

Proposta de modelo constitutivo viscoelástico não-linear para materiais asfálticos em regime de grandes deformações

Flávio Vasconcelos de Souza¹

Resumo: Em alguns casos, materiais asfálticos dissipam muito mais energia do que a quantidade prevista pela teoria da viscoelasticidade linear quando submetidos a grandes deformações, mesmo que não haja formação e/ou propagação de trincas. Assim sendo, necessita-se de modelos constitutivos viscoelásticos para o regime de grandes deformações. Acredita-se que fenômenos físicos microscópicos governam o processo de dissipação de energia nestes materiais. Neste trabalho, dois mecanismos são estudados: i) dissipação de energia devido a vazios pré-existentes; e ii) comportamento não-linear produzido pela reorganização das cadeias poliméricas durante o processo de deformação. Baseado nos resultados, um modelo constitutivo viscoelástico não-linear para regime de grandes deformações é proposto. Comparações com dados experimentais são apresentados como validação do modelo proposto. [DOI:10.4237/transportes.v20i4.536](https://doi.org/10.4237/transportes.v20i4.536).

Palavras-chave: viscoelasticidade, grandes deformações, materiais asfálticos.

Abstract: In some cases, asphalt materials dissipate more energy than the amount predicted by the linear (infinitesimal) theory of viscoelasticity, when subject to large deformations, even when cracks are not observed. Thus, finite deformation viscoelastic constitutive models are demanded. It is believed that complex physical phenomena occurring in a smaller scale in fact govern the process of energy dissipation in these materials. In this work two possible mechanisms are studied: i) energy dissipation due to pre-existent internal boundaries (voids); and ii) material nonlinear behavior due to the rearrangements of the polymer chains during the process of deformation. Based on the results, a finite deformation viscoelastic constitutive model is proposed. Comparisons with experimental data are shown to validate the proposed model.

Keywords: viscoelasticity, finite deformation, asphalt materials.

1. INTRODUÇÃO

É comum observar-se experimentalmente que materiais asfálticos dissipam mais energia do que a quantidade prevista pela teoria da viscoelasticidade linear, quando submetidos a grandes deformações, mesmo em situações onde não há formação e/ou propagação de trincas. Assim sendo, modelos constitutivos para regimes de grandes deformações são necessários para a previsão mais precisa do comportamento mecânico destes materiais. Embora seja uma estratégia muitas vezes adotada, a simples substituição dos tensores de tensão e deformação infinitesimais pelos seus correspondentes no regime de grandes deformações não é suficiente para correta previsão do comportamento mecânico e da quantidade de energia dissipada observada nos experimentos, uma vez que fenômenos microscópicos complexos governam o processo de deformação e dissipação de energia nesses materiais.

A fratura de materiais asfálticos é ainda um assunto aberto na literatura científica. A complexidade se dá pelo fato de materiais asfálticos apresentarem comportamento viscoelástico e pela formação de zonas coesivas ao longo do processo de fratura (Knauss, 1970, 1972; Schapery, 1975a,b,c,1984; Costanzo e Allen, 1993, 1995; Yoon e Allen, 1999). Allen e Searcy (2001) desenvolveram um modelo de zona coesiva viscoelástico não-linear produzido a partir de técnicas de homogeneização da zona coesiva, assumindo-se que os ligamentos de material da zona coesiva seguem o comportamento viscoelástico linear. Para captu-

rar a não-linearidade do fenômeno de fratura, Yoon e Allen (1999) e Allen e Searcy (2001) propuseram a inclusão de uma variável interna de estado a qual é governada por lei de evolução fenomenológica, cuja determinação experimental é muitas vezes complicada e inapropriada.

O modelo de zona coesiva proposto por Allen e Searcy (2001) foi utilizado por diversos pesquisadores em diversos trabalhos tratando da evolução do dano em compósitos reforçados por fibra (Souza *et al.*, 2008; Souza e Allen, 2010a,b) e materiais asfálticos (Souza *et al.*, 2004; Souza *et al.*, 2010; Lutfi *et al.*, 2010).

Observa-se muitas vezes, no entanto, que os ligamentos formados nas zonas coesivas em materiais viscoelásticos sofrem grandes deformações, sendo esta uma das principais motivações do presente trabalho. O objetivo principal deste trabalho é formular um modelo constitutivo viscoelástico não-linear para materiais asfálticos sob regime de grandes deformações. Para tanto, dois mecanismos foram postulados: i) dissipação de energia devido a vazios pré-existentes; e ii) comportamento não-linear produzido pela reorganização das cadeias poliméricas durante o processo de deformação.

2. MATERIAIS E MÉTODOS

Para testar as hipóteses acima, ensaios experimentais foram realizados em dois tipos de ligante asfáltico: PG64-22 e PG70-28. O ligante asfáltico PG64-22 é um ligante não-modificado, enquanto o PG70-28 é um ligante asfáltico modificado por polímeros.

Dois tipos de ensaio experimental foram realizados para cada tipo de ligante asfáltico. Primeiramente, um ensaio de varredura de frequência foi realizado para se determinar as propriedades viscoelásticas lineares (em regime de deformações infinitesimais) dos ligantes asfálticos. Em seguida,

¹ Flávio Vasconcelos de Souza, Centro de Tecnologia, Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, CE, Brasil. (e-mail: flaviovs@gmail.com).

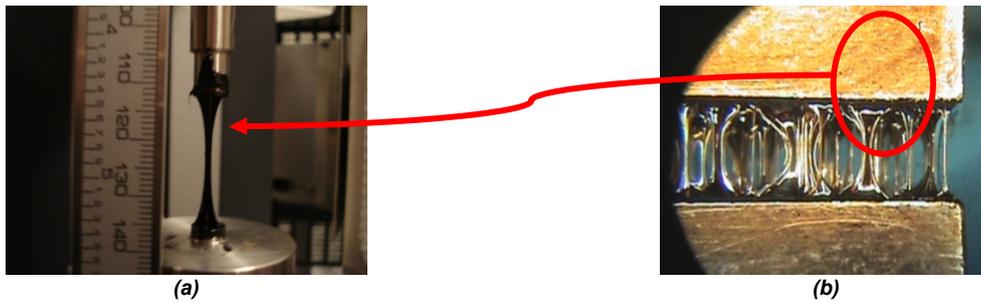


Figura 1. (a) Ensaio de tração direta; (b) Zona coesiva observada durante um ensaio de fratura de ligante asfáltico

o ensaio de tração direta foi realizado submetendo uma amostra cilíndrica a grandes deformações (à taxa de deslocamento constante). Vale salientar que a configuração do ensaio de tração é semelhante ao que se observa em um único ligamento em zonas coesivas (zona de processamento de trinca) observadas em ligantes asfálticos, como mostrado na Figura 1.

3. DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

3.1. Determinação das propriedades viscoelásticas lineares

O ensaio de varredura de frequência em cisalhamento infinitesimal foi realizado nos dois tipos de ligante asfáltico, determinando-se as propriedades viscoelásticas lineares. O ensaio foi realizado a diferentes temperaturas, permitindo assim o uso do princípio de superposição frequência-temperatura para materiais reologicamente simples (Ferry, 1980; Christensen, 2003) na determinação da chamada curva-mestra. O método da colocação (Schapery, 1961) foi então utilizado para regredir os coeficientes da série de Prony para o módulo de relaxação em cisalhamento (Equações (1) e (2)) a partir dos dados experimentais. A Figura 2 apresenta as curvas-mestra obtidas experimentalmente juntamente com as séries de Prony regredidas. Os coeficientes das séries de Prony são dados na Tabela 1.

$$\mu'(\omega) = \mu_{\infty} + \sum_{i=1}^N \frac{\omega^2 \rho_i^2 \mu_i}{\omega^2 \rho_i^2 + 1} \quad (1)$$

$$\mu''(\omega) = \sum_{i=1}^N \frac{\omega \rho_i \mu_i}{\omega^2 \rho_i^2 + 1} \quad (2)$$

em que $\mu'(\omega)$ e $\mu''(\omega)$ são as partes real e imaginária do módulo complexo de relaxação em cisalhamento como função da frequência ω , μ_{∞} é chamado de módulo de equilíbrio, μ_i são coeficientes elásticos da série de Prony e ρ_i são os chamados tempos de relaxação.

De modo a verificar se o material foi testado no seu domínio linear, comparou-se a parte imaginária do módulo complexo obtida experimentalmente com a série de Prony correspondente, usando os coeficientes regredidos para a

Tabela 1. Coeficientes das séries de Prony

	PG64-22		PG70-28	
	$\mu_{inf}(Pa)$	30	$\mu_{inf}(Pa)$	80
<i>i</i>	$\mu_i(Pa)$	$\rho_i(s)$	$\mu_i(Pa)$	$\rho_i(s)$
1	3,25E+02	8,43E+03	7,28E+02	8,00E+03
2	6,13E+03	7,96E+02	3,26E+03	8,00E+02
3	7,00E+04	7,96E+01	1,41E+04	8,00E+01
4	6,22E+05	8,43E+00	9,52E+04	7,96E+00
5	3,48E+06	7,97E-01	6,13E+05	7,96E-01
6	1,53E+07	7,97E-02	3,39E+06	7,97E-02
7	4,18E+07	8,01E-03	1,54E+07	7,96E-03
8	7,33E+07	8,01E-04	4,20E+07	7,96E-04
9	9,79E+07	7,97E-05	8,57E+07	8,39E-05
10	1,28E+08	7,97E-06	1,22E+08	8,00E-06
11	1,46E+08	7,97E-07	1,45E+08	7,94E-07
12	1,72E+08	7,97E-08	-	-

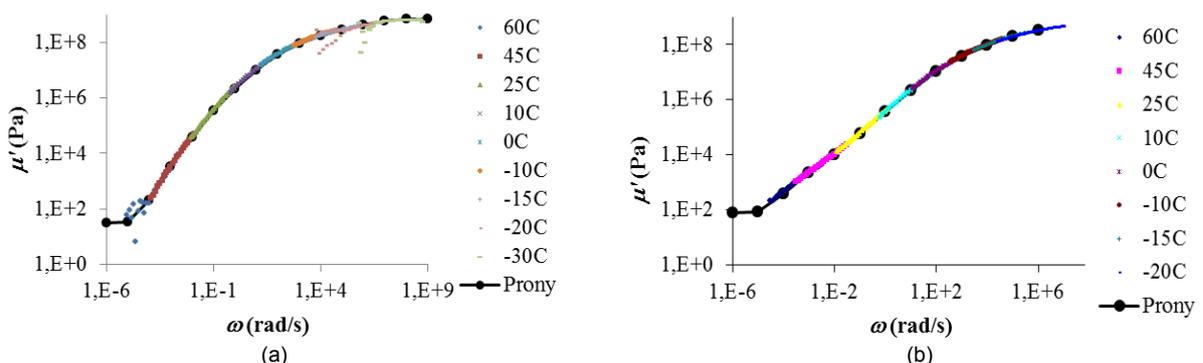


Figura 2. Parte real do módulo de relaxação em cisalhamento para os ligantes asfálticos (a) PG64-22 e (b) PG70-28, a temperatura de referência de 10° C

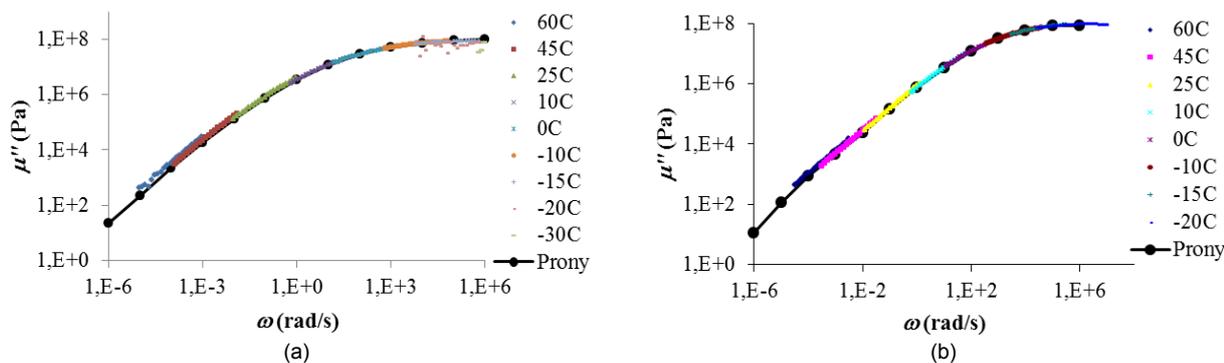


Figura 3. Parte imaginária do módulo de relaxação em cisalhamento para os ligantes asfálticos (a) PG64-22 e (b) PG70-28, a temperatura de referência de 10°C

parte real do módulo complexo (Tabela 1), como mostra a Figura 3.

Dadas as restrições laboratoriais, não foi possível realizar os ensaios de varredura de frequência em modo uniaxial. Desde modo, o módulo de relaxação uniaxial dos ligantes asfálticos estudados foi determinado utilizando-se a seguinte expressão:

$$E_i = 2(1 + \nu)\mu_i \quad (3)$$

em que o coeficiente de Poisson, ν , foi assumido constante e igual a 0,35 para ambos os ligantes asfálticos. A aproximação de que o coeficiente de Poisson é constante, e o valor numérico a ele atribuído, naturalmente introduzem erros nas análises (Theisen, 2011). A principal limitação desta aproximação está no fato de os materiais asfálticos não apresentarem coeficiente de Poisson constante, especialmente a temperaturas elevadas. Porém, estas simplificações necessárias devido a limitações experimentais não prejudicam a formulação dos conceitos e resultados a serem discutidos nas próximas seções.

3.2. Efeito dos vazios na resposta mecânica de ligantes asfálticos em regime de grandes deformações

Para avaliar o efeito dos vazios na resposta mecânica dos ligantes asfálticos sob grandes deformações, assumiu-se a seguinte equação constitutiva, obtida pela simples substituição dos tensores de tensão e deformação infinitesimais pelos seus correspondentes no regime de grandes deformações (chamado de modelo hiper-viscoelástico):

$$S_{ij}(t) = \int_0^t \underline{\underline{E}}_{ijkl} (t - \tau) \frac{\partial E_{kl}(\tau)}{\partial \tau} d\tau \quad (4)$$

$$S_{ij} = J F_{jm}^{-1} T_{nm} F_{in}^{-1} \quad (5)$$

$$E_{ij} = \frac{1}{2}(C_{ij} - \delta_{ij}) = \frac{1}{2}(F_{ki} F_{kj} - \delta_{ij}) \quad (6)$$

em que S_{ij} é o segundo tensor de tensões de Piola-Kirchoff, E_{ij} é o tensor de deformações de Green-Lagrange, $\underline{\underline{E}}_{ijkl}(t)$ é o tensor módulo de relaxação infinitesimal, T_{ij} (assim como T_{nm}) é o tensor de tensões de Cauchy, J é o Jacobiano da deformação ($J = \det[F_{ij}]$), F_{ij} (assim como F_{in} , F_{ki} e F_{kj}) é o tensor gradiente das deformações, C_{ij} é o tensor direito de Cauchy das deformações e δ_{ij} é o delta de Kronecker. A

equação constitutiva acima foi discretizada de acordo com o método proposto por Zocher *et al.* (1997) e implementado em um código de elementos finitos comercial: MultiMechTM.

Note que a notação indicial de Einstein é aqui utilizada para descrever as equações tensoriais. Neste caso, índices repetidos em uma multiplicação representam uma soma do produto dos componentes dos tensores. Por exemplo, $a_i b_i = a_1 b_1 + a_2 b_2 + a_3 b_3$.

A Figura 4 apresenta uma comparação entre as soluções analíticas para a força de reação $R(t)$ obtida pelos modelos constitutivos infinitesimal e para grandes deformações (Equação (4)) sob carregamento uniaxial à taxa constante. A solução numérica pelo Métodos dos Elementos Finitos (MEF) também é mostrada comprovando a correta implementação do modelo.

Pode-se notar a partir da Figura 4 que o uso da Equação (4) não é capaz de prever uma queda na força de reação $R(t)$ como é observado experimentalmente. Assim, pode-se concluir que a substituição dos tensores de tensão e defor-

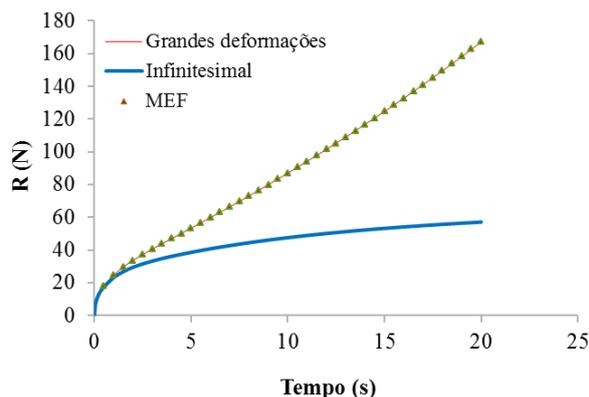


Figura 4. Comparação entre os modelos constitutivos infinitesimal e para grandes deformações sob carregamento uniaxial à taxa constante

mação infinitesimais pelos tensores correspondentes em regime de grandes deformações não é suficiente para prever adequadamente o comportamento dos ligantes asfálticos aqui considerados.

Embora não seja comum se reportar a presença de vazios em ligantes asfálticos, o seu efeito pode ser importante. De modo a analisar o efeito dos vazios, três frações volumétricas foram consideradas: 1,4%, 3,1% e 12,6%. Os vazios têm 0,05mm de diâmetro. Esses valores são hipotéticos

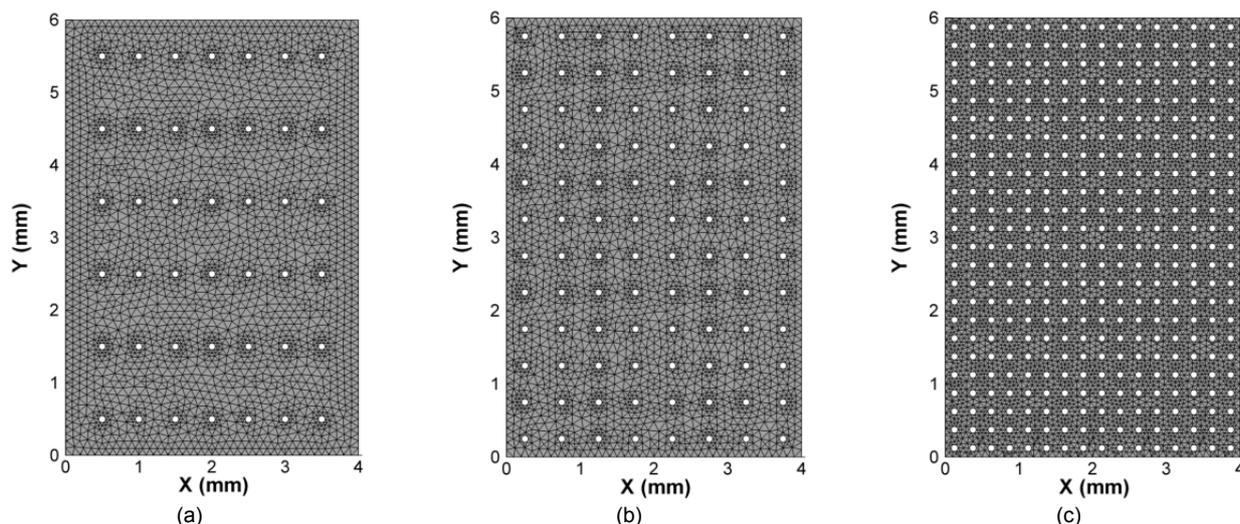


Figura 5. Malhas de elementos finitos para (a) 1,4%, (b) 3,1% e (c) 12,6% de vazios

uma vez que dados experimentais não foram encontrados na literatura. As malhas de elementos finitos utilizadas são mostradas na Figura 5. Dada a simetria da amostra (8 mm de diâmetro e 12 mm de altura), apenas $\frac{1}{4}$ do mesmo foi discretizado, e condições axi-simétricas foram assumidas para reduzir o problema a duas dimensões, mesmo que os vazios não obedeçam a tal geometria.

As condições de contorno aplicadas são: deslocamentos verticais fixos nos nós do fundo, deslocamentos horizontais fixos nos nós à esquerda e no topo, e velocidade de 0,24mm/s aplicada aos nós do topo. A Figura 6 mostra o efeito dos vazios na média do segundo tensor de tensões de Piola-Kirchoff para o ligante asfáltico PG64-22, podendo-se concluir que o efeito dos vazios não é importante neste caso onde não há formação e propagação de trincas. Vale ainda salientar que o percentual de 12,6% é improvável de ocorrer em amostras reais de ligantes asfálticos, a não ser que o volume de vazios seja suficientemente alto.

A Figura 7 apresenta a configuração deformada da amostra e iso-superfícies do componente yy do segundo tensor de tensões de Piola-Kirchoff, além do detalhe da geometria deformada dos vazios nas regiões do suporte e centro da amostra para 1,4% de vazios. Vale notar que quando submetidos a grandes deformações, os vazios se fecham e se alinham na direção do carregamento, de maneira que a resposta não difere o suficiente da resposta para 0%, como

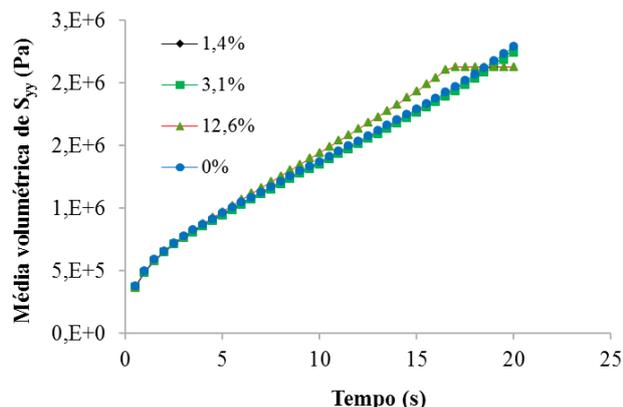


Figura 6. Efeito dos vazios na resposta mecânica (modelo hiper-viscoelástico)

mostrado na Figura 6, a não ser que o volume de vazios seja alto o suficiente.

Portanto, os resultados numéricos indicam que vazios pré-existent não são a causa principal da dissipação de energia observada no ensaio de tração direta, caso microtrincas não se formem e se propaguem a partir dos vazios, o que de fato não é observado em laboratório.

Além disso, os resultados experimentais para o ligante asfáltico PG64-22, por exemplo, mostram que a máxima força medida ocorre aproximadamente 3 segundos após o início do ensaio (como será mostrado na Figura 11); tempo este em que os vazios parecem ter pouco efeito no comportamento mecânico (Figura 6).

3.3. Comportamento viscoelástico não-linear

Neste caso, um aspecto experimental importante deve ser discutido: as condições de contorno do ensaio de tração direta. É importante notar que as soluções analíticas a serem apresentadas para o modelo viscoelástico não-linear são soluções para uma barra uniaxial submetida a tensões e deformações homogêneas (constante no espaço), de modo a simplificar/possibilitar a solução analítica. Entretanto, o ensaio não obedece a este tipo de condição de contorno pois a amostra deve aderir aos suportes metálicos do equipamento. As condições de contorno do experimento são aquelas usadas nas simulações por elementos finitos mostradas na seção anterior e mostradas na Figura 1a.

Portanto, é necessário avaliar o efeito das condições de contorno, como apresentado na Figura 8. A partir dos resultados apresentados, pode-se perceber que o efeito das condições de suporte torna-se mais pronunciado a partir de 5 segundos após o início da aplicação do carregamento. Os resultados experimentais mostram que a máxima força medida ocorre aproximadamente 3 segundos após o início do ensaio (Figura 11), tempo em que a quantidade de energia dissipada pelo material é consideravelmente maior que aquela prevista pela teoria da viscoelasticidade linear (infinitesimal).

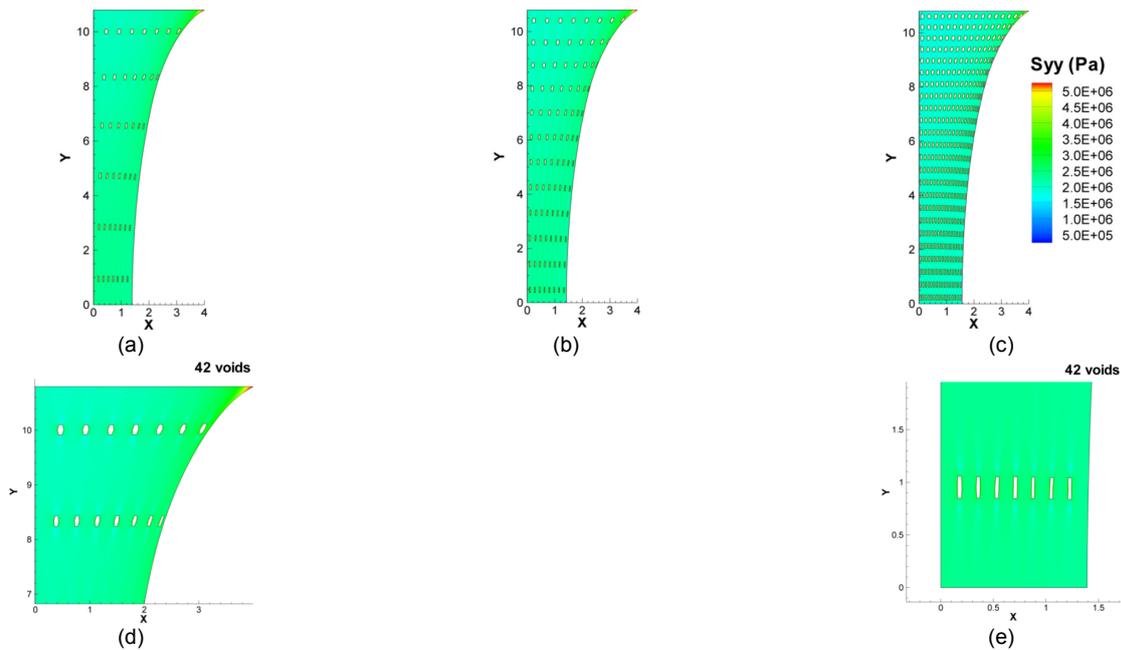


Figura 7. Iso-superfície do segundo tensor de tensões de Piola-Kirchoff para (a) 1,4%, (b) 3,1% e (c) 12,6% de vazios, e detalhe da região do (d) suporte e (e) centro da amostra para 1,4% de vazios

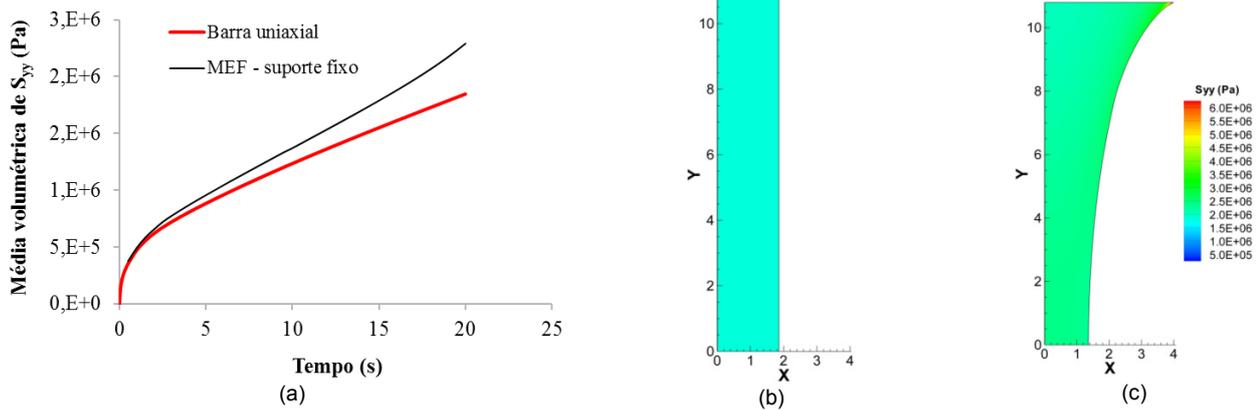


Figura 8. Efeitos das condições de suporte na resposta mecânica do modelo hiper-viscoelástico. (a) Média volumétrica do segundo tensor de tensões de Piola-Kirchoff; e configuração deformada da (b) barra uniaxial e (c) barra completamente fixa nos suportes

Noll (1958), Coleman e Noll (1961), Coleman (1964) e Truesdell e Noll (1992) estão entre os trabalhos mais importantes que discutem o desenvolvimento de teorias gerais do comportamento mecânico não-linear de materiais viscoelásticos. Uma das principais hipóteses relatada nestes trabalhos é que, sob condições isotérmicas, a tensão no material pode ser representada por um funcional da história do gradiente das deformações. A cinemática do problema pode ainda ser expressa em termos da configuração original.

De acordo com Christensen (2003), uma expressão desse funcional sob condições isotérmicas pode ser escrita da seguinte forma:

$$T_{ij}(t) = F_{ik}(t) \left\{ \int_{-\infty}^t g_{klmn}[C_{pq}(t), t-\tau] \frac{\partial E_{mn}(\tau)}{\partial \tau} d\tau \right\} F_{lj}^T(t) \quad (7)$$

A representação da função de relaxação $g_{klmn}[C_{pq}(t), t-\tau]$ dependente da deformação, C_{ij} , é a parte crucial do problema, sendo que $g_{klmn}[C_{pq}(t), t-\tau]$ pode ser diferente para diferentes materiais. No presente trabalho,

assume-se que a dependência desta função com relação ao tempo, t , e à deformação, C_{ij} , é separável e pode ser escrita da seguinte forma:

$$g_{klmn}[C_{pq}(t), t-\tau] = \frac{1}{J(t)} C_{kp}^{-1}(t) \underline{\underline{E}}_{pqmn}(t-\tau) C_{ql}^{-1}(t) \quad (8)$$

em que $\underline{\underline{E}}_{ijkl}(t)$ é o tensor módulo de relaxação infinitesimal. A hipótese da Equação (8) apresenta uma vantagem particular, pois a caracterização do material é simplificada, bastando a caracterização infinitesimal usual (pequenas deformações, de aproximadamente 5-10%).

Substituindo-se as Equações (8) e (5) na Equação (7), segue:

$$S_{ij}(t) = C_{ik}^{-1}(t) \left[\int_{-\infty}^t \underline{\underline{E}}_{klmn}(t-\tau) \frac{\partial E_{mn}(\tau)}{\partial \tau} d\tau \right] C_{lj}^{-1}(t) \quad (9)$$

Note que a função de relaxação dada na Equação (8) depende do inverso do tensor de deformações, C_{ij} . Esta hipótese se baseia na seguinte interpretação física: Considere

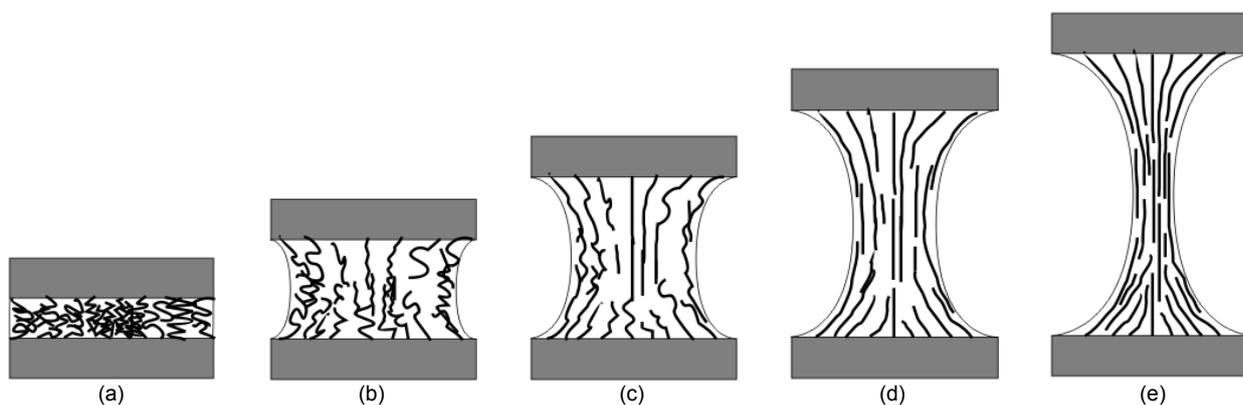


Figura 9. Representação esquemática do processo idealizado de reorganização das cadeias poliméricas

que a micro-estrutura interna do material possa ser representada por cadeias poliméricas distribuídas de forma aleatória. O tamanho e outras características geométricas de cada cadeia também são considerados aleatórios ou seguem alguma distribuição estatística, mas certamente são não-uniformes.

Devido à aleatoriedade do tamanho das cadeias poliméricas, muitas cadeias, se não todas, não são longas o suficiente para se conectarem a quaisquer duas superfícies de contorno do objeto. Portanto, à medida que o objeto é deformado, as cadeias poliméricas se alinham, mas não enrijecem a resposta mecânica porque estas deslizam entre si, devido às fracas ligações de Van der Waals. Esse deslizamento entre as cadeias por cisalhamento é aqui suposto ser o mecanismo de dissipação de energia mais importante que falta à teoria da viscoelasticidade linear. A quebra das cadeias poliméricas também pode ser uma fonte importante de dissipação de energia. A Figura 9 apresenta uma representação esquemática do fenômeno físico descrito acima, considerando a configuração do ensaio de tração direta (Figura 1a).

De modo a verificar a validade das hipóteses levantadas, ensaios de tração uniaxial foram realizados e comparados às previsões do modelo constitutivo representado pela Equação (9) para velocidades uniaxiais constantes aplicadas à amostra.

Um equipamento DMA (*Dynamic Mechanical Analyzer*), modelo AR2000 fabricado pela *TA instruments*, foi utilizado na realização destes ensaios. Duas velocidades de deslocamento foram testadas: 0,5 mm/s e 1,0 mm/s, sendo todos os testes realizados à temperatura constante controlada de 10 °C. As amostras utilizadas têm aproximadamente 8mm de diâmetro e 12 mm de altura, para satisfazer limitações do equipamento. Uma relação altura/diâmetro maior é

desejada para minimizar os efeitos das condições de contorno, porém limitações experimentais impossibilitaram maiores relações altura/diâmetro. O processo de fabricação das amostras é apresentado na Figura 10. Uma amostra de ligante asfáltico é primeiramente colocada entre os suportes metálicos do equipamento DMA e o suporte superior é posicionado de forma a respeitar a altura da amostra (12 mm) (Figura 10a). O material em excesso é retirado (Figura 10b) para se obter a forma final da amostra (Figura 10c).

Com relação à solução analítica, para o caso uniaxial, a Equação (9) pode ser integrada, obtendo-se:

$$S_{11}(t) = \frac{c}{(1+ct)^4} \left\{ \frac{E}{\infty} \left[t + \frac{ct^2}{2} \right] + \sum_{n=1}^N E_n \rho_n [1 - e^{-t/\rho_n} + ct - c\rho_n(1 - e^{-t/\rho_n})] \right\} \quad (10)$$

em que c é a taxa de deformação e ρ_n são os tempos de relaxação.

A Figura 11 apresenta a força de reação medida experimentalmente atuando no suporte, para o caso do ligante asfáltico PG-64-22, comparada às previsões da teoria da viscoelasticidade linear e do modelo constitutivo não-linear desenvolvido no presente trabalho. Duas taxas de deformação são mostradas na Figura 11, a partir da qual pode-se observar que o modelo não-linear aqui desenvolvido produz boas previsões para ambas as taxas.

É ainda importante salientar que o modelo não-linear proposto não requer nenhuma caracterização do material em regime de grandes deformações, uma vez que o modelo requer apenas o (tensor) módulo de relaxação linear (infinitesimal) usual como propriedade.

Os resultados para o ligante asfáltico PG70-28 são mostrados na Figura 12, para ambas as taxas de deformação.

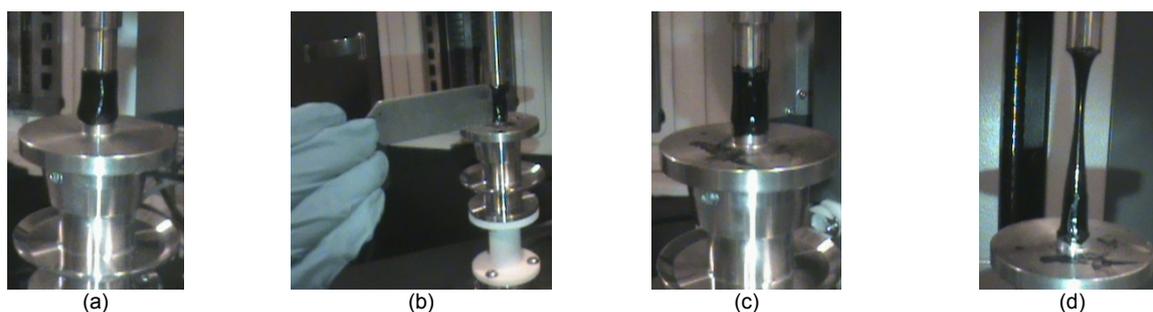


Figura 10. Processo de fabricação das amostras (a-c) e (d) amostra testada

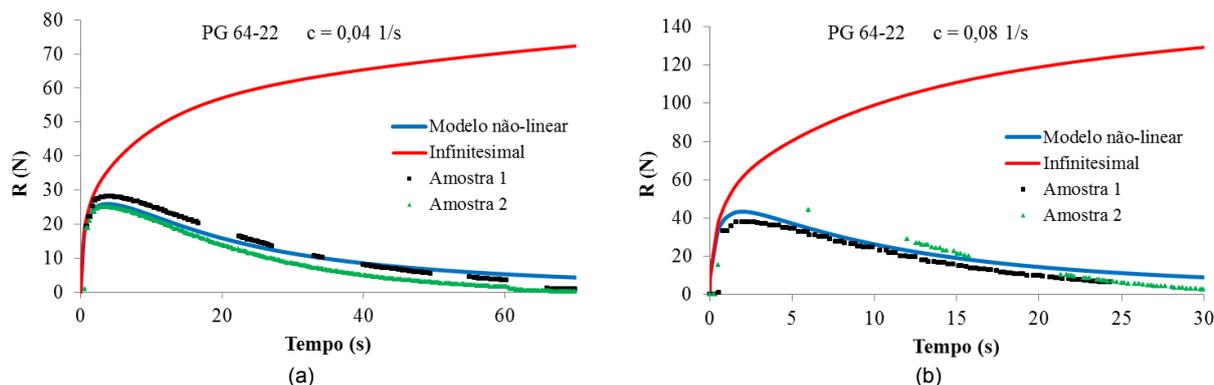


Figura 11. Comparação entre os modelos infinitesimal e não-linear e dados experimentais para o ligante asfáltico PG64-22 (a) 0,5 mm/s e (b) 1,0 mm/s

Este ligante asfáltico, por ter sido modificado por polímeros, possui características micro-estruturais distintas do ligante asfáltico não-modificado. Basicamente, o ligante asfáltico modificado tem maior viscosidade e muito maior adesividade. Devido às suas características, em especial de adesividade, é particularmente difícil fabricar amostras regulares usando o procedimento previamente descrito. Isto se refletiu diretamente na repetibilidade dos resultados experimentais, como mostra a Figura 12. A descontinuidade dos dados experimentais em determinado instante se deve ao fato de que o equipamento atingiu seu deslocamento máximo; a partir deste momento, o material relaxa sob deslocamento constante.

Apesar das dificuldades e imprecisões experimentais, o ligante asfáltico modificado por polímero pode apresentar mecanismos físicos distintos ocasionados pela sua nanoestrutura, os quais não podem ser modelados apropriadamente pela Equação (9). Neste caso, pode-se modificar a Equação (9) para considerar estes mecanismos, desde que estes sejam compreendidos e os demais princípios físicos e matemáticos sejam respeitados.

Apesar dos resultados apresentados serem encorajadores, é importante mencionar que estes estudos teóricos e experimentais devem ser aprofundados, de modo a melhor validar e melhorar o modelo não-linear proposto. Particularmente, experimentos multiaxiais devem ser realizados de forma a verificar a representação 3D do modelo dada pela Equação (9). A discretização e a formulação numérica pelo Método dos Elementos Finitos são também de grande importância para permitir a solução de problemas de geome-

tria complexas.

4. CONSIDERAÇÕES FINAIS

O presente trabalho apresenta um estudo teórico e experimental sobre a modelagem do comportamento viscoelástico de ligantes asfálticos submetidos a grandes deformações. Têm-se observado experimentalmente que ligantes asfálticos podem sofrer grandes deformações sem o aparecimento de trincas e ainda dissipar muito mais energia que a quantidade prevista pela teoria da viscoelasticidade linear (infinitesimal). O desenvolvimento de modelos viscoelásticos não-lineares (para grandes deformações) são de grande importância para a previsão precisa do comportamento mecânico destes materiais em aplicações práticas na engenharia, especialmente na modelagem da formação e propagação de trincas. É mostrado neste trabalho que a simples substituição dos tensores de tensão e deformação infinitesimal pelos seus respectivos tensores correspondentes a grandes deformações não é suficiente para prever corretamente o comportamento mecânico dos ligantes asfálticos estudados. A pré-existência de vazios no ligante asfáltico também não é capaz de capturar o comportamento observado experimentalmente. O presente trabalho mostra que o rearranjo da micro-estrutura interna do material aparenta ser o mecanismo fundamental, acreditando-se que a energia dissipada pelo deslizamento entre as cadeias poliméricas, e talvez a própria quebra destas cadeias, sejam os mecanismos principais de dissipação de energia. Um modelo constitutivo viscoelástico não-linear para regimes de grandes deformações é

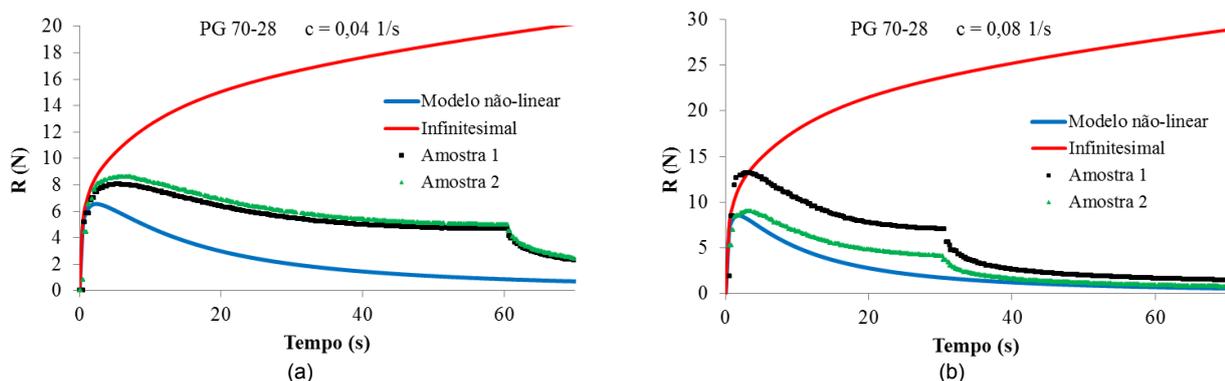


Figura 12. Comparação entre os modelos infinitesimal e não-linear e dados experimentais para o ligante asfáltico PG70-28 (a) 0,5 mm/s e (b) 1,0 mm/s

proposto neste trabalho, o qual produziu bons resultados para o ligante asfáltico não-modificado testado. Uma vantagem particular do modelo proposto é que a única propriedade constitutiva requerida é o módulo de relaxação infinitesimal, o qual tem sido usualmente determinado experimentalmente; nenhuma caracterização em regime de grandes deformações se faz necessária. Outros estudos teóricos e experimentais devem ser realizados para melhor testar e validar o modelo proposto, além do desenvolvimento de formulações para implementação em métodos numéricos, como o Método dos Elementos Finitos.

AGRADECIMENTOS

O autor agradece o apoio financeiro da Agência Nacional do Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis – ANP, da Financiadora de Estudos e Projetos – FINEP, e do Ministério da Ciência e Tecnologia – MCT por meio do Programa de Recursos Humanos da ANP para o Setor Petróleo e Gás – PRH31-ANP/MCT. O autor também agradece à M.Sc. Ingridy Pinto e à Universidade de Nebraska-Lincoln, pela realização dos ensaios experimentais.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Allen, D. H. e C. R. Searcy (2001) A micromechanical model for a viscoelastic cohesive zone. *International Journal of Fracture*, v. 107, n. 2, p. 159–176. DOI:10.1023/A:1007693116116.
- Christensen, R. M. (2003) *Theory of viscoelasticity* (2^a ed.). Dover.
- Coleman, B. D. (1964) Thermodynamics of materials with memory. *Archive for Rational Mechanics and Analysis*, v. 17, p. 1–46. DOI:10.1007/BF00283864.
- Coleman, B. D. e W. Noll (1961) Foundations of linear viscoelasticity. *Reviews of Modern Physics*, v. 33, p. 239–249. DOI:10.1103/RevModPhys.33.239.
- Costanzo, F. e D. H. Allen (1993) A continuum mechanics approach to some problems in subcritical crack propagation. *International Journal of Fracture*, v. 63, n. 1, p. 27–57. DOI:10.1007/BF00053315.
- Costanzo, F. e D. H. Allen (1995) A continuum thermodynamic analysis of cohesive zone models. *International Journal of Engineering Science*, v. 33, n. 15, p. 2197–2219. DOI:10.1016/0020-7225(95)00066-7.
- Ferry, J. D. (1980) *Viscoelastic Properties of Polymers* (3a ed.). Wiley, New York.
- Knauss, W. G. (1970) Delayed failure—the Griffith problem for linearly viscoelastic materials. *International Journal of Fracture*, v. 6, n.1, p. 7–20. DOI:10.1007/BF00183655.
- Knauss, W. G. (1972) On the steady propagation of a crack in viscoelastic sheet: experiments and analysis. In: Kausch, H.H., Hassel, J.A., Jaffee, R.I. (eds.) *Deformation and Fracture of High Polymers*, p. 501–540. Plenum, New York.
- Lutif, J. E. S., F. V. Souza, Y. R. Kim, J. B. Soares e D. H. Allen (2010) Multiscale modeling to predict mechanical behavior of asphalt mixtures. *Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board*, n. 2181, p. 28–35. DOI:10.3141/2181-04.
- Noll, W. (1958) A mathematical theory of the mechanical behavior of continuous media. *Archive for Rational Mechanics and Analysis*, v. 2, p. 197–226. DOI:10.1007/BF00277929.
- Schapery, R. A. (1961) *A simple collocation method for fitting viscoelastic models to experimental data*. GALCIT SM 61 -23A, California Institute of Technology, Pasadena, CA.
- Schapery, R. A. (1975a) A theory of crack initiation and growth in viscoelastic media—I. Theoretical development. *International Journal of Fracture*, v. 11, n. 1, p. 141–159. DOI:10.1007/BF00034721.
- Schapery, R. A. (1975b) A theory of crack initiation and growth in viscoelastic media—II. Approximate methods of analysis. *International Journal of Fracture*, v. 11, n. 3, p. 369–388. DOI:10.1007/BF00034721.
- Schapery, R. A. (1975c) A theory of crack initiation and growth in viscoelastic media—III. Analysis of continuous growth. *International Journal of Fracture*, v. 11, n. 4, p. 549–562. DOI:10.1007/BF00116363.
- Schapery, R. A. (1984) Correspondence principles and a generalized j-integral for large deformation and fracture analysis of viscoelastic media. *International Journal of Fracture*, v. 25, p. 195–223. DOI:10.1007/BF01140837.
- Souza, F. V., D. H. Allen e Y. R. Kim (2008) Multiscale model for predicting damage evolution in composites due to impact loading. *Composites Science and Technology*, v. 68, p. 2624–2634. Directions in Damage and Durability of Composite Materials, with regular papers. DOI:10.1016/j.compscitech.2008.04.043.
- Souza, F. V. e D. H. Allen (2010a) Modeling failure of heterogeneous viscoelastic solids under dynamic/impact loading due to multiple evolving cracks using a two-way coupled multiscale model. *Mechanics of Time-Dependent Materials*, v. 14, p. 125–151. DOI:10.1007/s11043-009-9099-4.
- Souza, F. V. e D. H. Allen (2010b) Multiscale modeling of impact on heterogeneous viscoelastic solids containing evolving microcracks. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, v. 82, p. 464–504. DOI:10.1002/nme.2773.
- Souza, F. V., J. B. Soares, D. H. Allen, e F. Evangelista Jr. (2004) Model for predicting damage evolution in heterogeneous viscoelastic asphaltic mixtures. *Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board*, n. 1891, p. 131–139. DOI:10.3141/1891-16.
- Souza, L.T., F. V. Souza, L. S. Castro e Y. R. Kim (2010) Experimental testing and finite element modeling to evaluate the effects of aggregate angularity on bituminous mixture performance. *Transportation Research Board 2010 Annual Meeting* – CDROM.
- Theisen, K. M. (2011) *Estudo de parâmetros constitutivos extraídos de dados experimentais no comportamento de misturas asfálticas*. Tese de Doutorado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.
- Truesdell, C. e W. Noll (1992) *The non-linear field theories of mechanics* (3^a ed.). Springer.
- Yoon, C. e D. H. Allen (1999) Damage dependent constitutive behavior and energy release rate for a cohesive zone in a thermoviscoelastic solid. *International Journal of Fracture*, v. 96, n. 1, p. 55–74. DOI:10.1023/A:1018601004565.
- Zocher, M. A., S. E. Groves, e D. H. Allen (1997) A three-dimensional finite element formulation for thermoviscoelastic orthotropic media. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, v. 40, p. 2267–2288. DOI:10.1002/(SICI)1097-0207(19970630)40:12<2267::AID-NME156>3.0.CO;2-P.