

PREVISÃO DA RESISTÊNCIA RESIDUAL À COMPRESSÃO DE LAMINADOS COMPOSTOS DE CARBONO-EPÓXIDO SUBMETIDOS A IMPACTO DE BAIXA VELOCIDADE

Marcelo F. S. F. de Moura

DEMEGI, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto
Rua Dr. Roberto Frias s/n 4200-465 Porto, Portugal

RESUMO

As propriedades mecânicas de um material composto de carbono-epóxico podem ser significativamente reduzidas por uma solicitação de impacto de baixa velocidade. Estudos realizados [1], mostraram que este tipo de solicitação pode reduzir a resistência do material à compressão em cerca de 60%, devido fundamentalmente às delaminagens que provoca. Neste trabalho, é proposto um modelo numérico para a previsão da resistência residual à compressão após solicitações de impacto de baixa velocidade em laminados de carbono-epóxico. O modelo baseia-se numa análise tridimensional com elementos finitos sólidos e de interface. Os elementos finitos de interface incorporam um modelo de dano que permite simular a propagação da delaminagem pré-existente, provocada pela solicitação de impacto. Os resultados numéricos foram comparados com os experimentais para placas com sequência de empilhamento $(0_4, 90_4)_s$ e $(90_4, 0_4)_s$. Constatou-se que o modelo apresenta um bom desempenho na previsão quer dos modos, quer das cargas de colapso.

1) INTRODUÇÃO

As delaminagens que ocorrem nas interfaces entre camadas diferentemente orientadas, revelam-se críticas no comportamento de estruturas de materiais compostos sujeitos a solicitações de compressão. Isto acontece devido à alteração da resistência residual do material e por uma alteração de distribuição de forças na estrutura, o que origina o aparecimento de tensões interlaminares com consequente propagação da delaminação até ao colapso da mesma. Tal significa que estamos perante um estado triaxial de tensões onde as tensões interlaminares σ_z , τ_{xz} e τ_{yz} possuem um

papel preponderante na propagação do defeito.

Vários autores se dedicaram à previsão da resistência residual à compressão após impacto de materiais compostos. Steinmetz et al. [1] recorreram a uma análise numérico-experimental da encurvadura local provocada pela delaminação. Os laminados continham uma só delaminação a toda a largura, obtida artificialmente por inserção dum filme de poliamida de 0.0125 milímetros de espessura. A modelação numérica baseou-se em elementos finitos quadriláteros de 8 nós e triangulares de 6 nós. Os autores recorreram a um critério de comparação dos valores das taxas de libertação de energia de deformação (G_I e

G_{III}) com os seus valores críticos (G_{Ic} e G_{IIc}) e concluíram que a existência de interpenetração das superfícies delaminadas altera o comportamento em termos de propagação. Constataram ainda que a compressão, na presença de delaminagens a toda a largura do provete, tem um comportamento diferente relativamente ao caso das delaminagens embebidas que, representando uma situação mais realista e complicada, obrigam ao recurso a uma análise tridimensional. Weinman et al. [2], recorreram a uma análise tridimensional com elementos finitos, assumindo uma imperfeição inicial assimétrica, com uma amplitude de 0.012 milímetros, do sublaminado delaminado. Recorrendo ao mesmo critério da referência anterior concluíram que o estado de tensão calculado, referente ao início da propagação da delaminação, é superior ao medido. Verificaram também que o comportamento global do provete evidenciou diferenças importantes entre a análise numérica e a experimental; como exemplo, cita-se o facto dos ensaios experimentais mostrarem que a delaminação se inicia junto aos bordos livres do provete, ao passo que nos elementos finitos se constatou uma tendência para o encosto das duas superfícies nessas zonas. Os autores justificaram estas diferenças com a existência de interpenetração nos bordos livres logo a partir do início da simulação numérica. Whitcomb [3] recorreu a uma análise com elementos finitos tridimensionais hexaédricos de 20 nós para estudar o efeito conjugado da rotura da matriz e das delaminagens. O modelo foi desenvolvido para laminados cruzados com delaminagens circulares e elípticas. Com este modelo o autor calculou as taxas de libertação de energia de deformação G_I , G_{II} e G_{III} e concluiu que o modo de rotura é sensível à sequência de empilhamento, varia consoante a forma, o tamanho e posição do ponto em análise na extremidade da delaminação e que o modo III é geralmente a componente mais importante.

Y. K. Mukherjee et al [4] recorreram a elementos finitos tridimensionais de 20 nós para a determinação do campo de tensões e das taxas de libertação de energia provocadas pela propagação duma delaminação embebida num compósito delaminado. Os autores impediram a interpenetração das superfícies delaminadas recorrendo à teoria do contacto e concluíram que a não inclusão desta restrição origina erros grosseiros na previsão do comportamento à encurvadura. Constataram ainda que a taxa de libertação de energia de deformação varia consideravelmente ao longo da frente da delaminação, paralela à largura da placa, o que evidencia as fortes limitações dos modelos de viga e bidimensionais. Kyoung et al. [5] estudaram o efeito da presença de múltiplas delaminagens sob solicitações de compressão. Para evitar a interpenetração foram consideradas restrições de deslocamento entre as superfícies dos sublaminados e obtiveram bons resultados na previsão do comportamento à encurvadura e pós-encurvadura do laminado.

Com o intuito de prever o comportamento do material à compressão após uma solicitação de impacto, sem recorrer a complicados e onerosos ensaios de compressão, foi desenvolvido um modelo numérico. Este modelo, pelo que ficou dito na revisão bibliográfica, teria necessariamente que englobar o cálculo das tensões interlaminares, a possibilidade de propagação da delaminação e impedir a interpenetração entre as faces delaminadas. Estes requisitos foram satisfeitos recorrendo à formulação de um elemento finito de interface compatível com elementos finitos isoparamétricos e tridimensionais, uma vez que o complexo estado de tensão gerado durante a propagação de delaminagens não se compatibiliza com análises bidimensionais. Para a modelação da propagação incluiu-se um modelo de dano progressivo baseado no uso indirecto da Mecânica da Fractura. Os ensaios experimentais foram realizados em laminados do tipo $(0_4, 90_4)_s$, e $(90_4, 0_4)_s$ recorrendo a um sistema de fixação do tipo

IITRI tendo sido determinada a força de colapso. Os resultados numéricos foram comparados com os experimentais.

2) EXPERIMENTAÇÃO

As propriedades mecânicas do material foram determinadas experimentalmente (ver tabela 1), ao passo que os valores das tenacidades nas interfaces (ver tabela 2) são valores típicos para este tipo de materiais [6].

O sistema utilizado nos ensaios realizados é baseado no IITRI (ver figura 1). Este sistema está equipado com uma rótula que

compensa eventuais desalinhamentos de origem geométrica. Os ensaios realizaram-se a uma velocidade de 0.2 milímetros por minuto numa máquina universal INSTRON 4208. Devido à própria natureza do ensaio e do sistema utilizado, a curva força-deslocamento registada na consola não tem qualquer significado, pois existem sempre pequenos escorregamentos inevitáveis, quer entre cunhas, quer entre estas e o provete. No entanto, o parâmetro fundamental na avaliação da resistência à compressão (carga de colapso) é facilmente obtido na consola.

Tabela 1 - Propriedades mecânicas da camada [7].

E_{11} (GPa)	$E_{22}=E_{33}$ (GPa)	$\nu_{12}=\nu_{13}$	ν_{23}	$G_{12}=G_{13}$ (GPa)	G_{23} (GPa)	Y_t (MPa)	S_i (MPa)
109.34	8.82	0.342	0.52	4.32	3.2	59	54

E_{ij}, G_{ij}, ν_{ij} - Propriedades elásticas

Y_t - Resistência à tracção na direcção transversal

S_i - Resistência ao corte interlaminar

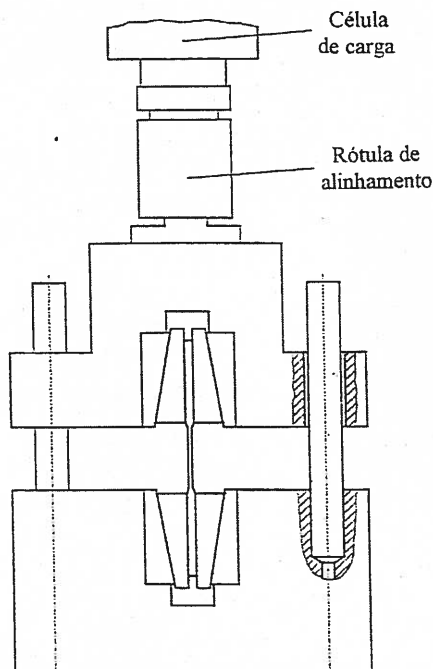


Fig 1 - Sistema utilizado nos ensaios realizados [8].

Tabela 2 - Tenacidades (J/m^2) para a interface 0/90.

G_{Ic}	G_{IIc}	G_{IIIc}
300	600	600

Os provetes, de carbono-epóxico com sequência de empilhamento de $(0_4, 90_4)_s$ e $(90_4, 0_4)_s$, tinham sido previamente submetidos a um impacto de baixa

velocidade, e têm como dimensões nominais 140 mm x 60 mm. O vão, após encastramento nas cunhas é de 60 milímetros. Na análise de dano realizada através de radiografia por raios X, só foi detectada a existência de uma única delaminação nas placas ensaiadas à compressão (ver figura 2). Isto resulta em dois laminados assimétricos, localizados acima e abaixo da delaminação. Consequentemente, quando são aplicadas cargas no plano da placa (plano xy), ocorrem automaticamente deslocamentos para fora desse plano (direcção z). Esta flexão provoca tensões interlaminares ao longo da extremidade da delaminação, o que origina a sua propagação. Assim, a placa colapsa prematuramente devido à encurvadura e crescimento da delaminação, que pode ser estável ou instável. Verificou-se ainda uma diferença de comportamento entre os tipos de laminados usados. Assim, para a sequência $(0_4, 90_4)_s$ verificou-se a existência de um modo de colapso local, que corresponde à encurvadura do sublaminado delaminado, ao passo que no laminado $(90_4, 0_4)_s$ se constatou a existência de colapso global, que se caracteriza pela instabilidade se estender a toda a estrutura.

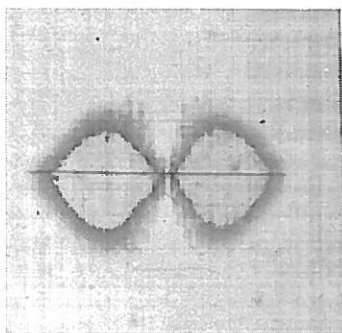


Fig 2 - Visualização de uma delaminação tipo nas placas ensaiadas.

3) MODELO NUMÉRICO

3.1) Elemento de interface

No modelo numérico foram considerados três camadas de elementos sólidos de 27 nós representando cada uma, um grupo de camadas igualmente orientadas. Para se modelar a delaminação inicial e a sua

propagação, foram considerados elementos finitos de interface de 18 nós (ver figura 3) na interface correspondente.

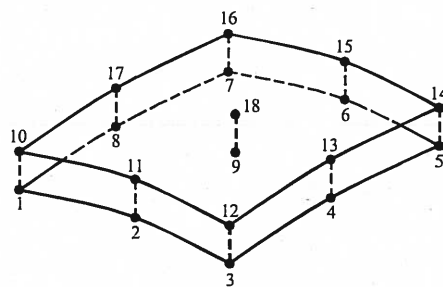


Fig 3 - Elemento de interface de 18 nós.

As duas superfícies (inferior e superior) do elemento de interface encontram-se artificialmente separadas para melhor visualização. Assim, os respectivos pontos homólogos (por exemplo 12 e 3) encontram-se inicialmente fechados, podendo abrir caso seja satisfeito um critério de rotura previamente estabelecido, promovendo desta forma a propagação de dano.

A formulação baseia-se no cálculo das tensões que se geram entre os pontos homólogos a partir dos deslocamentos relativos entre esses mesmos pontos,

$$\delta = \begin{Bmatrix} \delta_s \\ \delta_t \\ \delta_n \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} u_s \\ u_t \\ u_n \end{Bmatrix}_{\text{sup}} - \begin{Bmatrix} u_s \\ u_t \\ u_n \end{Bmatrix}_{\text{inf}} \quad (1)$$

onde s e t representam as direcções tangenciais e n a direcção normal. As tensões resultantes dos deslocamentos relativos são dadas por

$$\sigma = D\delta \quad (2)$$

onde

$$D = \begin{bmatrix} d_s & 0 & 0 \\ 0 & d_t & 0 \\ 0 & 0 & d_n \end{bmatrix} \quad (3)$$

sendo d_i os parâmetros de rigidez tangencial (d_s, d_t) e normal (d_n). Os parâmetros de rigidez óptimos são os maiores valores que não conduzem a problemas numéricos, uma

vez que valores baixos originam interpenetrações.

3.2) Modelo de dano

Quando as tensões num ponto satisfazem o critério adoptado, o processo de rotura deve ser gradual pois a anulação abrupta das tensões provoca instabilidades numéricas. Fisicamente, isto significa que a rotura não ocorre instantaneamente e que a energia associada se dissipa com o crescimento da fenda. Isto é feito considerando um *Modelo de Dano* [9, 10], baseado no uso indirecto da Mecânica da Fractura, através de uma relação de relaxação das tensões/deslocamentos relativos (ver figura 4). Considerando a existência de um único modo de propagação (I, II ou III), a área definida pela curva tensão/deslocamento relativo pode ser igualada à respectiva taxa crítica de libertação de energia. Como a tensão limite ($\sigma_{u,i}$) e a taxa crítica de libertação de energia (G_{kc}) são propriedades do material determináveis experimentalmente, pode-se obter o deslocamento relativo máximo ($\delta_{u,i}$). Note-se que este processo de rotura gradual é sustentado pelo modo de rotura típico dos compósitos. De facto existe uma zona de processo na extremidade da fissura, onde a energia de rotura se dissipa de uma forma gradual segundo os mecanismos de rotura micromecânica.

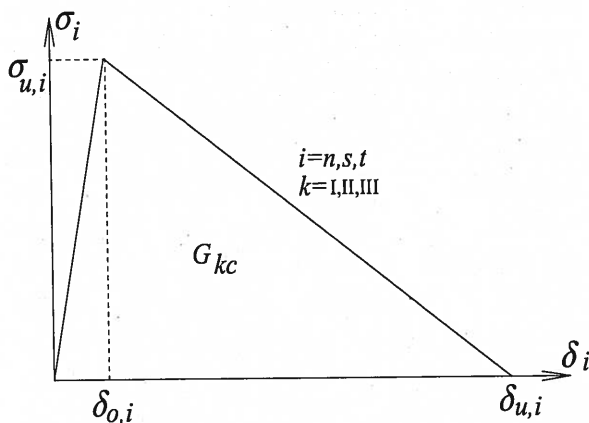


Fig 4 - Relação tensão/deslocamento relativo para modos puros (I, II ou III).

A equação (2) representa a relação entre tensões e deslocamentos relativos até se atingir a tensão limite ($\sigma_{u,i}$). Os pontos ($\delta_{o,i}$, $\sigma_{u,i}$) e ($\delta_{u,i}$,

, 0) correspondem à iniciação e rotura completa, respectivamente. A relação de relaxação entre estes dois pontos é dada por

$$\sigma = (\mathbf{I} - \mathbf{E}) \mathbf{D} \delta \quad (4)$$

onde \mathbf{I} representa a matriz identidade e \mathbf{E} é a matriz diagonal, cujos termos são os parâmetros de dano

$$e_i = \frac{\delta_{u,i}(\delta_i - \delta_{o,i})}{\delta_i(\delta_{u,i} - \delta_{o,i})} \quad (5)$$

Nos modos puros, as outras duas componentes das tensões são desprezáveis e podem ser anuladas abruptamente igualando a 1 os respectivos elementos da matriz diagonal \mathbf{E} .

Em situações de Modo Misto I, II e III a iniciação do dano é prevista recorrendo a um critério quadrático baseado em tensões [11],

$$\left(\frac{\sigma_{f,n}}{\sigma_{u,n}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{f,s}}{\sigma_{u,s}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{f,t}}{\sigma_{u,t}}\right)^2 = 1 \quad \text{se } \sigma_n \geq 0 \quad (6)$$

$$\left(\frac{\sigma_{f,s}}{\sigma_{u,s}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{f,t}}{\sigma_{u,t}}\right)^2 = 1 \quad \text{se } \sigma_n < 0$$

assumindo que as tensões normais de compressão não contribuem para o dano e que $\sigma_{f,i}$ ($i = n, s, t$) representam as tensões correspondentes ao início do dano (ver figura 5).

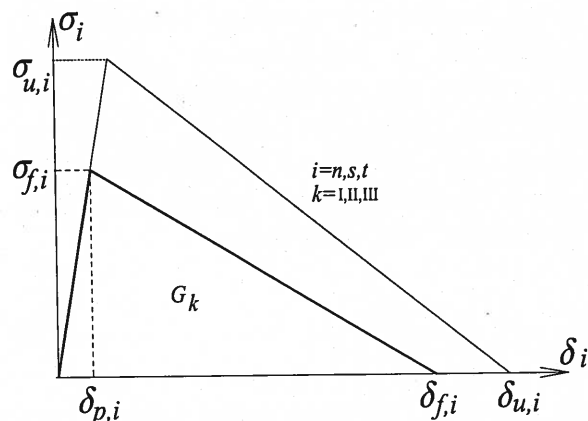


Fig 5 - Modelo de Modo Misto I, II e III.

Considerando o caso de $\sigma_n \geq 0$, as equações (6) e (2), permitem escrever

$$\left(\frac{\delta_{p,n}}{\delta_{o,n}}\right)^2 + \left(\frac{\delta_{p,s}}{\delta_{o,s}}\right)^2 + \left(\frac{\delta_{p,t}}{\delta_{o,t}}\right)^2 = 1 \quad (7)$$

onde $\delta_{p,i}$ traduz o deslocamento correspondente ao início do dano em cada uma das direcções. Definindo um deslocamento resultante de Modo Misto

$$\delta_m = \sqrt{\delta_n^2 + \delta_s^2 + \delta_t^2} \quad (8)$$

e rácios de Modo Misto

$$\beta_i = \frac{\delta_i}{\delta_n} \quad (9)$$

e, aplicando estas equações ao deslocamento crítico em Modo Misto $\delta_{p,m}$ que promove a iniciação, pode-se obter, recorrendo à equação (7)

$$\delta_{p,m} = \delta_{o,n} \delta_{o,s} \delta_{o,t} \sqrt{\frac{1 + \beta_s^2 + \beta_t^2}{(\delta_{o,s} \delta_{o,t})^2 + (\beta_s \delta_{o,n} \delta_{o,t})^2 + (\beta_t \delta_{o,n} \delta_{o,s})^2}} \quad (10)$$

e

$$\delta_{p,i} = \frac{\beta_i \delta_{p,m}}{\sqrt{1 + \beta_s^2 + \beta_t^2}} \quad (11)$$

A equação (10) identifica o deslocamento resultante em Modo Misto correspondente à iniciação do dano em função das relações de Modo Misto existentes no problema, e a equação (11) o deslocamento em cada uma das direcções para a mesma situação. Para estabelecer as condições de propagação, recorre-se a um critério energético, baseado nas taxas críticas de libertação de energia, como por exemplo, o já referido critério linear. Assume-se então que o processo de rotura está completo quando

$$\frac{G_I}{G_{Ic}} + \frac{G_{II}}{G_{IIc}} + \frac{G_{III}}{G_{IIIc}} = 1. \quad (12)$$

A energia libertada na rotura completa em cada um dos modos é dada por

$$G_k = \frac{1}{2} \sigma_{f,i} \delta_{f,i} \quad (13)$$

com $k= I, II, III$. Substituindo (2) para $\sigma_{f,i}$ e (11) para $\delta_{f,i}$ (transformando o índice p em f), pode-se escrever

$$G_k = \frac{d_i \beta_i^2 \delta_{p,m} \delta_{f,m}}{2(1 + \beta_s^2 + \beta_t^2)} \quad (14)$$

onde $\delta_{f,m}$ representa o deslocamento resultante em Modo Misto correspondente à rotura completa. Substituindo (14) em (12) tem-se

$$\delta_{f,m} = \frac{2(1 + \beta_s^2 + \beta_t^2)}{d_i \delta_{p,m}} \left[\frac{1}{G_{Ic}} + \frac{\beta_s^2}{G_{IIc}} + \frac{\beta_t^2}{G_{IIIc}} \right]^{-1} \quad (15)$$

e

$$\delta_{f,i} = \frac{\beta_i \delta_{f,m}}{\sqrt{1 + \beta_s^2 + \beta_t^2}} \quad (16)$$

que representa o deslocamento, segundo cada uma das direcções, correspondente à rotura. Substituindo (16) e (11) em (5) pode-se calcular o parâmetro de dano correspondente a cada um dos modos e, consequentemente o estado de tensão a partir de (4).

4) RESULTADOS

Recorrendo às condições de simetria material e geométrica, somente foi modelado um quarto de placa. Foram considerados trezentos elementos sólidos (100 por cada grupo de camadas igualmente orientadas) e 100 elementos de interface colocados na interface delaminada. Os pontos dos elementos de interface circunscritos à zona delaminada inicial devida à solitação de impacto, foram previamente abertos, o que significa que só transmitem tensões normais de compressão. Os restantes pontos encontravam-se fechados podendo abrir durante a solitação de compressão, que foi imposta através de um deslocamento dos nós fronteira. Recorreu-se a uma análise não linear geométrica usando o método de Newton-Raphson modificado. Foi ainda

considerada uma imperfeição inicial no ponto central da placa. Assim, os nós homólogos do elemento de interface, localizados no ponto central da área danificada são inicialmente separados de uma quantidade igual à espessura da fina camada de resina que constitui a interface (0.15 mm). Esta imperfeição é importante em termos numéricos e fisicamente representa a rotura dessa fina camada de resina que constitui a interface.

Os modos de colapso experimentalmente observados foram correctamente simulados (ver figura 6). No laminado $(0_4, 90_4)_s$ foi observado um modo local com queda abrupta da carga após o colapso, ao passo

que no laminado $(90_4, 0_4)_s$ foi obtido um modo global com variação suave da carga. Em ambos os casos foi detectada a existência de propagação da delaminação inicial devida ao impacto, com especial ênfase para o laminado $(0_4, 90_4)_s$.

Na tabela 3 estabelece-se uma comparação entre os resultados numéricos e os experimentais. Os laminados $(0_4, 90_4)_s$ suportam cargas superiores, o que se explica pela sua superior rigidez à flexão. Como se pode constatar o modelo retrata com rigor os resultados experimentais, uma vez que a carga de colapso é estimada com erros inferiores a 3%.

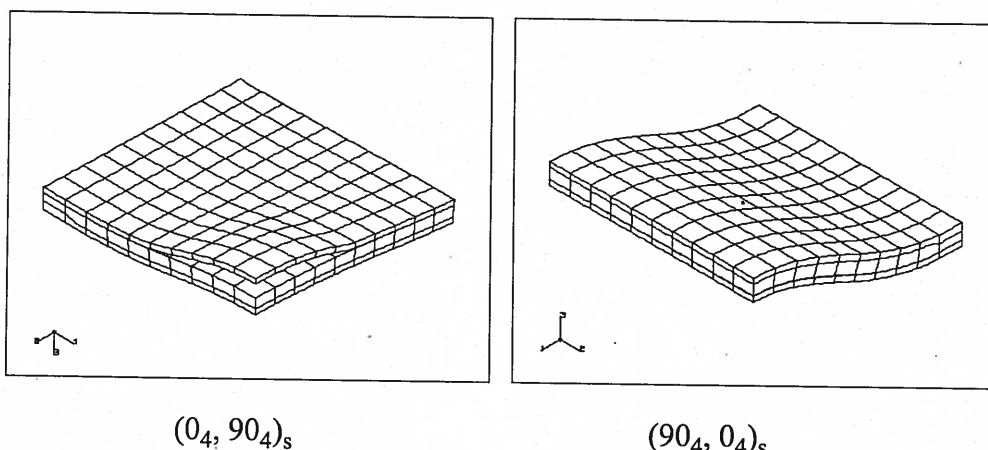


Fig 6 – Modos de colapso numericamente observados nos laminados $(0_4, 90_4)_s$ e $(90_4, 0_4)_s$, respectivamente.

Tabela 3 – Comparação entre os resultados numéricos e experimentais relativos à carga de colapso.

	$(0_4, 90_4)_s$		$(90_4, 0_4)_s$		
Dimensões (mm)	48x32	50x36	13x30	26x42	40x54
Experimental (N)	29230	27870	16600	15910	15240
Numérico (N)	28976	28284	17036	16312	15576
Erro (%)	-0.9	1.5	2.6	2.5	2.0

5) CONCLUSÕES

Neste trabalho recorreu-se a um modelo numérico no sentido de prever o comportamento de materiais compósitos de carbono-epóxico submetidos a solicitações de compressão após impacto de baixa velocidade. O modelo é constituído por elementos finitos tridimensionais e de interface. Os elementos de interface incorporam um modelo de dano progressivo em modo misto, com o objectivo de simular

a influência que a propagação do dano, previamente causado pelo impacto, tem no modo e carga de colapso. O modelo de dano desenvolvido é baseado no uso indirecto da Mecânica da Fractura, considerando uma relação de relaxação entre as tensões e os deslocamentos relativos. Foram estudados dois tipos de laminados, $(0_4, 90_4)_s$ e $(90_4, 0_4)_s$, tendo-se observado diferentes modos de colapso, o que se justifica pela diferença de rigidez à flexão. O modelo simulou com sucesso os

modos e as cargas de colapso, justificando assim a sua aplicabilidade na concepção de materiais com melhor desempenho neste tipo de solicitações.

REFERÊNCIAS

- [1] - Steinmetz, G., Arendts, F. Z., "Compression Failure Behaviour of CFRP Strips Containing Delaminations", Advanced Composites 93, International Conference on Advanced Composite Materials, Ed. by T. Chandra and A. K. Dhingra, The Minerals, Metals & Materials Society, 1993.
- [2] - Weinman, M. S., Steinmetz G. and Arendts, F. J., "Numerical and Experimental 3-D Delamination Behaviour of an Anisotropic Layered Plate Under Compression Loading", Proceedings of the Ninth International Conference on Composite Materials (ICCM/9), Madrid, Ed. by António Miravete, Pub. by Univ. of Zaragoza, 12-16 Julho, 1993.
- [3] - Whitcomb, J. D., "Analysis of Delamination Growth near Intersecting Ply Cracks", Journal of Composite Materials, vol. 26, No. 12, pp. 1844-1858, 1992.
- [4] - Mukherjee, Y. X., Gulrajani, S. N., Mukherjee, S. and Netravali, A. N., "A Numerical and Experimental Study of Delaminated Layered Composites", Journal of Composite Materials, vol. 28, No. 9, pp. 837-870, 1994.
- [5] - Kyoung W. C., Kim C. G., Hong C. S. "Modeling of composites laminates with multiple delaminations under compressive loading", Journal of Composite Materials, vol.32 No.10, pp. 951-968, 1998.
- [6] - de Moura, M. F. S. F., Gonçalves, J. P. M., Marques, A. T., de Castro, P. M. S. T., Prediction of Compressive Strength of Carbon-Epoxy Laminates Containing Delamination by Using a Mixed-Mode Damage Model, Composite Structures, 50(2), 151-157 (2000).
- [7] - de Moura, M. F. S. F., Modelos de Previsão do Comportamento Mecânico de Materiais Compósitos de Carbono-Epóxico Sujeitos a Impacto de Baixa Velocidade e da sua Resistência Residual à Compressão Após Impacto, Tese de doutoramento, Porto (1995).
- [8] - Morais, A. B., Relatório NT-1401-U/1, Projecto Brite/Euram, Contrato No. BRE2-CT92/0314, 1995.
- [9] - de Moura, M. F. S. F., Gonçalves, J. P. M., Marques, A. T., de Castro, P. M. S. T. Modeling Compression Failure after Low Velocity Impact on Laminated Composites Using Interface Elements, Journal of Composite Materials. (31): 1462-1479, (1997).
- [10] - Gonçalves, J. P. M., de Moura, M. F. S. F., de Castro, P. M. S. T., Marques, A. T. Interface Element Including Point-to-Surface Constraints for Three-Dimensional Problems with Damage Propagation. Engineering Computations: International Journal for Computed-Aided Engineering and Software. 17: 28-47, (2000).
- [11] - Dávila, C. G., Camanho, P. P., de Moura, M. F. S. F. Mixed-Mode Dechoesion Elements for Analysis of Progressive Delamination. 42nd AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics and Materials Conference and Exhibit, Seattle, WA, A01-25226, AIAA-01-1486, (2001).