

MECÂNICA DA FRATURA DE LAMINADOS GLARE¹

Enrique Mariano Castrodeza²
Juan Elias Perez Ipiña³
Fernando Luiz Bastian⁴

Resumo

Os laminados fibra-metal GLARE[®] foram desenvolvidos na Universidade Técnica de Delft (TU Delft) na década de 80 para uso em estruturas aeronáuticas, especificamente para aplicação em fuselagens. Eles são a segunda geração de laminados fibra-metal, cuja primeira geração foram os laminados ARALL[®]. Atualmente o GLARE é utilizado em parte da fuselagem superior do novo Airbus A380. A utilização destes laminados em estruturas aeronáuticas requer um conhecimento profundo das suas propriedades mecânicas, entre as quais a tenacidade à fratura tem importância fundamental. O estudo de laminados ARALL e GLARE vem sendo realizado nos Laboratórios de Materiais Compósitos e de Mecânica da Fratura da COPPE/UFRJ desde 1994. Desde 1997 a pesquisa concentrou-se no desenvolvimento de técnicas experimentais para a avaliação da tenacidade à fratura do material a partir de corpos de prova normalizados e de pequeno tamanho (se comparado com os corpos de prova tradicionalmente utilizados na indústria aeronáutica). Este trabalho apresenta alguns dos resultados mais relevantes da pesquisa, começando pela definição de uma metodologia experimental adequada a estes materiais, até a obtenção de curvas de resistência pelo método de descargas parciais. As conclusões da pesquisa são aplicáveis a toda a família de laminados fibra-metal comerciais, incluindo os laminados GLARE uni e bidirecionais.

Palavras-chave: Arall; Glare; Laminados fibra-metal; Tenacidade à fratura; Métodos experimentais.

FRACTURE MECHANICS OF GLARE LAMINATES

Abstract

The development of GLARE fiber-metal laminates started in the middle of the 80's at the Technical University of Delft. They were developed for the aeronautical industry. Glass-reinforced GLARE laminates are the second generation of fiber-metal laminates, the first generation was reinforced by aramid fibers and named ARALL. Nowadays GLARE laminates are being used in parts of the upper fuselage of the Airbus A380, as well as in other minor structural components. The application of fiber-metal laminates to such kind of structures demands a deep knowledge on their mechanical properties, fracture toughness being a fundamental one. The study of fiber-metal laminates at the Laboratory of Composite Materials and Fracture Mechanics of COPPE/UFRJ began at 1994. Since 1997 the research has focused on the development of experimental methodologies for fracture toughness evaluation from small standardized C(T) and SE(B) specimens, in opposition to the large M(T) panels traditionally used in the aeronautical industry. This work presents some important results of this research achieved during the last years, from the experimental methodology itself to the *R*-curves evaluation by unloading compliance. The conclusions of the research are applicable to the whole commercial fiber-metal laminates family, including uni or bidirectional GLARE laminates.

Keywords: Arall; Glare; Fiber-metal laminates; Fracture toughness; Experimental methodologies.

¹ Contribuição técnica apresentada na 61º Congresso Anual da ABM, de 24 a 27 de julho de 2006, Rio de Janeiro – RJ

² D.Sc., Pesquisador, Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, COPPE / UFRJ

³ Eng. Mecânico, Professor, Facultad de Ingenieria, Universidad Nacional del Comahue / CONICET.

⁴ Ph.D., Professor, Programa de Eng. Metalúrgica e de Materiais, COPPE / UFRJ

1 INTRODUÇÃO

Os laminados fibra-metal são compósitos estruturais desenvolvidos para aplicação aeronáutica.¹ Os laminados ARALL, reforçados por fibras unidirecionais de aramida, foram desenvolvidos no início da década de 80. Os laminados GLARE foram desenvolvidos a partir de 1987 como a segunda geração de laminados fibra-metal e podem ser reforçados uni ou bidirecionalmente.¹ Os laminados fibra-metal são constituídos por chapas de ligas de alumínio coladas entre si por camadas de resina epóxi contendo fibras longas de vidro ou aramida. O esquema de empilhamento de um laminado GLARE unidirecional pode ser visto na Figura 1. A espessura das chapas de alumínio nos laminados comerciais varia entre 0,3 e 0,5 mm. A seqüência de empilhamento (m/n) indica que m camadas de alumínio foram coladas por n camadas de pré-impregnado (sempre $m = n + 1$).

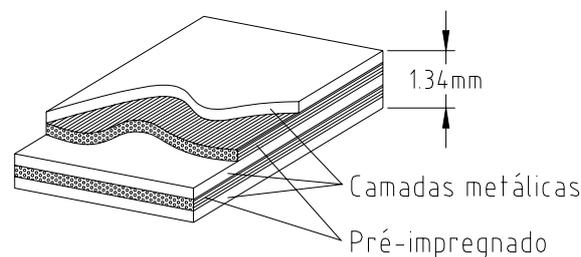


Figura 1. Esquema de um laminado GLARE 3/2 unidirecional.

A característica principal dos laminados fibra-metal é sua resistência à fadiga, baseada no mecanismo de *crack-bridging*.² Neles, as trincas de fadiga propagam-se preferencialmente pelas camadas de alumínio, enquanto ocorre delaminação controlada entre o metal e a resina epóxi permitindo que as fibras fiquem intactas.² Os laminados fibra-metal possuem outras vantagens frente às ligas monolíticas, como menor densidade, maior resistência à ruptura, maior limite de escoamento específico, maior resistência à corrosão e a impactos, etc.¹ Em função destas e outras vantagens a Airbus utiliza laminados GLARE como parte da fuselagem superior do novo A380.¹

2 DESENVOLVIMENTO DA METODOLOGIA EXPERIMENTAL

Tradicionalmente, estudos relacionados com fratura e fadiga na indústria aeronáutica são realizados utilizando corpos de prova M(T) de grandes dimensões.² A utilização de pequenos corpos de prova, em geometrias normalizadas C(T) ou SE(B),³ tem como intuito reduzir os custos de pesquisa, além de outras vantagens. Com um preço aproximado de USD 2.000 por m², a diminuição do tamanho dos corpos de prova para testes de fratura é uma contribuição substancial para a economia no estudo ou desenvolvimento destes materiais. Um corpo de prova na geometria C(T) com $W = 50$ mm requer aproximadamente 200 vezes menos material que um M(T) de $W = 800$ mm, além da necessidade de menores facilidades laboratoriais e a possibilidade da realização de testes em câmaras ambientais e outros dispositivos de capacidade reduzida. A idéia de utilizar corpos de prova C(T) pequenos foi cogitada pelos próprios desenvolvedores do material, mas a geometria foi descartada por apresentar uma serie de problemas, tais como flambagem, indentações e desvio de trinca.² Estas limitações existem, mas foram contornadas

durante o desenvolvimento da metodologia experimental, que tem como pontos principais:⁴

- Corpos de prova pequenos nas geometrias normalizadas³ compacta de tração (C(T)) e de flexão em três pontos (SE(B));
- Dispositivos anti-flambagem especialmente desenvolvidos para ambas as geometrias, para evitar a flambagem dos corpos de prova durante os testes.
- Equações para o cálculo da parte elástica da Integral J modificadas para levar em conta a anisotropia dos FMLs, caso aplicável;
- Avaliação das instabilidades nos registros de carga versus deslocamento. Se a queda de carga durante uma instabilidade for maior a 2% o ponto é considerado crítico. Se não ocorre instabilidade (ou ela não é significativa) a tenacidade pode ser medida na carga máxima. Neste último caso é possível avaliar a curva de resistência do material, embora não esteja claramente definido ainda o valor de tenacidade a ser considerado;
- Procedimentos para evitar ou avaliar as indentações, que evitam erros na medição da tenacidade à fratura e
- Utilização de entalhes agudos com fibras cortadas, evitando pré-trincas por fadiga. Desta forma o mecanismo de *crack bridging* é evitado.

3 ESTUDO DOS MICROMECHANISMOS DE FRATURA *IN-SITU*

De posse da metodologia para testes de fratura, foi realizado um estudo dos micromecanismos de fratura *in-situ* no microscópio eletrônico de varredura (MEV), mediante uma micromáquina de testes desenvolvida pelo Grupo de Materiales do Centro Atômico Bariloche. Os testes foram realizados em corpos de prova SE(B) de $W = 7$ mm (com placas anti-flambagem).⁵ Na Figura 2a é apresentada a micromáquina de teste utilizada com o corpo de prova posicionado para o teste. Na Figura 2b uma imagem da ponta da trinca de um CP pré-trincado durante o teste.

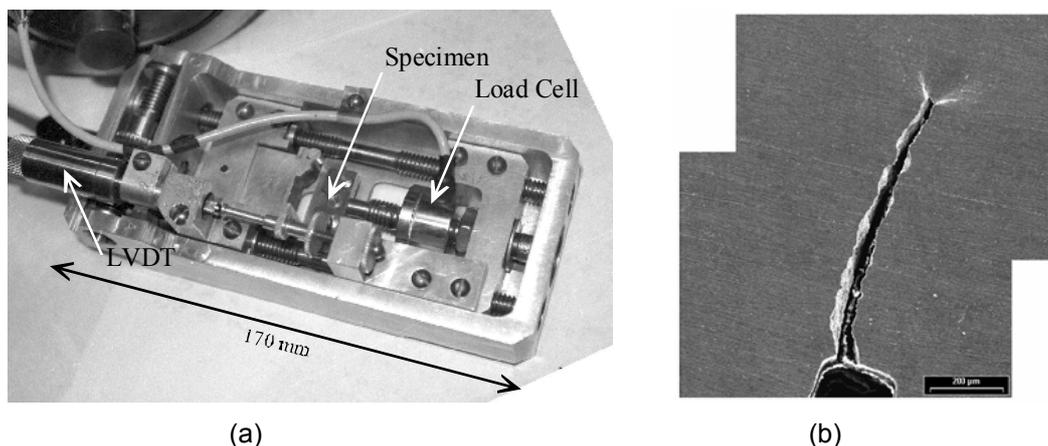


Figura 2. a) Micromáquina para testes *in-situ*; b) Vista da trinca durante o teste 5.

Além da observação do mecanismo de *crack-bridging*, foi possível associar as instabilidades nos registros com a ruptura das fibras. Em CPs entalhados (não pré-trincados) ocorreram instabilidades associadas a fibras danificadas antes mesmo do início do crescimento estável nas camadas externas de alumínio. Ficou assim demonstrado que o material pode estar deteriorado na camada de pré-impregnado, não sendo visível externamente.⁵ Esta característica é muito importante em

componentes com pequenos tamanhos críticos de defeito, assim como no comportamento do estágio inicial das curvas de resistência.

4 CTOD TRADICIONAL (δ) VERSUS CTOD DE SCHWALBE (δ_5)

Devido a que os registros obtidos a partir de testes de fratura em corpos de prova pequenos apresentam certa não linearidade, devem ser utilizadas metodologias elasto-plásticas.⁴ Uma das metodologias mais difundidas é o CTOD, cuja avaliação a partir de corpos de prova C(T) e SE(B) está baseada no modelo da dobradiça plástica.³ Outra metodologia elasto-plástica, similar ao CTOD tradicional, é o CTOD de Schwalbe, conhecido como δ_5 .⁶ Devido à falta de informação disponível, foi necessário estudar aplicabilidade e equivalência destes métodos em laminados fibra-metal. Os resultados apresentados na Figura 3 mostram que o CTOD tradicional³ não é equivalente ao δ_5 ao longo do teste.

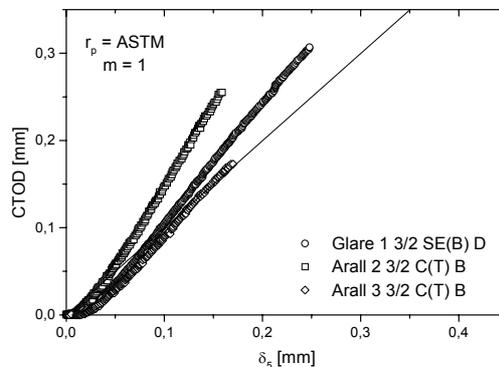


Figura 3. CTOD tradicional vs. δ_5 .⁷

O estudo do posicionamento do centro aparente de rotação, utilizando CPs instrumentados com duplo *clip*, indicou que a causa desta incompatibilidade é a não aplicabilidade do modelo da dobradiça plástica nestes materiais.⁷ Assim, a melhor alternativa para a avaliação do CTOD em laminados GLARE é o δ_5 .

5 RELAÇÃO ENTRE A INTEGRAL J E O CTOD DE SCHWALBE (δ_5)

Para avaliar o significado da utilização do δ_5 em laminados GLARE, foi realizado um estudo da relação entre os parâmetros Integral J e o δ_5 nestes materiais. A relação proposta entre J e δ_5 para materiais metálicos no caso de escoamento contido no ligamento é:⁸

$$\delta_5 = \beta_1 \sqrt{\frac{J}{E} + \frac{J}{m\sigma_Y} \left[\frac{P}{P_Y} \right]}, \quad (1)$$

onde $\beta_1 = 2.41 \text{ mm}^{1/2}$ e $m = 1$ para estado plano de tensões e $\beta_1 = 2.09 \text{ mm}^{1/2}$ e $m = 2$ para estado plano de deformações. P_Y é um valor crítico da carga aplicada. Na equação 1 o subscrito Y indica “escoamento” de uma forma geral. Como pode ser visto, a relação entre J e δ_5 depende fortemente da tensão de “escoamento” e do estado de tensões, levado em consideração por m . Dependendo da orientação do

entalhe, a tenacidade a fratura medida como J_C ou δ_{5C} apresentou valores contraditórios.⁹ Considerando valores de J_C , CPs de ARALL testados com entalhe perpendicular às fibras apresentaram maior tenacidade que CPs com entalhe paralelo às fibras. Considerando δ_{5C} aconteceu exatamente o contrário (vide Figura 4a).¹⁰ As perguntas são: qual orientação tem maior tenacidade? Há algum parâmetro errado? Esta aparente contradição é explicada na relação entre ambos os parâmetros, dependente da tensão de escoamento. Quando o δ_{5C} é multiplicado pelo fator $m\sigma_Y$ ($m = 1$) a relação unívoca entre os parâmetros é restabelecida e todos os pontos experimentais ficam alinhados perto da identidade (Figura 4b).¹⁰

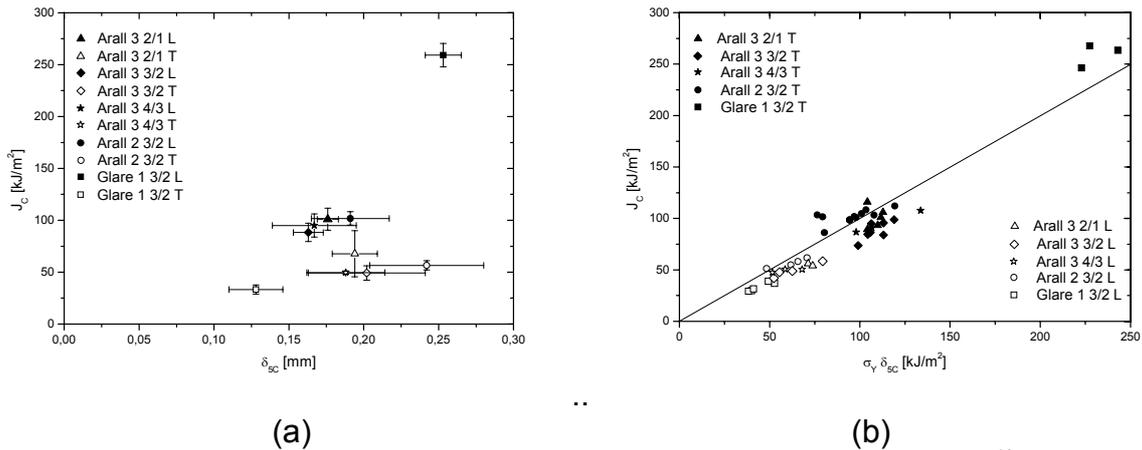


Figura 4. a) Gráfico J_C versus δ_{5C} ; b) Gráfico J_C versus $m\sigma_Y\delta_{5C}$ ($m = 1$).¹⁰

6 RESISTÊNCIA RESIDUAL DE CORPOS DE PROVA M(T)

Uma forma de validar a metodologia desenvolvida para avaliar a tenacidade de laminados ARALL e GLARE a partir de pequenos corpos de prova foi a previsão da resistência residual de painéis M(T), medida também experimentalmente.¹¹ Estas previsões foram baseadas nos valores de K_C calculados a partir do valor experimental de J_C como:³

$$K_{JC} = \sqrt{J_C E'} \quad (2)$$

onde E' é o módulo de Young real ou aparente na direção considerada.⁴ A resistência residual teórica dos CPs M(T) foi calculada utilizando a expressão para K_I da norma ASTM E 561,¹² com e sem correções por plasticidade. O crescimento estável de trinca antes da fratura dos corpos de prova M(T) não foi considerado. Assim, a resistência residual foi calculada como:

$$\sigma_{res} = \frac{K_{JC}}{\sqrt{\pi a_{eff} \sec \frac{\pi a_{eff}}{W}}}, \quad (3)$$

onde a_{eff} é o comprimento de trinca efetivo correspondente ao tamanho inicial da trinca mais o tamanho da zona deformada plasticamente, calculada como.¹³

$$a_{eff} = a_0 + \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_{JC}}{\sigma_Y} \right)^2. \quad (4)$$

Para as previsões sem considerar a plasticidade, a_{eff} na equação 3 foi simplesmente substituído pelo tamanho inicial da trinca, a_0 . σ_Y na equação 4 é o limite de escoamento efetivo (ou tensão de fluxo), definido como:³

$$\sigma_Y = \frac{\sigma_{YS} + \sigma_U}{2}. \quad (5)$$

A Tabela 1 apresenta uma comparação entre os valores teóricos utilizando correção por plasticidade e os experimentais.¹³ Como pode ser visto, a resistência residual experimental foi prevista com sucesso, validando a metodologia experimental desenvolvida.¹⁴

Tabela 1. Resistência residual teórica e experimental de CPs M(T).¹³

Laminado	W mm	2a mm	2a/W	σ_{res} teórica MPa	σ_{res} experimental MPa	Relação σ_{res} experimental/teórica
GLARE 1 3/2	150,00	50,00	0,33	354,50	360,16	1,02
	150,00	37,50	0,25	418,42	425,56	1,02
	200,00	66,67	0,33	311,80	344,56	1,11
	200,00	50,00	0,25	368,85	403,11	1,09
ARALL 2 3/2	200,00	50,00	0,25	241,42	249,97	1,04
	200,00	66,67	0,33	204,78	216,55	1,06
ARALL 3 2/1	200,00	50,00	0,25	247,75	237,47	0,96
	200,00	58,50	0,29	226,71	238,67	1,05
	200,00	66,67	0,33	209,41	203,98	0,97
ARALL 3 3/2	200,00	50,00	0,25	228,71	239,39	1,05
	200,00	66,67	0,33	192,90	203,15	1,05
ARALL 3 4/3	200,00	50,00	0,25	239,85	244,71	1,02
	200,00	66,67	0,33	202,38	210,14	1,04

7 INFLUÊNCIA DA UMIDADE NA TENACIDADE À FRATURA

Foi realizada uma avaliação da influência da umidade na tenacidade à fratura de laminados GLARE 1 unidirecionais. CPs SE(B) de $W = 25$ mm foram submetidos a 70° C e umidade relativa de 85% durante tempos específicos. A Figura 5 apresenta os resultados experimentais. A partir da mesma é possível identificar uma queda pronunciada na tenacidade medida segundo a Integral J , enquanto os valores de CTOD δ_5 tendem a permanecer constantes. Mais uma vez é necessário lembrar que a relação entre estes dois parâmetros é fortemente influenciada pela tensão de “escoamento”, cujo valor é influenciado de forma deletéria pela umidade. Um dos resultados mais expressivos da pesquisa foi a constatação de uma queda de aproximadamente 20% na tenacidade (Integral J) após somente 500 horas de exposição.¹⁵

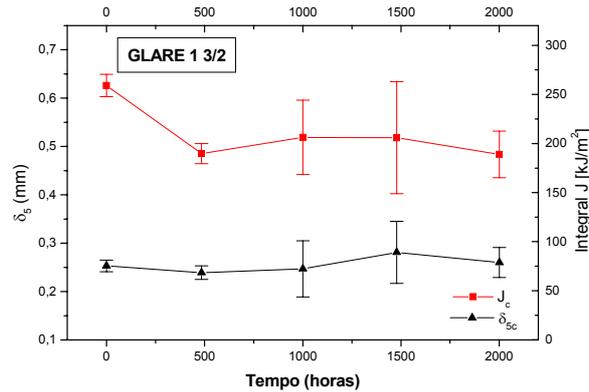


Figura 5. Tenacidade à fratura (J_c e δ_{5C}) em função do tempo de exposição.¹⁵

8 AVALIAÇÃO DE CURVAS DE RESISTÊNCIA POR DESCARGAS PARCIAIS

A pesquisa mais recente focalizou a avaliação de curvas de resistência ao crescimento de trincas pelo método das descargas parciais.¹⁶ Na Figura 6 são apresentados registros P vs. CMOD de laminados GLARE unidirecionais (Figura 6a) e bidirecionais (Figura 6b). No laminado GLARE 1 (unidirecional) o método proposto pela ASTM para materiais metálicos³ teve de ser ligeiramente modificado, enquanto que para GLARE 3 (bidirecional) a metodologia da ASTM funcionou sem modificações. Os resultados obtidos mediante descargas parciais foram comparados aos resultados obtidos opticamente. Na Figura 7 são apresentadas as curvas de resistência desses materiais obtidas pelos métodos mencionados.¹⁶

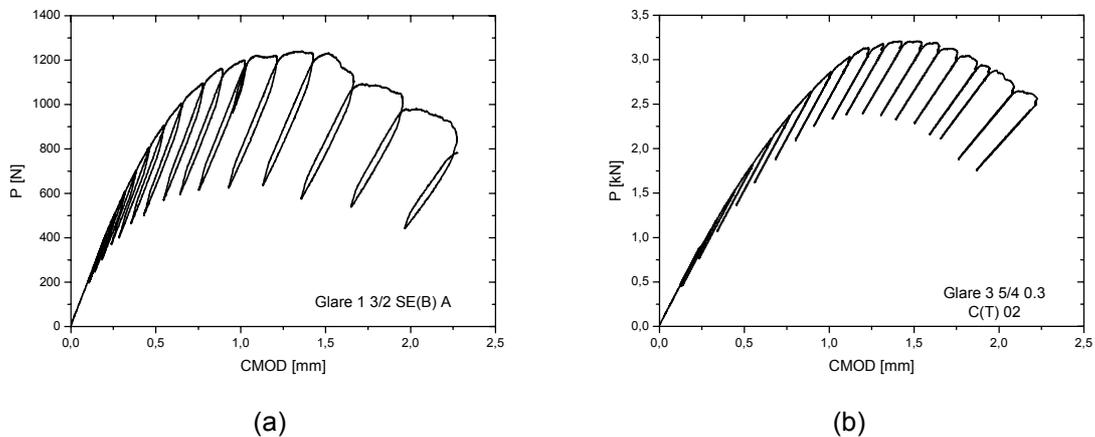


Figura 6. Registros P vs. CMOD de GLARE 1 3/2 (a) e GLARE 3 5/4 (b) incluindo descargas parciais.¹⁶

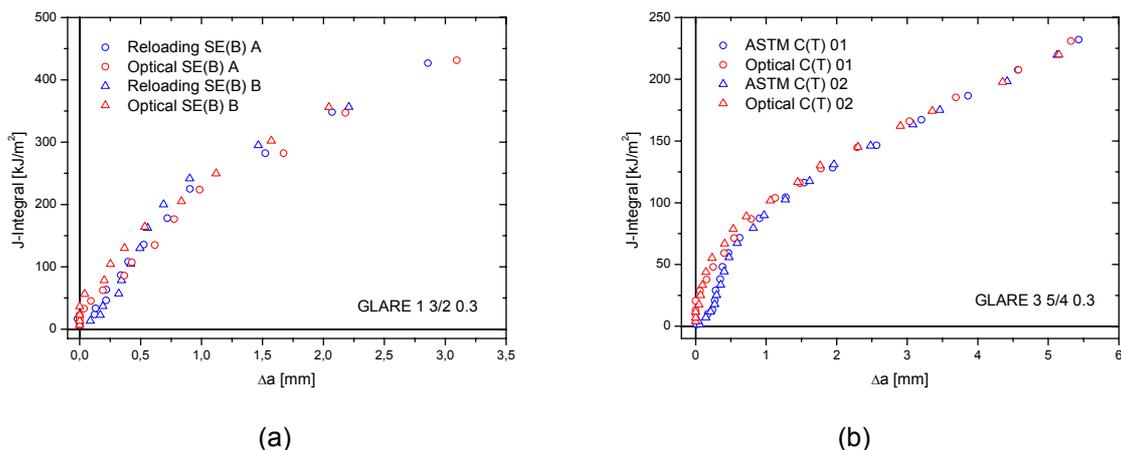


Figura 7. Curvas de resistência ao crescimento de trincas de GLARE 1 3/2 (a) e GLARE 3 5/4 (b).¹⁶

9 PESQUISA EM ANDAMENTO

A pesquisa em andamento focaliza a definição de um valor de tenacidade a partir das curvas de resistência de GLARE, pois não é claro ainda o significado, nestes laminados, de parâmetros definidos para materiais metálicos (linha de embotamento, definição de tenacidade de iniciação para crescimento estável 0,2 mm, etc.).

Agradecimentos

Ao CNPq, CAPES, SECYT (Argentina) e FAPERJ pelo apoio financeiro durante a pesquisa. Ao CNPq, CAPES e FAPERJ pelas bolsas de estudos do Dr. E.M. Castrodeza. Ao Programa de Eng. Metalúrgica e de Materiais da COPPE/UFRJ, Fundação J. Bonifácio, Grupo de Materiales do CAB (Argentina) e Grupo de Materiais do IPD (Exercito Brasileiro) pela utilização de facilidades laboratoriais e pessoal de apoio técnico. A E. Benotti pela confecção de dispositivos experimentais. Aos alunos de iniciação científica e de mestrado do Laboratório de Materiais Compósitos da COPPE/UFRJ que contribuíram com seu trabalho.

REFERÊNCIAS

- 1 VLOT, A., GUNNINK, J.W. Fibre Metal Laminates: an Introduction. Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, 2001.
- 2 DE VRIES, T.J. Blunt and Sharp Notch Behaviour of Glare Laminates. Delft University Press, Delft, 2001.
- 3 ASTM E 1820-99. Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness. In: 1999 Annual Book of ASTM Standards, v. 03.01, USA, 1999.
- 4 CASTRODEZA, E.M., PEREZ IPIÑA, J.E., BASTIAN, F.L. Experimental Techniques for Fracture Instability Toughness Determination of Unidirectional Fibre-Reinforced Metal Laminates. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, v. 25, n. 11, p. 999-1008, 2002.
- 5 CASTRODEZA, E.M., YAWNY, A., PEREZ IPIÑA, J.E., BASTIAN, F.L. Fracture Micromechanisms of Fibre Metal Laminates: In Situ SEM Observations. Journal of Composite Materials, v. 36, n. 4, p. 387-400, 2002.

- 6 SCHWALBE, K.H. Introduction of δ_5 as an Operational Definition of the CTOD and its Practical Use. In: Fracture Mechanics: 26th Volume, ASTM STP 1256. Reuter, W.G., Underwood, J.H., Newman, J.C., Eds., ASTM, Philadelphia, 1995.
- 7 CASTRODEZA, E.M., PEREZ IPIÑA, J.E., BASTIAN, F.L. Fracture Toughness Evaluation of Unidirectional Fibre Metal Laminates Using Traditional CTOD and Schwalbe (d_5) Methodologies. Engineering Fracture Mechanics, v. 71, n. 7-8, p. 1127-1138, 2004.
- 8 SCHWALBE, K.H., ZERBST, U. The Engineering Treatment Model. International Journal of Pressure Vessels and Piping, v. 77, p. 905-918, 2001.
- 9 CASTRODEZA, E.M., BASTIAN, F.L., PEREZ IPIÑA, J.E. Critical Fracture Toughness, J_c and δ_{5c} , of Unidirectional Fibre-Metal Laminates. Thin-Walled Structures, v. 41, p. 1089-1101, 2003.
- 10 CASTRODEZA, E.M., BASTIAN, F.L., PEREZ IPIÑA, J.E. Fracture Toughness of Unidirectional Fiber-Metal Laminates: Crack Orientation Effect. Engineering Fracture Mechanics, v. 72, n. 14, p. 2268-2279, 2005.
- 11 CASTRODEZA, E.M., BASTIAN, F.L., PEREZ IPIÑA, J.E. Residual Strength of Arall Laminates Based on J_c Toughness of C(T) Specimens. Comparison with M(T) Test Results. In: 4th International Congress on Thin-Walled Structures, 2004, Loughborough. Thin Walled Structures - Advanced in Research, Design and Manufacturing Technology. Bristol: IOP - Institute of Physics Publishing, 2004. v. 1. p. 451-457.
- 12 ASTM E 561-98. Standard Practice for R-Curve Determination. In: 1999 Annual Book of ASTM Standards, v. 03.01, USA, 1999.
- 13 CASTRODEZA, E.M., BASTIAN, F.L., PEREZ IPIÑA, J.E. Residual Strength of Unidirectional Fibre Metal Laminates based on J_c Toughness of C(T) and SE(B) Specimens. Comparison with M(T) Test Results. Fatigue Fracture of Engineering Materials Structures, v. 27, n. 10, p. 923-929, 2004.
- 14 CASTRODEZA, E.M., PEREZ IPIÑA, J.E., BASTIAN, F.L. Residual Strength of Glare 1 Laminates Based on J_c Toughness of SE(B) Specimens: Comparison with Wide Sheet Tests Results (Technical Paper TP03PUB366). Dearborn, Society of Manufacturing Engineers (SME), 2003.
- 15 DE QUEIROZ CHAVES, G. Influência da Umidade Sobre a Tenacidade à Fratura de Laminados Fibra-Metal. Dissertação M.Sc., COPPE/UFRJ, 2003.
- 16 CASTRODEZA, E.M., ABDALA, M.R.W.S., BASTIAN, F.L. Crack Resistance Curves of GLARE Laminates by Elastic Compliance (submetido para publicação). Engineering Fracture Mechanics, 2006.