressões, não sofrem interferências de variações na rigidez da fundação. O concreto asfáltico resultou em reduções de pressão intermediárias entre BGS e os similares resultados para SC e BGTC. Por fim, os materiais bem mais rígidos mostraram menor sensibilidade à rigidez do subleito no que tange às reduções de pressão induzidas naquela camada de fundação. Em todos os casos o aumento de espessura da primeira camada resultou em melhoria na redução de pressões sobre a camada inferior.

Tabela 5 Reduções de pressão sobre o subleito (%) e coeficientes estruturais (CE)

Redução de pressão proporcionada (%)				CE calculados			
BGS	BGTC	SC	CBUQ	BGS	BGTC	SC	CBUQ
52,3	88,4	83,9	79,4	1,00	1,69	1,60	1,52
51,1	83,8	77,8	72,5	1,00	1,64	1,52	1,42
51,3	80,3	73,9	68,3	1,00	1,57	1,44	1,33
61,3	94,1	91,3	88,3	1,00	1,54	1,49	1,44
56,1	91,1	87,3	83,4	1,00	1,62	1,56	1,49
54,1	88,9	84,4	80,0	1,00	1,64	1,56	1,48
69,4	96,4	94,5	n.d.	1,00	1,39	1,36	n.d.
63,1	94,5	91,9	n.d.	1,00	1,50	1,46	n.d.
60,0	93,0	89,7	n.d.	1,00	1,55	1,49	n.d.

Os CE teoricamente calculados mostraram-se sensíveis ao incremento do módulo resiliente da fundação. A análise dos CE conforme proposta no estudo revelou resultados bastante interessantes para uma releitura dos coeficientes estruturais empregados no método da AASHTO (1993) e, por consequência, do DNER (Souza, 1981). Verifica-se na Tabela 5 que os valores de CE oscilaram

entre 1,4 e 1,7 para a BGTC, entre 1,3 e 1,6 para o SC e entre 1,4 e 1,5 para o CBUQ. Confrontando tais resultados com os valores indicados na Tabela 1, há uma boa consistência no que tange às bases cimentadas, o que leva a acreditar inclusive na proposta estabelecida no método do DNER de variação do CE em função da própria resistência, e portanto da rigidez, da base cimentada. Tais resultados também se aproximam bastante dos padrões para CE obtidos por meio da análise geométrica e com a inferência de resultado experimental apresentada no item 2 deste estudo, o que leva, no final, a uma compatibilidade bastante acentuada entre todos os valores estudados.

Todavia, não se verificam os mesmos padrões de compatibilidade nem entre os valores empiricamente definidos, em função também do desempenho observado no *AASHTO Road Test*, nem daquele “minorado” no critério do DNER, com a faixa de valores obtidos teoricamente para o concreto asfáltico. Evidentemente, a rigidez do material, como se mostrou, interfere bastante na redução de pressões sobre camadas inferiores e por consequência, na determinação de um CE teórico baseado nesse critério. A explicação mais razoável para tal diferença, em especial entre o critério da AASHTO (1993) e os valores teoricamente definidos, residem no âmago da condição local do experimento: temperaturas rigorosas durante os invernos, em geral com picos médios entre -10 e -20°C , considerado o efeito redutor do vento, no estado de Illinois. A AASHTO (1993), como mencionado, previa a dependência dos CE inclusive de fatores ambientais.

Tal situação impõe, durante meses, um incremento expressivo na rigidez de misturas asfálticas, atingindo valores superiores àqueles apresentados por bases cimentadas, minorando as possibilidades de deformação plástica no material. Considerado o ano todo, com verões amenos no local, o módulo resiliente médio do material seria bem mais elevado que aquele valor médio encontrado em outras situações climáticas.

Isto justifica, em grande parte, a seleção de CE inferior àquele sugerido pela AASHTO (1993) durante a elaboração do método preconizado pelo DNER: para uma condição média de módulo de resiliência de 3.300 MPa durante o ano todo, justifica-se uma redução no valor preconizado pela AASHTO. Além disso, tal redução seria ainda mais recomendada na medida em que solos de fundação de elevado módulo de resiliência, como no caso dos solos lateríticos da classificação MCT, que resultariam em menor redução relativa de pressões sobre o próprio subleito, reduzindo o CE teoricamente determinado. Há, portanto, indicativos de que os valores de CE para concretos asfálticos devam ser reavaliados para as condições brasileiras, pelo somatório de esforços de formulação laboratorial bem como por medidas consistentes de deflexões em pistas em serviço.

Ao considerarmos, no entanto, os valores de coeficientes estruturais indicados no DNER-PRO 10-79 (DNER, 1979) e apresentados na Tabela 6, observamos que os valores para solo-cimento e BGTC são bem mais condizentes com aqueles presentemente encontrados (limitando-se f_{c7} em 4,5 MPa), bem como o valor de CE para concreto asfáltico é limitado a 1,7, também mais compatível com os resultados obtidos com base em conceitos de redução de pressão sobre camada subjacente, que aliás é, como já visto, explicitado no próprio critério do DNER em questão.

Dentre os critérios ainda em vigência no Brasil, recorda-se ainda aquele preconizado pela Companhia do Metropolitano de São Paulo (CMSP, 1988) que sugere a possibilidade do uso de valores de coeficientes estruturais entre 2,0 e 4,0 para os concretos asfálticos, o que parece, diante dos conceitos explorados, não ser consistente, não apenas quanto aos valores propriamente ditos mas também pelo fato de que quanto mais resiliente for o solo do subleito menor o valor do coeficiente estrutural do concreto asfáltico (conforme sugere a CMSP), frontalmente contra a

expectativa baseada em conceitos mecanicistas (ver Figura 2), conforme apresentados nesta discussão.

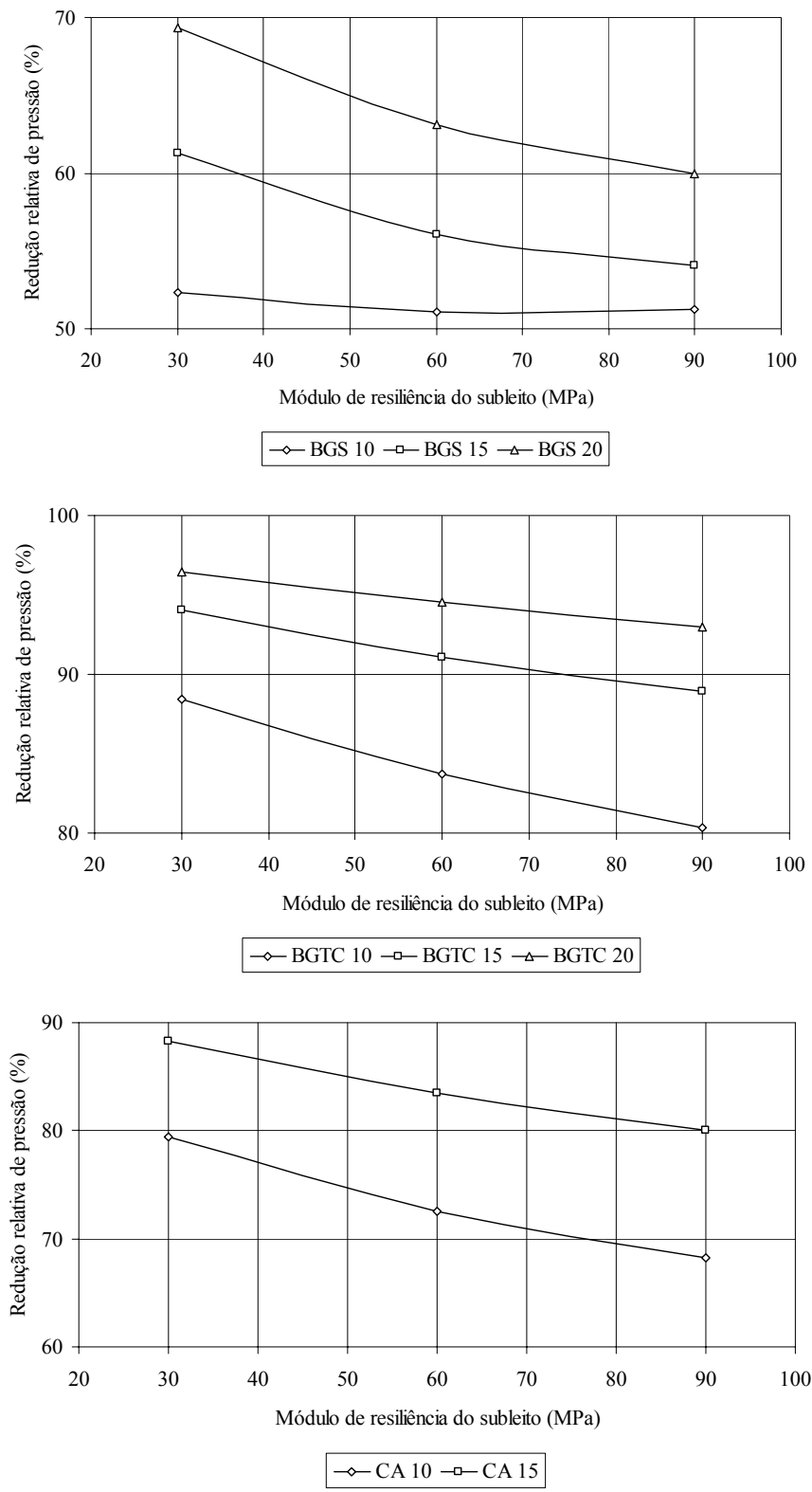


Figura 2 Redução de pressões sobre o subleito em função de seu módulo resiliente e da espessura da camada considerada

Tabela 6 Coeficientes estruturais sugeridos no DNER-PRO 10-79

Material	Posição	Dependência do CE	Faixa de valores
Granulares	Reforço de subleito	CBR	0,5 a 1,1
Granulares	Sub-base	CBR \geq 20%	0,85 a 1,1
Granulares	Base	CBR \geq 60%	1,0 a 1,1
Macadame Hidráulico	Base	fixo	1,1
BGTC	Base	$4,5 \leq f_{c7} \leq 7$ MPa	1,55 a 1,95
Solo-Cimento	Base	$1,5 \leq f_{c7} \leq 4,5$ MPa	1,0 a 1,55
PMF	Base e revestimento	fixo	1,33 a 1,36
Tratamentos superficiais	revestimento	fixo	1,1
Macadame betuminoso	base	fixo	1,2
Areia-asfalto a quente	revestimento	fixo	1,42
PMQ	Revestimento e base	fixo	1,58
CAUQ	Revestimento	fixo	1,7

4. CONCLUSÕES

Tanto a análise geométrica do problema quanto a análise elástica realizadas endossaram os valores de coeficientes estruturais na faixa de variação preconizada pelo DNER no caso de bases cimentadas. Além disso, a comparação dos valores de coeficientes estruturais de materiais preconizados pela AASHTO e pelo DNER também endossaram a definição didática dos coeficientes estruturais com base em conceitos de redução de pressões proporcionadas pelo material sobre camadas inferiores.

Consequentemente, o uso de tais conceitos na definição de coeficientes estruturais é portanto bem mais recomendada, considerando ser a mesma um argumento de fácil esclarecimento com base na intuição, ao menos, do mecanismo estrutural dos pavimentos; muito mais difícil seria a intelecção de tal conceito com base em um parâmetro empírico e abstrato como é o caso do número estrutural proposto pela AASHTO.

Também é uma indicação dos resultados que, mantidos os CE verificados para o concreto asfáltico, um pequeno incremento de espessuras de bases granulares ou cimentadas, seria em algumas situações de projeto, necessário, uma vez que convencionalmente tem sido empregado CE = 2,0 para concretos asfálticos. Seria bastante recomendável a ampliação de estudos dessa natureza para sistemas de três e quatro camadas, para a avaliação do efeito da posição da camada no CE do material, o que não foi presentemente abordado; também, de maneira complementar, a análise de CE poderia ser ampliada com base no estudo de valores de deflexões sobre diversas camadas dos pavimentos asfálticos.

Com base nos valores de CE obtidos a partir de conceitos mecanicistas sobre difusão de tensões sobre camadas subjacentes, têm-se como mais próximos da conjectura teórica aqueles valores sugeridos pelo DNER (1979) em seu método de projeto de restauração de pavimentos flexíveis; do lado oposto, os critérios para equivalência estrutural da CMSP (1988) são muito desfavoráveis quanto às expectativas de módulos resilientes para materiais de pavimentação em clima tropical, sendo portanto não recomendados, já que não apresentam fundamentação teórica compatível com aquilo que se entende por coeficiente de equivalência estrutural.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

American Association of State Highway and Transportation Officials (1993) *AASHTO guide for design of pavement structures*. ISBN 1-56051-055-2, Washington, D.C.

Baptista, C. N. (1978) *Pavimentação*. Tomo I, 3ª. edição, Editora Globo, Porto Alegre.

Companhia do Metropolitanos de São Paulo (1988) *Instrução complementar de procedimento para dimensionamento de pavimentos flexíveis – Método da resiliência*. IC-9.00.00.00/3F4-002. São Paulo.

Departamento Nacional de Estradas de Rodagem (1979) *Avaliação estrutural dos pavimentos flexíveis. Procedimento A*. DNER-PRO 10-79. Rio de Janeiro.

Medina, J. de (1997) *Mecânica dos pavimentos*. Editora Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro.

Souza, M. L. de (1981) *Método de projeto de pavimentos flexíveis*. Departamento Nacional de Estradas de Rodagem, 667/22, 3ª. edição, Rio de Janeiro.

Laboratório de Mecânica de Pavimentos

Escola Politécnica da Universidade de São Paulo – PTR

Av. Prof. Almeida Prado, travessa 2, nº 83 – Cidade Universitária – São Paulo - CEP 05508-900

Fone: (11) 3091-5306 ; Fax: (11) 3091-5716

<http://www.ptr.usp.br/lmp>

e-mail: jotbalbo@usp.br