



FALHA POR FADIGA E COMPORTAMENTO ESTÁTICO DE COMPÓSITOS DE PRFV DE FABRICAÇÃO INDUSTRIAL

R. C. S. FREIRE JÚNIOR¹, E. M. F. DE AQUINO²

¹ Programa de Doutorado em Ciência e Engenharia de Materiais – UFRN

² Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica – UFRN

CEP: 59072-970 – Campus Universitário – Lagoa Nova – Natal – RN – Brasil

(Recibido 26 de marzo de 2004, revisado 26 de mayo de 2004, para publicación 19 de junio de 2004)

Resumo – Este trabalho tem como objetivos analisar a resistência à fadiga e a prevenção de falha por fadiga de compósitos laminados, de fabricação industrial, utilizados na confecção de reservatórios de carvão ativado. Os mesmos são constituídos de resinas de poliéster reforçadas com fibras de vidro/E. O estudo foi desenvolvido para duas configurações do laminado, incluindo variação do número de camadas. As mesmas se apresentam na forma de mantas e tecido têxtil cruzado. Como ensaios preliminares, foram realizados os ensaios de densidade e calcinação e os ensaios mecânicos de tração e compressão uniaxiais. Em seguida foram feitos os ensaios de fadiga à tração ($R = 0.1$), à compressão ($R = 10$) e fadiga axial alternada ($R = -1$), todos com variação da intensidade da tensão máxima. A partir dos resultados obtidos as curvas $S-N$ foram elaboradas bem como os Diagramas Modificados de Goodman de prevenção de falha. O estudo realizado revela a influência de vários parâmetros na resistência à fadiga dos laminados.

1. INTRODUÇÃO

Devido às suas propriedades únicas, atualmente, os materiais compósitos laminados possuem uma vasta aplicação industrial que vão desde equipamentos utilizados na indústria aeroespacial e militar até a fabricação de equipamentos recreativos [1]. Porém, para a utilização destes materiais, é necessário o conhecimento de suas propriedades mecânicas e principalmente do comportamento deste material sob a ação de carregamentos cíclicos, já que muitos elementos estruturais estão submetidos a este tipo de carregamento, e como se sabe, o esforço repetido em uma determinada estrutura ou peça leva a mesma a falhar por fadiga.

Na análise da prevenção de falha por fadiga em materiais compósitos laminados, são vários os parâmetros que devem ser considerados como fatores de influência. Dentre eles, pode-se ressaltar parâmetros como, a configuração do laminado (incluindo número de camadas e simetria do mesmo) [2-3], condições de carregamento [4-5], o percentual de fibra e de matriz [6-7], o sistema fibra/matriz [8-9], as condições de umidade e temperatura de trabalho [10-11], entre outros.

Porém, na prática, fatores como as condições de carregamento as quais uma estrutura estará submetida, a umidade e temperatura de trabalho, entre outros, não podem ser modificadas pelo projetista conforme sua vontade e por isso, o mesmo se vê diante da necessidade de escolher um compósito laminado adequado às condições de trabalho. Pensando desse modo, o mesmo deve trabalhar variando outros fatores que lhe são acessíveis como o sistema fibra/matriz, o percentual de fibra e de matriz no laminado e a sua configuração. E, além disso, deve conhecer bem a influência destes fatores na resistência à fadiga do laminado.

Assim, analisando a influência do sistema fibra/matriz do laminado vários autores [4, 8-9, 12] demonstraram que a fibra utilizada possui grande influência na resistência à fadiga do laminado, enquanto que, a modificação da matriz do laminado influencia de modo pouco significativo a resistência à fadiga do mesmo, porém quando se modifica a matriz do laminado com o intuito de melhorar a aderência entre a fibra e a matriz, pode-se obter uma melhor resistência à fadiga do laminado [13].

Já no caso do percentual de fibra e de matriz no laminado, autores como Mandell [4] e Antaquera [14]

demonstraram que o aumento do percentual de fibra no laminado diminui a resistência à fadiga devido ao aumento das tensões internas que facilitam a formação e propagação de dano no laminado.

Considerando agora a configuração do laminado, sabe-se que ela influencia a resistência à fadiga devido ao fato da configuração estar diretamente relacionada com o comportamento mecânico do laminado e conseqüentemente com as tensões internas a que o mesmo estará submetido [1-2].

Após a análise dos parâmetros acima citados, ainda é necessário a construção de um diagrama que previna a falha por fadiga para laminados com aplicação estrutural, sendo o Diagrama Modificado de Goodman o mais indicado.

Para a construção do Diagrama Modificado de Goodman, se faz necessário no mínimo a criação de um modelo empírico, semi-empírico ou teórico que caracterize, os dados obtidos experimentalmente para a curva $S-N$ com $R = -1$ [15]. A partir deste modelo e os resultados de limite de resistência obtidos no ensaio de tração e de compressão uniaxial se constrói o Diagrama Modificado de Goodman. Com estes resultados, traça-se um diagrama delimitando os valores da amplitude de tensão (σ_a) (definida como a subtração da tensão máxima e tensão mínima dividida por dois) e tensão média (σ_{med}) (definida como a adição da tensão máxima e tensão mínima dividida por dois) para mil, dez mil cem mil e um milhão de ciclos, obtendo-se desse modo regiões que registram o número de ciclos aproximado que o material irá suportar antes de romper, para qualquer tipo de carregamento cíclico.

Este trabalho tem como objetivos analisar a influência de vários parâmetros (razão de fadiga, configuração, simetria das camadas) na resistência à fadiga dos laminados, bem como, traçar diagramas de falha para sua utilização em projetos estruturais. Estes laminados são constituídos de resina de poliéster ortoftálica reforçada com fibras de vidro/E em forma de manta e tecido têxtil cruzado. O estudo foi desenvolvido para dois tipos diferentes de configurações do laminado, um possuindo simetria na distribuição de suas camadas e o outro não. Os ensaios de fadiga uniaxial foram realizados, para cargas axiais com valores de $R = -1$ (axial alternada), $R = 0.1$ e $R = 10$, e diferentes intensidades da tensão máxima aplicada (R é definido como a razão de fadiga, que é o valor da tensão mínima, dividido pela tensão máxima aplicada). Todos os ensaios foram realizados com amplitude de tensão constante para cada corpo de prova e o com o número de ciclos de falha dentro da faixa de fadiga de alto ciclo, ou seja acima de 10^3 ciclos. A prevenção da Falha por Fadiga foi determinada a partir dos resultados obtidos, utilizando-se o Diagrama Modificado de Goodman.

2. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Os laminados utilizados neste trabalho foram confeccionados pelo processo de laminação manual em forma de placas de 1 m^2 , nos quais utilizou-se como matéria prima a resina de poliéster insaturada ortoftálica e o reforço de mantas (5 cm , 450 g/m^2) e tecidos têxteis cruzados (450 g/m^2) de fibra de vidro-E. Desse modo, foram fabricadas duas placas, uma com 10 e a outra com 12 camadas, com espessura de 7 e 10 mm, respectivamente e com as seguintes configurações:

$$\begin{aligned} [M/T/M/T/M]_s & \text{ Configuração do laminado de 10 camadas (C10)} \\ [M/T/M/T/M/M/T/M/T/M/T/M] & \text{ Configuração do laminado de 12 camadas (C12)} \end{aligned}$$

Os símbolos M e T são referentes à manta e tecido têxtil cruzado de fibra de vidro/E, respectivamente. O símbolo s é referente à simetria do laminado, observando-se que o laminado **C10** é simétrico e o **C12** não apresenta simetria em sua configuração.

Os percentuais em volume de fibra dos dois laminados são de 32,8% para o laminado **C10** e 32,9% para o laminado **C12**. Desse modo, pode-se considerar que qualquer variação nas propriedades mecânicas e no mecanismo de formação do dano entre eles, será somente em conseqüência da variação da sua configuração, já que, além do percentual de fibra, se mantém constantes a orientação das fibras (tecido cruzado) com relação ao carregamento aplicado.

Para o corte das placas utilizou-se um disco de corte adiamantado (DIFER D252), de forma a evitar um possível "arranque" de fibras ou qualquer outro tipo de dano nos corpos de prova. As dimensões dos corpos de prova para o ensaio de tração uniaxial foram retiradas da norma ASTM D 3039 [16], e as dimensões dos corpos de prova de compressão uniaxial e fadiga uniaxial ($R = 10$, $R = -1$ e $R = 0.1$) foram

inspiradas no trabalho de Mandell [4]. De modo que, todos os corpos de prova foram feitos de forma retangular no sentido longitudinal do laminado com as seguintes dimensões: 200 x 25 mm para os ensaios de tração e fadiga, e 100 x 25 mm para os ensaios de compressão. Os comprimentos úteis (gage) são de 127 mm para os corpos de prova de tração e fadiga com $R = 0.1$, 40 mm para os corpos de prova de fadiga com $R = -1$ e $R = 10$ e de 35 mm para os corpos de prova de compressão.

Para os ensaios de tração uniaxial utilizou-se uma máquina de Tração Universal Mecânica PAVITEST, com uma velocidade de deslocamento de 1 mm/min. Os ensaios de compressão foram realizados em uma máquina MTS-810 servo-hidráulica, utilizando-se uma velocidade de deslocamento de 1 mm/min. Foram utilizados 5 corpos de prova na realização de cada ensaio estático.

Os ensaios de fadiga foram feitos em uma máquina MTS servo-hidráulica, utilizando-se uma frequência de 5 Hz com comportamento senoidal e razões de fadiga $R = 0.1$, $R = -1$ e $R = 10$. Para a obtenção da curva S-N fez-se primeiramente um ensaio com tensão máxima (σ_{max}) a 60% do valor de limite de resistência do laminado (para $R = 0.1$ e $R = -1$ utilizou-se o limite de resistência à tração e para $R = 10$ utilizou-se o limite de resistência à compressão) e a partir deste resultado escolheu-se os valores de tensão máxima (σ_{max}) dos outros ensaios. Os ensaios foram feitos de modo que os valores do número de ciclos de falha ficassem entre 10^3 e 10^6 ciclos, caracterizando dessa forma a fadiga de alto ciclo. Para cada valor de tensão máxima escolhido, utilizou-se 3 corpos de prova, totalizando 87 corpos de prova na conclusão dos ensaios. Todos os ensaios foram feitos a temperatura ambiente (25 °C) e com umidade relativa do ar a 50%.

Como modelo matemático das curvas S-N utilizou-se a equação empírica demonstrada abaixo. Esta equação foi utilizada por vários autores na literatura especializada [4,17-19].

$$\frac{\sigma_{max}}{\sigma_{ult}} = a - b \cdot \log(N) \quad (1)$$

na qual a e b são os coeficientes de fadiga do material, σ_{ult} é o limite de resistência do material (este valor é representado pelo limite de resistência à tração para os resultados obtidos para $R = -1$ e $R = 0.1$ e pelo limite de resistência à compressão para $R = 10$), σ_{max} é a tensão máxima aplicada ao material durante o ensaio de fadiga e N é o número de ciclos suportado pelo material até a sua ruptura final.

3. RESULTADOS

3.1. Resultados obtidos para os ensaios estáticos

Mostra-se na Tabela 1 os resultados das propriedades mecânicas obtidas nos ensaios de tração e de compressão uniaxiais para as duas configurações utilizadas. A partir destes resultados, percebe-se que os valores do limite de resistência à tração e do módulo de elasticidade dos dois laminados são bastante próximos e que a maior diferença percentual entre os dois é no módulo de elasticidade à compressão (11%).

Tab. 1. Propriedades mecânicas dos laminados C10 e C12.

	Laminado C10	Laminado C12
Tensão última à tração (MPa)	116.7	115.3
Tensão última à compressão (MPa)	171.3	181
Módulo de elasticidade à tração (GPa)	4.81	4.5
Módulo de elasticidade à compressão (GPa)	4.27	4.79
Deformação máxima à tração (%)	2.45	2.54
Deformação máxima à compressão (%)	4.07	3.92

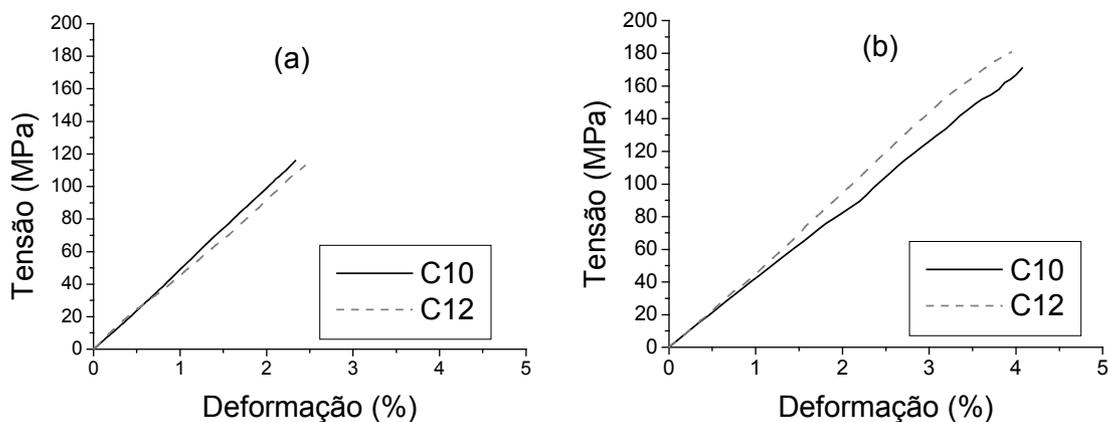


Fig. 1. Gráfico tensão versus deformação dos dois laminados: (a) no ensaio de tração uniaxial, (b) no ensaio de compressão uniaxial.

A partir do que foi dito anteriormente pode-se concluir que a variação da configuração do laminado (pequeno aumento do número de camadas e modificação da simetria do laminado) não influenciou de modo significativo nas propriedades mecânicas destes. Estes resultados condizem com os obtidos por Davies [20] que analisou as propriedades mecânicas de vários laminados modificando apenas o seu número de camadas. Também através dos resultados mostrados nesta tabela percebe-se que os dois laminados possuem um limite de resistência à compressão superior o limite de resistência à tração (variação percentual de 31.9%).

A partir da Figura 1, tem-se as curvas tensão versus deformação obtidas para os dois laminados compósitos tanto na tração (Figura 1(a)) quanto na compressão (Figura 1(b)), por estas curvas pode-se perceber que os dois laminados possuem um comportamento linear tanto na tração quanto na compressão. As curvas são o resultado da média dos cinco corpos de prova ensaiados para cada configuração e cada carregamento, na qual a dispersão encontrada nos resultados destes corpos de prova ficou em torno de 2%.

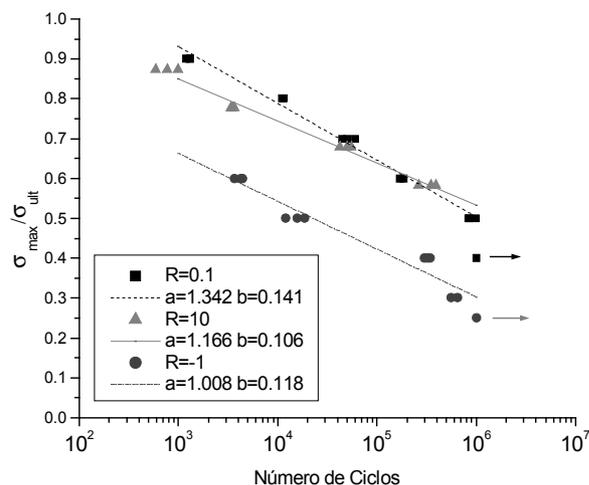


Fig. 2. Gráfico semilogarítmico da tensão máxima normalizada versus o número de ciclos de ruptura do laminado **C10**, utilizando-se $R = 10$, $R = 0.1$ e $R = -1$ (a seta indica os corpos de prova que não sofreram ruptura, mas que foram ensaiados até este número de ciclos).

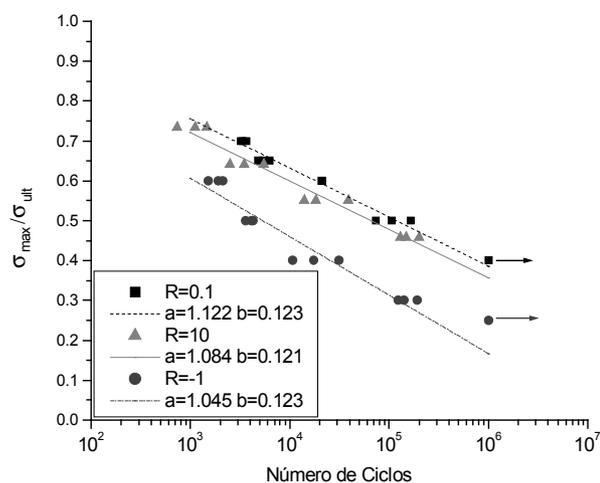


Fig. 3. Gráfico semilogarítmico da tensão máxima normalizada versus o número de ciclos de ruptura do laminado **C12**, utilizando-se $R = 10$, $R = 0.1$ e $R = -1$ (a seta indica os corpos de prova que não sofreram ruptura)

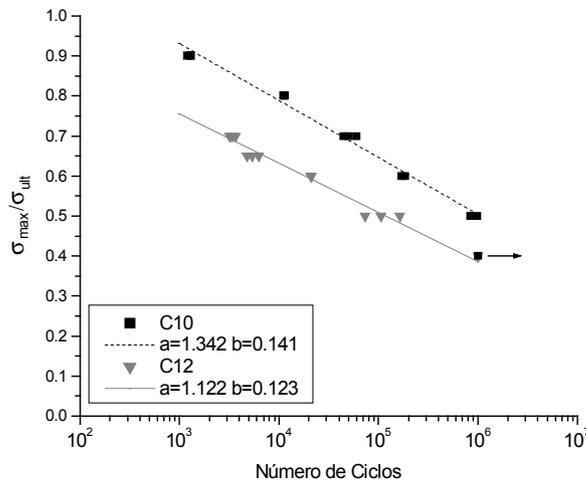


Fig. 4. Gráfico semilogarítmico da tensão máxima normalizada versus o número de ciclos de ruptura, nos laminados C10 e C12 para $R = 0.1$ (a seta indica os corpos de prova que não sofreram ruptura).

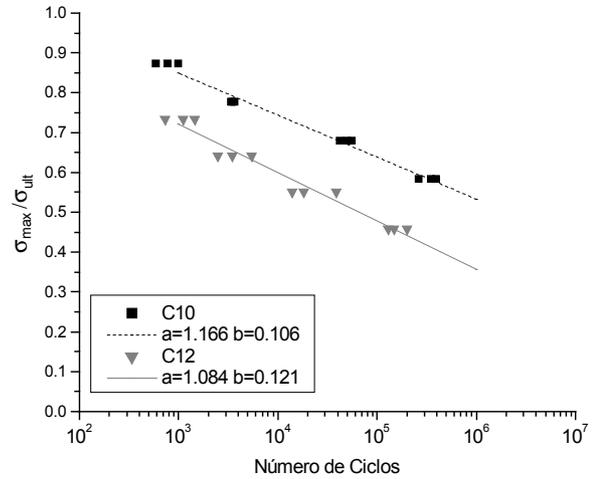


Fig. 5. Gráfico semilogarítmico da tensão máxima normalizada versus o número de ciclos de ruptura, nos laminados C10 e C12 para $R = 10$.

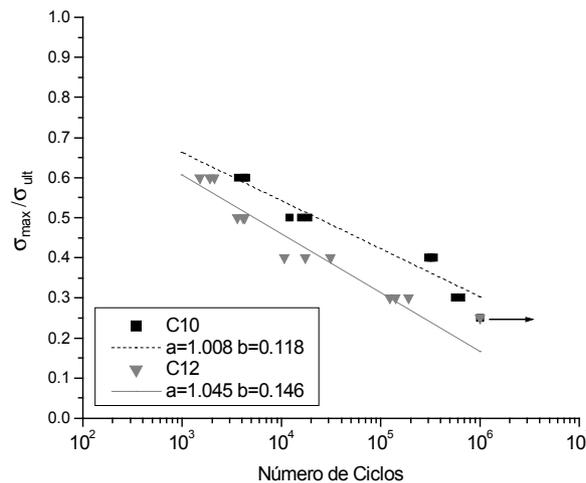


Fig. 6. Gráfico semilogarítmico da tensão máxima normalizada versus o número de ciclos de ruptura, nos laminados C10 e C12 para $R = -1$ (a seta indica os corpos de prova que não sofreram ruptura).

3.2. Resultados obtidos para os ensaios de fadiga

As curvas S-N dos laminados C10 e C12 para as razões de fadiga $R = 0.1$, $R = 10$ e $R = -1$ junto com as curvas referentes ao modelo matemático da equação 1 para cada uma dessas razões de fadiga, são demonstradas nas Figuras 2 e 3, respectivamente. Segundo estes resultados a razão de fadiga $R = -1$ possui menor resistência à fadiga. Este resultado condiz com os resultados encontrados na literatura especializada, pois é nesta condição que se tem as maiores amplitudes de tensão e maior formação de dano no laminado [2, 4, 13].

Outro fator bastante interessante de ser notado na Figura 3 é em relação aos resultados obtidos para $R = -1$, neste caso, a equação 1 modelou bem os resultados obtidos para os corpos de prova que romperam até 10^5 ciclos, porém, os corpos de prova ensaiados até 10^6 ciclos que não sofreram ruptura suportaram um valor de tensão máxima muito maior do que o previsto pelo modelo utilizado.

As Figuras 4 a 6 comparam os resultados obtidos para a fadiga trativa ($R = 0.1$), fadiga compressiva (R

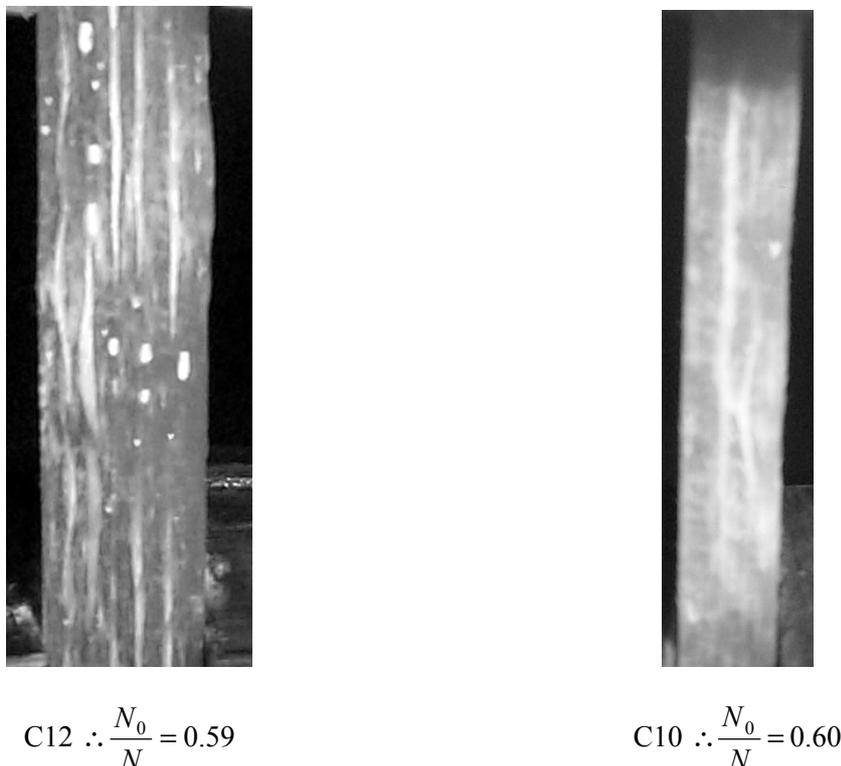


Fig. 7. Análise do dano ocorrido nos laminados **C10** e **C12** testados com $R = -1$ e $\sigma_{\max} = 46$ MPa ($N = 345200$ ciclos para **C10** e $N = 17500$ ciclos para **C12**).

= 10) e fadiga alternada ($R = -1$) do dois laminados, respectivamente, demonstrando também as curvas formadas para cada laminado pela equação 1. A partir destes gráficos percebe-se que em todos os casos o laminado **C10** possuiu melhor resistência à fadiga do que o laminado **C12**, demonstrando assim a influência da configuração na resistência à fadiga do laminado. Ou seja, a simetria do laminado **C10** faz com que o mesmo possua uma melhor distribuição das tensões internas, e, conseqüentemente, uma melhor resistência à fadiga.

A partir destes resultados constata-se que o aumento do número de camadas no laminado **C12** não implica necessariamente em uma maior resistência à fadiga. Este fato torna mais forte o argumento da importância da simetria da configuração do laminado na sua resposta mecânica, principalmente frente a cargas dinâmicas.

Para demonstrar a importância da simetria do laminado **C10**, pode-se analisar a Figura 7, que demonstra os danos ocorridos durante o ensaio de fadiga para os dois laminados, conforme pode-se perceber por esta figura, para o laminado **C10** as delaminações se concentram todas nas camadas internas do mesmo enquanto que para o laminado **C12** as delaminações encontram-se distribuídas de modo aleatório. Na Figura 7 N_0 representa o número de ciclos na qual se retirou a fotografia. Vale salientar que este tipo de ocorrência foi percebido para todos os corpos de prova ensaiados.

Analisando-se os dados nos gráficos das Figuras 2 a 6, observa-se que o modelo matemático proposto (equação 1) representa bem os resultados obtidos experimentalmente, demonstrando que, na região de fadiga de alto ciclo, os laminados aqui analisados possuem um comportamento linearmente logarítmico. Porém, se forem considerados os valores de tensão última (σ_{ult}) dos ensaios de tração e de compressão uniaxiais como sendo um valor de tensão máxima (σ_{\max}), na qual a ruptura ocorre no primeiro ciclo, algumas destas curvas não irão convergir para este ponto (um exemplo disso é a curva de $R = 0.1$ para o laminado **C10**), demonstrando que a equação 1 não é válida para toda a curva $S-N$. Além disso, para o caso em específico do laminado **C12** com $R = -1$ o modelo matemático não representa bem os resultados experimentais obtidos acima de 10^5 ciclos.

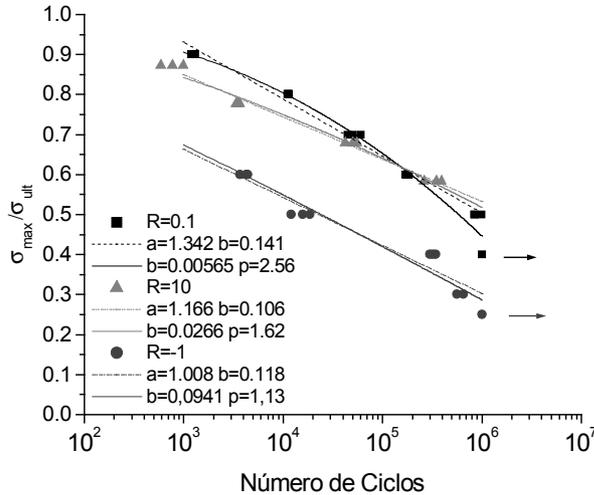


Fig. 8. Gráfico semilogarítmico da tensão máxima normalizada versus o número de ciclos de ruptura do laminado **C10** (as linhas tracejadas demonstram as curvas da equação 1 e as linhas cheias demonstram as curvas da equação 2).

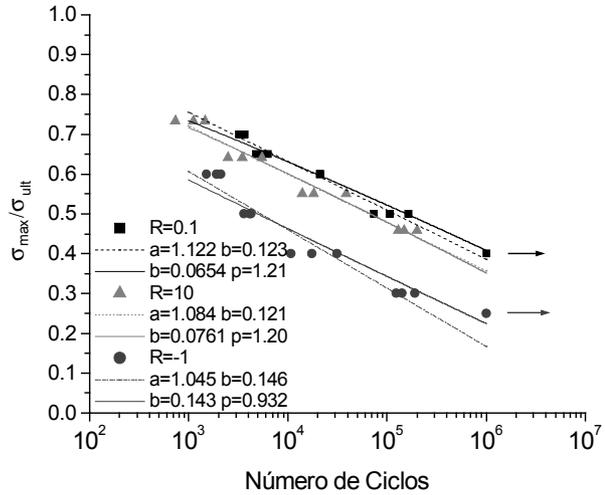


Fig. 9. Gráfico semilogarítmico da tensão máxima normalizada versus o número de ciclos de ruptura do laminado **C12** (as linhas tracejadas demonstram os resultados obtidos com a equação 1 e as linhas cheias os resultados obtidos com a equação 2).

Pensando desse modo, utilizou-se o modelo matemático mostrado na equação 2 [19]. Este modelo possui a vantagem de ser não linear devido à existência de um coeficiente de fadiga exponencial (p) e com isso se adequar melhor aos resultados obtidos. A partir das Figuras 8 e 9 pode-se comparar os resultados obtidos pelas duas equações e os resultados obtidos experimentalmente. Os valores obtidos para o coeficiente de fadiga a da equação 2 em todos os casos é bem próximo de 1 e, por isso, não são colocados nestas figuras.

$$\frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{ult}} = a - b \cdot [\log(N)]^p \quad (2)$$

Por estes resultados, pode-se perceber que o coeficiente de fadiga p , na maioria dos casos, foi próximo de 1, principalmente no laminado **C12**, demonstrando que a aproximação utilizada pela equação 1 é bastante razoável para estes casos.

3.3. Diagrama modificado de Goodman (DMG)

No estudo da prevenção da falha por fadiga dos materiais, se faz necessário à elaboração do Diagrama Modificado de Goodman (DMG). Para a concepção deste diagrama leva-se em consideração o modelo matemático para a curva **S-N**, referente aos ensaios experimentais realizados somente para $R = -1$ e os valores do limite de resistência à tração e a compressão do laminado [15].

Porém este tipos de DMG mais simplificados, nem sempre representam bem os resultados obtidos experimentalmente, pois faz uma aproximação “grosseira” ao utilizar uma linha reta para delimitar a região segura de falha para outros valores de razão de fadiga (R). Em alguns materiais este tipo de consideração pode levar a resultados razoáveis, porém, normalmente, esta aproximação é bastante imprecisa [15, 4, 21].

Pensando desse modo, um DMG deve ser traçado com a maior quantidade possível de resultados para várias razões de fadiga (R). Assim, além dos resultados obtidos para $R = -1$, utiliza-se, também, os resultados obtidos para $R = 0.1$ e para $R = 10$, traçando-se, dessa forma, os diagramas da Figura 10.

Por este diagrama (Figuras 10) observa-se que, principalmente, para a fadiga compressiva ($R = 10$), o Diagrama Modificado de Goodman, que utiliza somente os resultados para $R = -1$, subestimaria bastante os valores conjuntos de tensão média (σ_{med}) e amplitude de tensão (σ_a) que podem ser aplicados aos laminados antes destes romperem.

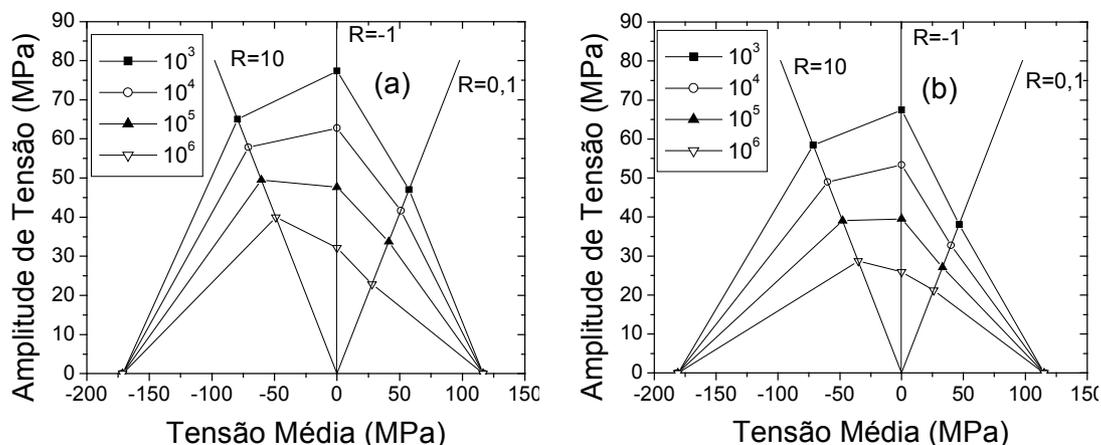


Fig. 10. Diagrama Modificado de Goodman para a prevenção de falha por fadiga: (a) do laminado C10, (b) do laminado C12.

4. CONCLUSÕES

- A variação da configuração (número de camadas e falta de simetria) do laminado, de C10 para C12, não influencia, de modo significativo, as propriedades mecânicas obtidas no ensaio de tração e de compressão uniaxiais. A maior diferença encontrada foi para o módulo de elasticidade à compressão (11% de variação percentual).
- Comparando-se os valores do tensão última à tração e à compressão, percebe-se que os dois laminados possuíam melhor resistência à compressão do que à tração.
- Os resultados obtidos para os ensaios de fadiga nas configurações C10 e C12 demonstraram que a situação de razão de fadiga $R = -1$ é a mais crítica com relação à vida útil destes laminados.
- O laminado C10 possuiu melhor resistência à fadiga do que o laminado C12 para todas as razões de fadiga estudadas ($R = -1$, $R = 10$ e $R = 0,1$). A melhor resistência à fadiga deste laminado, se deve ao fato de o mesmo ser simétrico e, em consequência disso possuir melhor distribuição de tensões internas. Ressalta-se aqui, também, que o laminado C10 possui duas camadas a menos que o laminado C12.
- Para o estudo da prevenção de falha por fadiga, e, conseqüentemente, para a concepção do Diagrama Modificado de Goodman, pode-se concluir que se faz necessário a realização de ensaios com vários valores de razão de fadiga (R), pois, somente desse modo, pode-se obter resultados mais precisos, principalmente, na fadiga compressiva.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem a CAPES pelo financiamento da bolsa, ao Departamento de Engenharia Mecânica da UFPB Campus II, pela utilização do MTS e ao CEFET – RN pela utilização do PAVITEST.

REFERÊNCIAS

- [1] Herakovich CT. Mechanics of Fibrous Composites, 1997.
- [2] Jen M-H R., Lee C-H. Strength and Life in Thermoplastic Composite Laminates under Static and Fatigue Loads. Part II: Formulation. International Journal of Fatigue, 1998:20:617-629.
- [3] Komorowki JP, Lefebve D, Roy C, Randon C. Stacking Sequence Effects and Delamination Growth in

- Graphite/Epoxy Laminates Under Compression-Dominated Fatigue Loading. *Composite Materials: Fatigue and Fracture*, 1995:5:249-267.
- [4] Mandell JF, Samborsky DD. DOE/MSU Composite Material Fatigue Database: test Methods, Materials and Analysis. SAND97-3002, Sandia National Laboratories, 1997.
- [5] Gamstedt EK, Sjögren BA. Micromechanisms in Tension-Compression Fatigue of Composite Laminates Containing Transverse Plies. *Composites Science and Technology*, 1999:59:167-178.
- [6] Mandell JF, Sutherland HJ. Effects of Materials Parameters and Design Details on the Fatigue of Composite Materials for Wind Turbine Blades. EWEC, 1999.
- [7] Sutherland HJ. On the Fatigue Analysis of Wind Turbines. SAND99-0089, Sandia National Laboratories, 1999.
- [8] Matthews FL, Rawlings RD. *Composite Materials: Engineering and Science*, Chapman & Hall, 1994.
- [9] Dyer KP, Isaac DH. Fatigue Behaviour of Continuous Glass Fibre Reinforced Composites. *Composites – Part B: Engineering*. 1998:29(B):725-733.
- [10] McBagonluri F, Garcia K, Hayes M, Verghese KNE., Lesko JJ. Characterization of Fatigue and Combined Environment on Durability Performance of Glass/vinyl ester Composite for Infrastructure Applications. *International Journal of Fatigue*. 2000:22:53-64.
- [11] Sala G. Composite Degradation due to Fluid Absorption. *Composites – Part B: Engineering*. 2000:31:357-373.
- [12] Demers CE. Fatigue Strength Degradation of E-Glass FRP Composites and Carbon FRP Composites. *Construction and Building Materials*. 1998:12:311-318.
- [13] Gamstedt EK, Berglund LA, Peijs T. Fatigue Mechanisms in Unidirectional Glass-fibre-reinforced Polypropylene. *Composites Science and Technology*. 1999:59:759-768.
- [14] Antaquera P, Jimenez L, Miravete A. *Los Materiales Compuestos de Fibra de Vidrio*. Ed. Secretariado de Publicaciones, 1991.
- [15] Bond IP. Fatigue Life Prediction for GRP Subjected to Variable Amplitude Loading. *Composites: Part A*. 1999:30:961-970.
- [16] ASTM D 3039. Standard Test Method for Tensile Properties of Oriented Fiber Composites, 1990.
- [17] Subramanian S, Reifsnider KL, Stinchcomb WW. A Cumulative Damage Model to Predict the Fatigue Life of Composite Laminates Including the Effect of a Fibre-Matrix Interphase. *International Journal of Fatigue*. 1995:17(5):343-251.
- [18] Lavoit JA, Reifsnider KL, Renshaw AJ, Mitten WA. Prediction of Stress-Rupture Life of Glass/Epoxy Laminates. *International Journal of Fatigue*. 2000:22:467-480.
- [19] Harik VM, Klinger JR, Bogetti TA. Low-Cycle Fatigue of Unidirectional Composites: Bi-Linear S-N Curves. *International Journal of Fatigue*. 2002:24:455-462.
- [20] Davies P, Petton D. An Experimental Study of Scale Effects in Marine Composites. *Composites – Part A: Applied Science and Manufacturing*. 1999:30:267-275.
- [21] Beheshty MH, Harris B, Adam T. An Empirical Fatigue-Life Model for High-Performance Fibre Composites with and without Impact Damage. *Composites – Part A: Applied Science and Manufacturing*. 1999:30:971-987.

FATIGUE BEHAVIOR OF INDUSTRIALLY MANUFACTURED LAMINATE COMPOSITES

Abstract – The objective of the present work was to analyze the fatigue resistance and to propose actions to prevent fatigue failure of industrially manufactured composite laminates used in the production of coal reservoirs. These materials are made of polyester resin reinforced with E-glass fibers. Two stacking sequences consisted of mats and (bi-direction) woven fabric textile were studied. Tensile and compressive mechanical tests were also performed. Next, the fatigue behavior of the composites was investigated. Tensile ($R = 0.1$), compressive ($R = 10$), and alternate axial fatigue ($R = -1$) tests were carried out varying the maximum tensile stress. The results were used to plot $S-N$ curves as well as to propose Modified Goodman Diagrams for failure prevention. The study revealed the effect of different processing parameters on the fatigue behavior of laminates.

