



## INFLUÊNCIA DAS TENSÕES DE BORDO NA RESISTÊNCIA DE JUNTAS COLADAS DE SOBREPOSIÇÃO

A. BASTOS PEREIRA, A. BALACÓ DE MORAIS

Universidade de Aveiro, Departamento de Engenharia Mecânica  
Campus Santiago, 3810-193 Aveiro, Portugal

*(Recibido 2 de abril de 2004, para publicación 27 de mayo de 2004)*

**Resumo** – A inexistência de critérios de dimensionamento rigorosos constitui actualmente um obstáculo importante à generalização das aplicações estruturais de juntas coladas. As principais dificuldades no desenvolvimento dos referidos critérios resultam sobretudo dos acentuados gradientes de tensões junto aos bordos das juntas de sobreposição. O objectivo principal deste trabalho foi precisamente avaliar o efeito das tensões nos bordos na resistência de juntas de sobreposição. Para tal, foram realizados ensaios de vários tipos de juntas com aderentes de aço inoxidável, coladas com dois adesivos epóxicos e com um adesivo acrílico. O programa de trabalho incluiu ensaios de fractura em modo I “*Double Cantilever Beam*”, ensaios de tracção de juntas de sobreposição simples, bem como ensaios de juntas de sobreposição dupla à tracção e à compressão. A espessura das chapas e os comprimentos de sobreposição foram variados e, em alguns casos, foram criados deliberadamente defeitos nas extremidades das juntas. Efectuaram-se também simulações com modelos de Elementos Finitos para interpretar os resultados experimentais. A comparação entre os resultados numéricos e os experimentais permitiu concluir que o nível de tensões de clivagem junto aos bordos foi o principal factor que afectou a resistência das juntas. Verificou-se também que, quando expressas em função do comprimento de sobreposição efectivo, descontado das fendas, as resistências eram geralmente pouco sensíveis à presença de defeitos.

### 1. INTRODUÇÃO

Há actualmente grande interesse na aplicação de ligações coladas estruturais, face às várias características vantajosas que estas apresentam, tais como economia de peso, resistência à fadiga, resistência à corrosão, boa aparência, etc. Porém, apesar dos muitos estudos já realizados [1-9], não existem ainda critérios de dimensionamento universalmente aceites. Uma das dificuldades principais é a existência de uma singularidade na interface aderente/adesivo que dificulta a utilização das tensões obtidas com os modelos de Elementos Finitos (EF). Por conseguinte, na prática, recorre-se frequentemente a análises simplificadas [2,10-12] que, apesar das inevitáveis limitações, não deixam de ser recomendadas por códigos de projecto [11].

A análise mais conhecida é a de Goland-Reissner [12], que tem em conta o efeito de flexão na junta de sobreposição simples, mas que é claramente irrealista ao admitir comportamento linear elástico para o adesivo. Ao invés, a análise de Hart-Smith [1] considera a plastificação do adesivo através de uma aproximação elasto-perfeitamente plástica, se bem que se baseie também numa análise de tensões simplificada. Além disso, despreza o efeito do reforço que decorre naturalmente do fluxo de adesivo e ignora o papel das tensões de clivagem. De forma a contornar o problema da singularidade nos modelos de elementos finitos, Adams [2] sugeriu que, em vez de aresta viva, se considere um raio de curvatura no bordo do aderente, e propõe um critério de rotura baseado na deformação principal máxima. O problema desta abordagem é que os resultados se tornam sensíveis à curvatura admitida no bordo do aderente [5]. Towse et al [5] propuseram um critério de rotura baseado no efeito de tamanho, traduzido por uma distribuição de Weibul. Estes autores argumentam que o volume de material sujeito a tensões elevadas, onde se inicia a rotura, é de tal maneira pequeno, que a resistência local é muito superior à resistência medida num ensaio de tracção do adesivo. Este critério é menos sensível à geometria local admitida, mas

cria obviamente o problema da determinação dos parâmetros apropriados da distribuição de Weibul, ou mesmo se esta é de todo aplicável.

Outro tipo de abordagem ao problema da previsão da rotura de juntas coladas consiste na aplicação da Mecânica da Fractura (MF) [13-15], em que se admite a existência de uma fenda inicial na junta. Fernlund et al [13,14] aplicaram um critério de rotura expresso em função das taxas críticas de libertação de energia  $G_{Ic}$  e  $G_{IIc}$ , medidas em ensaios de fractura, bem como da percentagem de modos I e II de sollicitação. Os referidos autores relataram boa concordância com os valores experimentais de juntas de sobreposição [13,14], mesmo quando não tinham sido criadas fendas iniciais, uma vez que estas se formavam durante o processo de carregamento. Fernlund et al [13,14] concluíram também que, ao contrário do que é preconizado por Adams [2], a presença do excesso de cola na extremidade da junta praticamente não influenciava a carga de rotura. A fenda começava por formar-se nesse excesso de cola, e só depois de alguma propagação é que ocorria o colapso da junta. Todavia, noutros estudos a rotura das juntas coladas sucedeu de forma brusca sem sinais visíveis de propagação anterior [2,5]. Além disso, houve problemas nos próprios ensaios de fractura, quando, em vez do adesivo bastante frágil, Fernlund et al [13,14] utilizaram um adesivo dúctil. Neste caso formou-se uma extensa zona de plasticidade e de microfendas que tornou difícil definir a posição exacta da frente da fenda. Isto afecta obviamente a fiabilidade dos  $G_c$  medidos e coloca mesmo em causa a aplicabilidade da MF linear elástica. Esta opinião é corroborada por Chai [16,17], que realizou estudos detalhados do processo de fractura no ensaio “*End-Notched Flexure*” (ENF) de juntas de adesivos. De facto, Chai verificou que o processo de cedência plástica do adesivo e de formação de microfendas se iniciava muito antes da propagação instável. Em [17], conseguiu mesmo obter boa concordância entre medições locais da deformação de rotura ao corte nos ensaios ENF e nos ensaios “*Napkin ring*”, tendo avançado uma relação entre aquela e os  $G_{IIc}$  medidos. Chai [17] deparou-se também com outras dificuldades nos ensaios ENF: o valor muito elevado de  $G_{IIc}$  dos adesivos dúcteis obrigou à utilização de aços de muito alta resistência (tensão de cedência de 1500 MPa) de modo a evitar a cedência dos aderentes antes da propagação da fenda. Por outro lado, as microfendas formaram-se a 45° com a direcção da pré-fenda, acabando por se unir nas duas interfaces. A rotura foi portanto parcialmente interfacial, o que implica que as medições dependeram do aderente utilizado.

Devido a todas as dificuldades referidas, é evidente que há ainda muitos aspectos a esclarecer em relação ao desempenho estrutural das juntas coladas. Os objectivos principais deste estudo foram avaliar a influência das tensões nos bordos e da presença de defeitos na resistência das juntas coladas de sobreposição.

## 2. PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

O aço INOX AISI 304 foi escolhido para aderente, dado que é um aço de utilização corrente na indústria e que apresenta uma superfície quimicamente estável. Foram realizados vários ensaios de juntas coladas com 3 adesivos:

- Araldite Standard (AS), um adesivo epóxico de 2 componentes, referencia 510102 fornecido pela Ceys, tendo sido aplicado um ciclo de cura de 3 horas a 90° C;
- Loctite 3450 (L3450), um adesivo epóxico de 2 componentes fornecido pela Loctite, de cura rápida à temperatura ambiente;
- Loctite 330 (L330), um adesivo acrílico de cura rápida à temperatura ambiente, fornecido pela Loctite.

Antes da colagem, aplicou-se uma lixa de água de granulometria 220 sobre as superfícies dos aderentes, que foram seguidamente sujeitas a uma operação de limpeza e desengorduramento com o produto Loctite 7063. A preparação dos provetes foi uma operação relativamente delicada, dada a necessidade de um controlo eficaz da espessura e de assegurar o alinhamento das chapas a ligar. Para tal, recorreu-se a filme desmoldante de PTFE, placas auxiliares e a gabarits de fixação. A pressão de colagem foi conseguida através de pesos ou com o auxílio de tornos. Os excessos de cola foram removidos usando um X-ato.

Todos os provetes foram controlados com auxílio de um microscópio óptico para detectar possíveis defeitos nos bordos e verificar a espessura da camada adesiva, que foi sempre de 0.21 mm.

Os ensaios foram realizados numa máquina universal Shimadzu a 1 mm/min, tendo sido testados um mínimo de 4 provetes de cada tipo. Numa primeira fase, realizaram-se ensaios de fractura em modo I do tipo “*Double Cantilever Beam*” (DCB). A fenda inicial dos provetes (Fig. 1), de comprimento  $a = 80$  mm, foi gerada por um filme de PTFE de espessura 70  $\mu\text{m}$ . A linha de colagem foi previamente pintada com líquido corrector de modo a facilitar a localização da frente da fenda. Nestes ensaios, mediu-se a taxa crítica de libertação de energia de deformação,  $G_{Ic}$ , do adesivo ou da interface adesivo/aço, consoante o modo de rotura. Esta foi obtida recorrendo à Teoria das Vigas Corrigida [18], segundo a qual, na ausência de grandes deslocamentos e de blocos de transmissão de carga,

$$G_{Ic} = \frac{3P_c \delta_c}{2b(a + |\Delta|)} \quad (1)$$

onde  $P_c$  e  $\delta_c$  são os valores críticos da carga e deslocamento, respectivamente,  $a$  é o comprimento da fenda,  $b$  é a largura do provete (25 mm) e  $\Delta$  é uma correcção para rotação e deslocamento da secção da frente da fenda. Esta é obtida por regressão linear dos valores experimentais de  $C^{1/3}$  versus  $a$ , sendo  $C = \delta/P$  a flexibilidade. Em cada provete, realizaram-se vários ciclos de propagação da fenda, até esta atingir aproximadamente 150 mm de comprimento. Optou-se por esta metodologia em detrimento de um só ensaio contínuo, de forma a confirmar a posteriori a posição da fenda definida visualmente, através da flexibilidade da curva de carregamento.

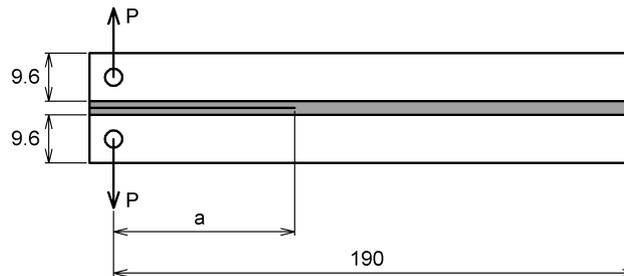


Fig. 1. Geometria do provete DCB.

Em seguida, efectuaram-se ensaios do tipo “*lap-shear*” (Fig. 2), cujos resultados constam habitualmente das especificações dos fornecedores dos adesivos. A geometria das juntas seguiu as indicações da norma ASTM D 1002, tendo sido medida uma tensão de rotura ao corte média

$$\tau_u = \frac{P_u}{bL} \quad (2)$$

em que  $P_u$  é a carga de rotura,  $b$  a largura da junta (25 mm) e  $L$  o comprimento de sobreposição. É sabido que  $\tau_u$  não é igual à tensão de rotura ao corte do adesivo, dado que a tensão de corte não se distribui uniformemente e actuam tensões de clivagem significativas. Além disso, há não-linearidade geométrica e por vezes cedência plástica dos aderentes na zona adjacente à sobreposição.

Realizaram-se também ensaios de juntas de sobreposição simples e dupla com aderentes espessos, com o intuito de evitar não-linearidade geométrica e cedência dos aderentes. As várias configurações das juntas (Fig. 3) permitiram obter diferentes níveis de tensões nos bordos, que foram previamente determinados através de simulações por Elementos Finitos [19,20]. Os resultados foram também expressos por uma tensão de rotura ao corte média (2). Ensaíram-se ainda juntas de sobreposição simples e dupla à tracção com defeitos junto aos bordos (Fig. 4), criados por filme de PTFE com 70  $\mu\text{m}$  de espessura.

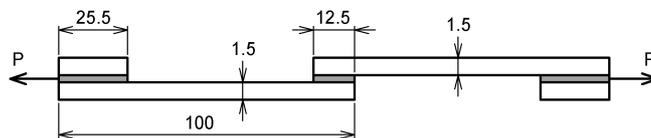


Fig. 2. Geometria do provete "lap-shear" (LS).

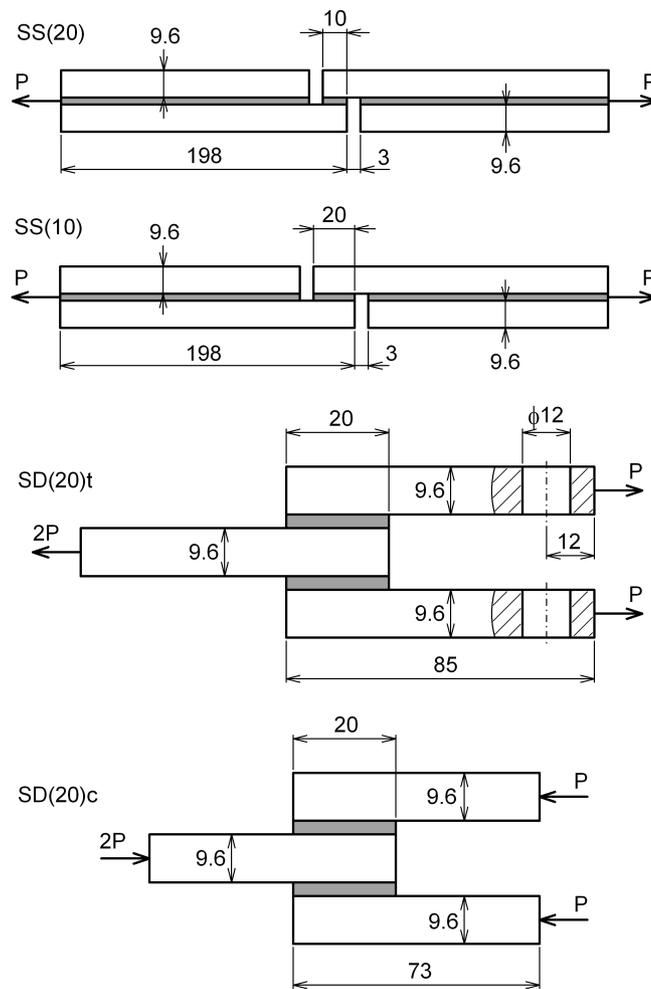


Fig. 3. Geometrias e designações das juntas de sobreposição de aderentes espessos ensaiadas.

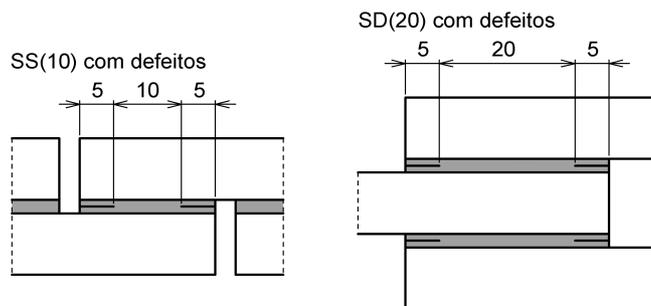


Fig. 4. Localização dos defeitos criados nas juntas de sobreposição de aderentes espessos.

### 3. RESULTADOS EXPERIMENTAIS E DISCUSSÃO

A Fig. 5 resume os resultados dos ensaios DCB, apresentando os valores de  $G_{Ic}$  de iniciação a partir do filme gerador da fenda e de propagação. Nesta última situação, a menos de pequenos desvios, os valores de  $G_{Ic}$  revelaram-se independentes do comprimento da fenda [19]. De resto, os valores de  $G_{Ic}$  de iniciação e de propagação foram semelhantes, com exceção da AS, em que a iniciação da fenda foi instável. Isto pode dever-se à rotura adesiva observada e à espessura relativamente elevada do filme de PTFE usado para criar a fenda inicial. Porém, apesar da rotura adesiva, os valores de  $G_{Ic}$  foram bastante elevados. Por outro lado, a rotura foi coesiva nas juntas de L3450 e L330, tendo estas últimas atingido os altos valores de  $G_{Ic}$ .

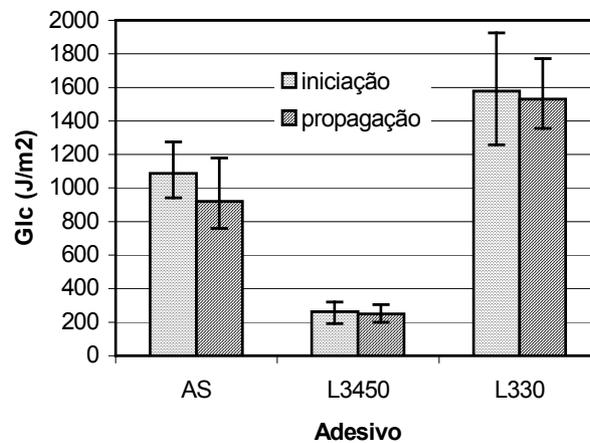


Fig. 5. Valores médios e intervalos de dispersão dos  $G_{Ic}$  medidos de iniciação a partir do filme gerador da fenda e de propagação.

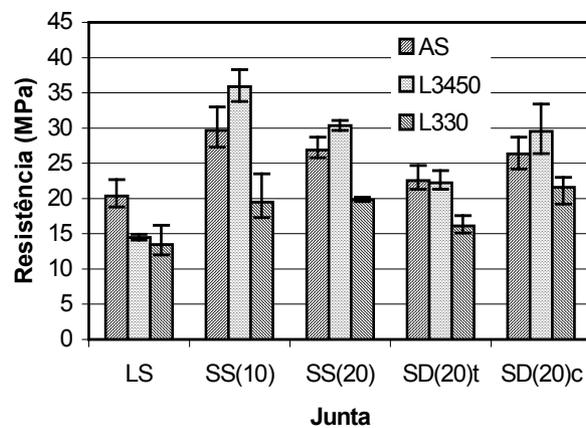


Fig. 6. Valores médios e intervalos de dispersão das tensões de rotura das juntas de sobreposição ensaiadas.

Quanto aos ensaios das juntas de sobreposição, em termos globais, as variações das resistências com a geometria foram semelhantes para os adesivos epóxicos (Fig. 6), sendo mais acentuadas para o adesivo L3450. De salientar a diminuição da tensão de rotura média com o comprimento de sobreposição das juntas de sobreposição simples, o que pode parecer algo surpreendente. O desempenho das juntas de

sobreposição dupla é também relativamente modesto. Obviamente, em termos de carga de rotura, tornam-se evidentes as vantagens do aumento do comprimento de sobreposição e da utilização de juntas de sobreposição dupla (Fig. 7). A rotura continuou a ser interfacial para o adesivo AS e coesiva nos outros casos. Nos provetes LS, em que há tensões de clivagem significativas, o adesivo AS revelou-se claramente superior ao L3450. Este resultado está de acordo com os valores de  $G_{Ic}$  mais elevados para as juntas do adesivo AS. Por outro lado, as resistências dos provetes SS, nos quais as tensões de clivagem são menores, foram mais altas para o adesivo L3450. As resistências das juntas coladas com L330 revelaram-se menos sensíveis à configuração das juntas, o que se explica pela elevada ductilidade do adesivo.

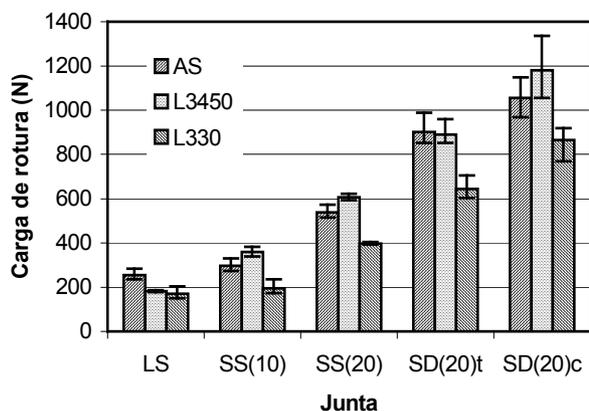


Fig. 7. Valores médios e intervalos de dispersão das cargas de rotura das juntas de sobreposição ensaiadas.

Para melhor interpretar os resultados experimentais das várias juntas, realizaram-se simulações numéricas com o programa de elementos finitos (EF) ABAQUS® [19]. Os modelos foram construídos com elementos bidimensionais quadráticos de 8 nós, integração reduzida e estado plano de deformação. Para esta análise, as juntas de aderentes espessos são ideais, na medida em que a ausência de não-linearidade geométrica garante que se mantêm constantes as tensões nos bordos normalizadas em relação à tensão de corte média ao longo da sobreposição. A Fig. 8 mostra o modelo da junta SS(10) com ampliação da zona de sobreposição. A camada adesiva foi modelada com 2 elementos ao longo da sua espessura. Assumiu-se que o adesivo tinha comportamento linear elástico, o que, sendo irrealista para cargas próxima da carga limite, permite uma análise comparativa mais directa. Os módulos de Young usados nas simulações foram  $E = 1.8$  GPa para os adesivos epóxicos e  $E = 0.9$  GPa para o acrílico L330, conforme os dados dos fabricantes. Consideraram-se também coeficientes de Poisson  $\nu = 0.35$ , valor típico dos materiais poliméricos. Alguns aderentes de aço inoxidável foram sujeitos a ensaios de tracção, em que se obtiveram  $E = 190$  GPa e  $\nu = 0.30$ .

As Figs. 9 e 10 mostram as distribuições das tensões de corte e normal (de clivagem quando positivas) ao longo da sobreposição das juntas de aderentes espessos dos adesivos epóxicos. As distribuições de tensões obtidas para o adesivo acrílico foram análogas, tendo apenas gradientes das tensões junto aos bordos um pouco menos pronunciados [20]. Os valores das tensões foram obtidos na zona central da camada adesiva e posteriormente normalizados em relação à tensão de corte média ao longo da sobreposição. Verificou-se que os valores das tensões nas interfaces eram praticamente iguais, excepto em pontos muito próximos do bordo, devido ao efeito da singularidade acima referida. De facto, a 0.4 mm do bordo as tensões nas interfaces e na zona central da camada adesiva já diferiam em menos de 2%. Das Figs. 9 e 10 pode-se concluir que as tensões de corte prevalecem nas juntas SS(10), enquanto nas juntas SS(20), SD(20)t e SD(20)c as tensões de clivagem são da mesma ordem de grandeza das tensões de corte.

Isto pode explicar as tensões de rotura inferiores obtidas para estas juntas, facto que mostra claramente a importância das tensões junto aos bordos na resistência.

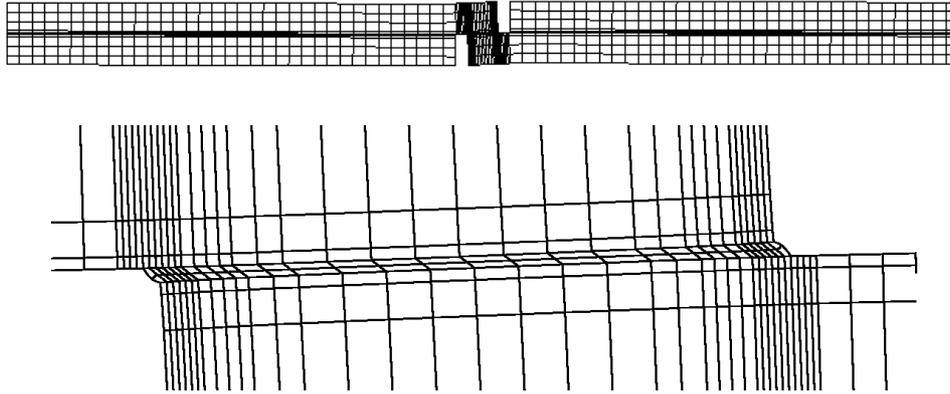


Fig. 8. Malha de elementos finitos da junta SS(10) na configuração deformada, incluindo uma ampliação da zona de sobreposição.

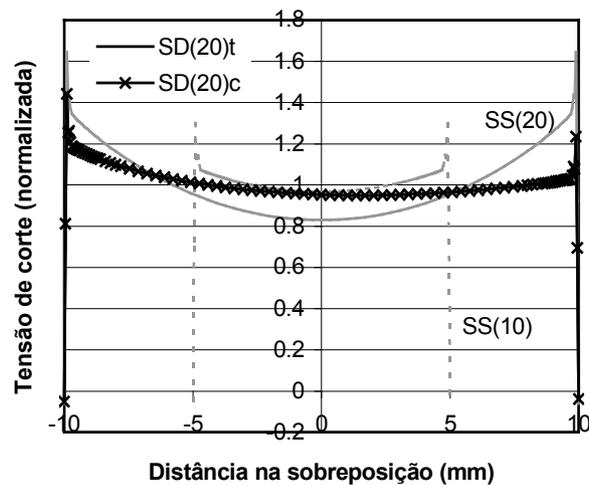


Fig. 9. Distribuições da tensão de corte ao longo da sobreposição das juntas de aderente espesso. Os valores das tensões foram normalizados em relação à tensão de corte média ao longo da sobreposição.

Finalmente, confrontaram-se os resultados experimentais das juntas de aderente espesso com os valores das tensões de corte e de clivagem junto ao bordo (Figs. 11 e 12). No caso presente, as referidas tensões foram obtidas a 0.9 mm do bordo, mas os resultados obtidos a distâncias entre 0.4 e 1.5 mm são muito semelhantes. Verificou-se um efeito preponderante das tensões de clivagem, sobretudo para o adesivo L3450, que os ensaios DCB revelaram ser o menos tenaz. No caso do adesivo L330, a elevada tenacidade e a resistência relativamente baixa tornaram as juntas sensíveis quer às tensões de corte quer às tensões de clivagem.

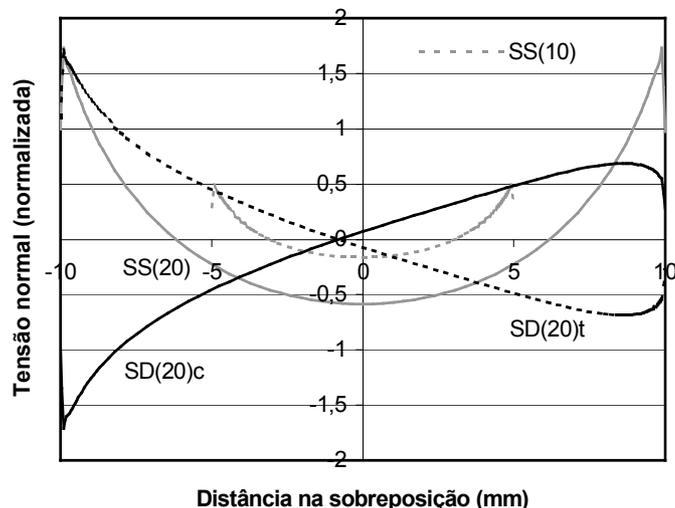


Fig. 10. Distribuições da tensão normal ao longo da sobreposição das juntas de aderente espesso. Os valores das tensões foram normalizados em relação à tensão de corte média ao longo da sobreposição.

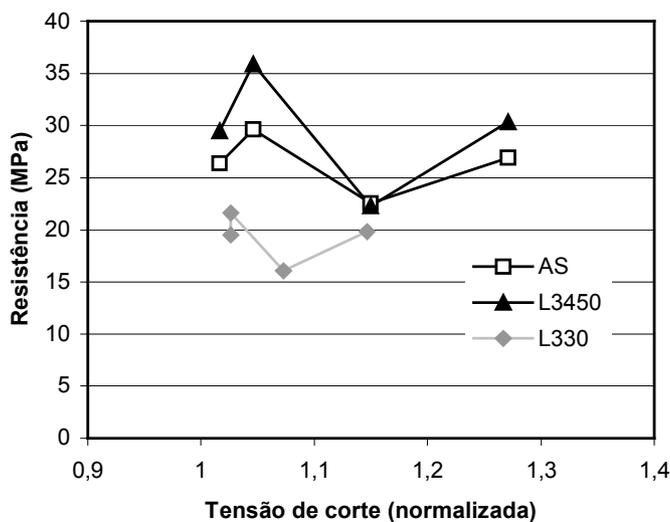


Fig. 11. Resistência ao corte média da junta versus a tensão de corte normalizada a 0.9 mm do bordo.

Quanto às juntas com defeitos, os resultados apresentados nas Figs. 13 e 14 mostram que as resistências expressas em termos de sobreposição efectiva não são significativamente afectadas. Este resultado justifica-se sobretudo pela natureza dúctil dos adesivos, embora o facto das fendas terem sido geradas com um filme relativamente espesso possa ter tido algum efeito. Todavia, nos ensaios DCB, a diferença entre os valores de iniciação e propagação só foi relevante para os provetes de AS (Fig. 5). Além disso, esta diferença pode também ser atribuída à transição de uma fenda inicial coesiva para uma propagação adesiva.

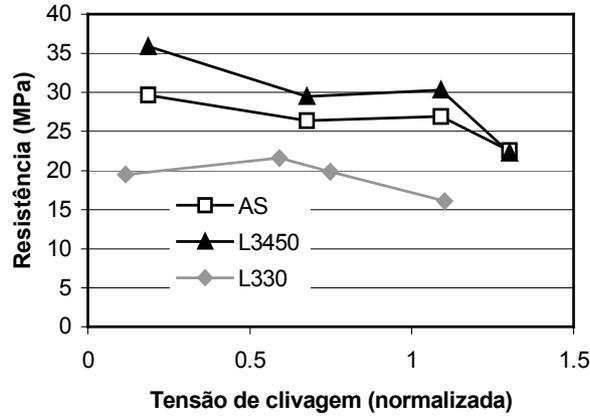


Fig. 12. Resistência ao corte média da junta versus a tensão de clivagem normalizada a 0.9 mm do bordo.

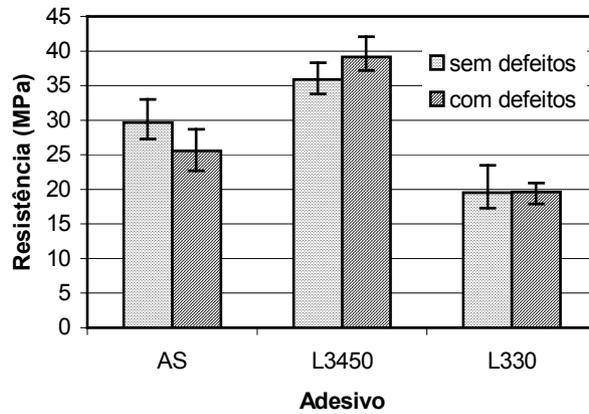


Fig. 13. Influência da presença de defeitos na resistência das juntas de sobreposição simples de aderentes espessos.

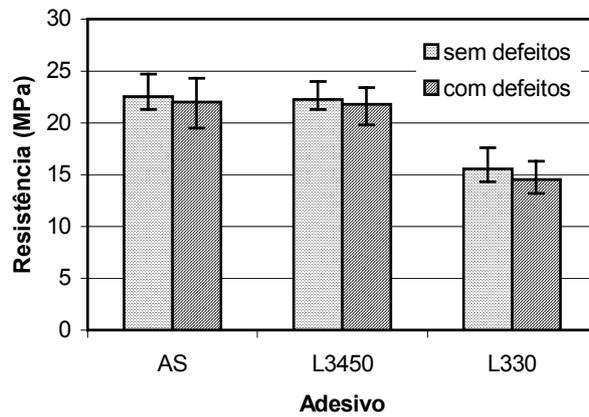


Fig. 14. Influência da presença de defeitos na resistência das juntas de sobreposição dupla de aderentes espessos.

#### 4. CONCLUSÕES

Realizou-se um estudo experimental acerca da resistência de juntas com aderentes de aço inoxidável colados com dois adesivos epóxicos (AS e L3450) e um adesivo acrílico (L330). Inicialmente, efectuaram-se ensaios de fractura em modo I do tipo “*Double Cantilever Beam*” (DCB) para obter a taxa crítica de libertação de energia,  $G_{Ic}$ . Em seguida, mediu-se a tensão de rotura ao corte média de vários tipos de juntas de sobreposição.

Nas juntas de sobreposição simples de chapa fina, a maior resistência foi obtida com o adesivo AS, resultado que está de acordo com as elevadas tensões de clivagem inerentes a este tipo de junta e com os elevados valores de  $G_{Ic}$  medidos para o adesivo. As resistências das juntas de sobreposição de aderentes espessos dependeram da configuração da junta, tendo sido efectuadas análises por elementos finitos para melhor interpretação dos resultados experimentais. Concluiu-se que as resistências das juntas eram mais sensíveis às tensões de clivagem nos bordos, sobretudo para os adesivos epóxicos. Por conseguinte, ao contrário de algumas abordagens de projecto mais simplificadas, o efeito das tensões de clivagem nem sempre pode ser desprezado. Devido à baixa resistência e à elevada tenacidade, o adesivo acrílico revelou-se sensível tanto às tensões de corte como às tensões de clivagem.

Constatou-se também que as resistências expressas em função da sobreposição efectiva, eram pouco sensíveis à presença de defeitos nas extremidades das juntas, resultado que se pode justificar pela natureza dúctil dos adesivos utilizados.

#### REFERÊNCIAS

- [1] L. J. Hart-Smith, “Rating and comparing structural adhesives: a new method”, In *Engineered Materials Handbook, Volume 3: Adhesives and Sealants*, American Society of Materials (1987).
- [2] R. D. Adams, J. Comyn e W. C. Wake, “Structural Adhesive Joints in Engineering”, Chapman & Hall, 1997.
- [3] R. W. Messler, “The challenges for joining to keep pace with advancing materials and designs”, *Materials & Design*, **16**, 261-269 (1996).
- [4] G. C. McGrath, “The performance of adhesive joints – a UK initiative”, *International Journal of Adhesion & Adhesives*, **17**, 339-343 (1997).
- [5] A. Towse, K. D. Potter, M. R. Wisnom e R. D. Adams, “The sensitivity of a Weibull failure criterion to singularity strength and local geometry variations”, *International Journal of Adhesion & Adhesives*, **19**, 71-82 (1999).
- [6] C. H. Wang e L. R. F. Rose, Compact solutions for the corner singularity in bonded lap joints, *International Journal of Adhesion & Adhesives*, **20**, 145-154 (2000).
- [7] G. Li e P. Lee-Sullivan, “Finite element and experimental studies on single-lap balanced joints in tension”, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, **21**, 211-220 (2001).
- [8] P. Chalkey e F. Rose, “Stress analysis of double-strap bonded joints using a variational method”, *International Journal of Adhesion & Adhesives*, **21**, 241-248 (2001).
- [9] D. M. Gleich, M. J. L. Van Tooren e A. Beukers, “A stress singularity approach to failure initiation in a bonded joint with varying bondline thickness”, *Journal of Adhesion Science and Technology*, **15**, 1247-1259 (2001).
- [10] M. Davis e D. Bond, “Principles and practices of adhesive bonded structural joints and repairs”, *International Journal of Adhesion & Adhesives*, **19**, 91-105 (1999).
- [11] EUROCOMP Design Code Handbook - Structural design of polymers and composites, Edited by John L. Clarke, Chapman and Hall (1996).
- [12] M. Goland e E. Reissner, “Stresses in cemented joints”, *Journal of Applied Mechanics*, **66**, A17-A27 (1954).
- [13] G. Fernlund e J. K. Spelt, “Failure load predictions of structural adhesive joints”, *International Journal of Adhesion & Adhesives*, **11**, 213-227 (1991).
- [14] M. Papini, G. Fernlund e J. K. Spelt, “Effect of crack-growth mechanism on the prediction of fracture load of adhesive joints”, *Composites Science and Technology*, **51**, 561-570 (1994).

- [15] M. M. A. Wahab, "On the use of fracture mechanics in designing a single lap adhesive joint", *Journal of Adhesion Science and Technology*, **14**, 851-862 (2000).
- [16] H. Chai, "Shear fracture", *International Journal of Fracture*, **37**, 137-159 (1988).
- [17] H. Chai, "The observation of deformation and damage at the tip of cracks in adhesive bonds loaded in shear and assessment of a criterion for fracture", *International Journal of Fracture*, **60**, 311-326 (1993).
- [18] ISO 15024:2001, "Fibre-reinforced plastic composites - Determination of mode I interlaminar fracture toughness,  $G_{Ic}$ , for unidirectionally reinforced materials" (2001).
- [19] A. Bastos Pereira, "Fractura de juntas coladas", Tese de Mestrado em Engenharia Mecânica, Universidade de Aveiro (2002).
- [20] A. B. Pereira, A. B. de Morais, "Strength of adhesively bonded stainless steel joints", *International Journal of Adhesion and Adhesives*, **23**, 315-322 (2003).

### **INFLUENCE OF EDGE STRESSES ON THE STRENGTH OF ADHESIVELY BONDED LAP JOINTS**

**Abstract** – The absence of accurate failure criteria remains an important obstacle that often prevents the use of adhesive joints in structural applications. The main difficulties result from the high stress gradients near the edges of lap joints. Therefore, the present work focussed on the effect of edge stresses on the strength of adhesive lap joints. Various types of stainless steel joints were bonded with two epoxy and one acrylic adhesives. The test programme included Mode I Double Cantilever Beam fracture tests, lap-shear tensile tests on single-lap joints, as well as lap-shear tensile and compressive tests on double-lap joints. The adherend thickness and joint overlap lengths were varied, and, in some cases, defects were deliberately inserted near the bondline edges. The comparison between Finite Element and experimental results showed that the strength of adhesive joints was essentially dependent on the level of near-the-edge peel stresses. On the other hand, when expressed in terms of effective overlaps, the joint strengths were, in general, not significantly affected by the presence of near-the-edge defects.

