

Desenvolvimento da Tecnologia de Soldagem do Titânio pelo Processo TIG Orbital no Segmento Aeroespacial Brasileiro - Parte 2: Caracterização das Juntas Soldadas

(Characterization of Titanium Welded Joints by the Orbital TIG Process for Aerospace Application. Part 2: Characterization of Welded Joints)

José Augusto Orłowski de Garcia¹; Gérson Luiz de Lima²; Wilson D. Bocallão Pereira³; Valdir Alves Guimarães⁴; Carlos de Moura Neto⁵; Ronaldo Pinheiro da Rocha Paranhos⁶

¹Comando-Geral de Tecnologia Aeroespacial (CTA), Instituto de Aeronáutica e Espaço (IAE), Divisão de Mecânica (AME), São José dos Campos, SP, Brasil, orłowski@iae.cta.br

²Instituto Nacional de Pesquisas Espaciais (INPE), Laboratório de Integração e Testes (LIT), São José dos Campos, SP, Brasil, gerson.lima@lit.inpe.br

³Comando-Geral de Tecnologia Aeroespacial (CTA), Instituto de Aeronáutica e Espaço (IAE), Divisão de Sistemas Aeronáuticos (ASA), São José dos Campos, SP, Brasil, pistolinha@iae.cta.br

⁴Universidade Estadual Paulista "Júlio de Mesquita Filho" (UNESP), Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá (FEG), Departamento de Materiais e Tecnologia (DMT), Guaratinguetá, SP, Brasil, valdir@feg.unesp.br

⁵Comando-Geral de Tecnologia Aeroespacial (CTA), Instituto Tecnológico de Aeronáutica (ITA), São José dos Campos, SP, Brasil, mneto@ita.br

⁶Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro (UENF), Centro de Ciência e Tecnologia (CCT), Laboratório de Materiais Avançados (LAMAV), Campos dos Goytacazes, Rio de Janeiro, Brasil, paranhos@uenf.br

Resumo

Neste trabalho, três programas de soldagem TIG orbital usando corrente pulsada, velocidade crescente (#A), corrente constante (#B) e corrente pulsada, amperagem decrescente (#C) foram previamente desenvolvidos. Um desses deverá ser empregado no Sistema Propulsor do Satélite "CBERS" ("CHINA - BRAZIL EARTH RESOURCES SATELLITE"). Juntas soldadas em tubos de titânio comercialmente puro foram obtidas com estes procedimentos, que foram caracterizadas por meio de ensaios mecânicos e metalográficos. Os resultados obtidos mostram que os três procedimentos de soldagem produzem juntas soldadas isentas de defeitos e com formato adequado. Apesar de pequenas diferenças nas propriedades mecânicas e microestrutura terem sido observadas, os três programas de soldagem atingiram resultados compatíveis com as normas internacionais usadas no segmento aeroespacial. O programa de soldagem #B, por usar menor energia de soldagem, foi considerado obter ligeira vantagem sobre os demais.

Palavras Chave: Soldagem TIG orbital, titânio, satélite.

Abstract: In this work, three welding programs for orbital TIG previously developed were used, using pulsed current and increasing speed (#A), constant current (#B) and pulsed current and decreasing current (#C). One of those should be used for the propulsion system of the satellite "CBERS" ("CHINA - BRAZIL EARTH RESOURCES SATELLITE"). Welded joints using tubes of commercially pure titanium were obtained with these procedures, which were characterized by means of mechanical and metallographic tests. The obtained results show that the three welding procedures produce welded joints free of defects and with adequate shape. Although small differences on mechanical properties and microstructure have been observed, the three welding programs attained compatible results with international standards used in the aerospace segment. The welding program #B, due the reduced heat input used, was considered to obtain slightly advantage over the others.

Key-words: orbital TIG welding, titanium, satellite.

1. Introdução

No início da década de sessenta a soldagem orbital foi desenvolvida a fim de prover a indústria aeroespacial de condições básicas de fabricação de componentes de alta

integridade. A comprovação de falhas em juntas de sistemas hidráulicos expostos a vibrações e a esforços mecânicos durante o vôo de aeronaves, sob velocidades próximas à do som, induziu o aperfeiçoamento de técnicas de união. Deste modo, foi criado o sistema orbital a partir do já existente processo de soldagem TIG [1,2,3].

O sistema de soldagem TIG orbital é utilizado na auto-

(Recebido em 24/09/2006; Texto Final em 06/06/2007).

matização da união de tubos e dutos de diversos diâmetros e espessuras em circunstâncias onde a qualidade está associada à produtividade. O nível de energia de soldagem presente é consideravelmente baixo, favorecendo o controle da distorção e a manutenção da precisão dimensional [3-8].

A união de tubos de pequeno diâmetro e de espessura reduzida utiliza junta de topo e passe único. Os tubos são mantidos estacionários, ao passo que o eletrodo se desloca ao longo da junta formando um cordão de solda homogêneo e com propriedades próximas às do metal base. A operação em si é concebida sob uma atmosfera de gás inerte, responsável pela proteção das extremidades do eletrodo, da poça fundida e das regiões aquecidas da peça contra a contaminação atmosférica [4,6,9].

O sucesso da tecnologia TIG orbital aplicada ao setor espacial não depende apenas da programação dos principais parâmetros de soldagem, mas igualmente de uma série de condições de contorno (composição química do material, requisitos de montagem, tipo e pureza dos gases, tipo e geometria do eletrodo, dentre outros) que, em conjunto, proporcionam consistência e qualidade às peças soldadas.

Este trabalho é parte de um grande esforço nacional que está permitindo a indústria aeroespacial brasileira desenvolver parte da tecnologia para a construção de satélites. Na primeira parte do trabalho [10], o desenvolvimento de tecnologia em processo de soldagem usando TIG orbital e 3 programas foi realizado, estabelecendo procedimentos de soldagem adequados a esta tarefa. Nesta segunda parte do trabalho, as juntas soldadas produzidas são avaliadas e caracterizadas.

2. Materiais e Métodos

O metal base empregado foi o titânio comercialmente puro (grau 2), de procedência chinesa, sob a forma de tubos sem costura, de diâmetro $6,0 \pm 0,1$ mm e espessura $1,0 \pm 0,05$ mm. A composição química é mostrada na Tabela 1, estando de acordo com os padrões estabelecidos pela literatura [11,12].

Três programas distintos de soldagem foram desenvolvidos [10], usando rotação contínua e sentido horário para a união dos tubos de titânio comercialmente puro, com as seguintes características: corrente pulsada com velocidade crescente (#A); corrente constante (#B); corrente pulsada com nível decrescente de amperagem (#C). A seqüência

de soldagem é mostrada na Figura 1. Os procedimentos de soldagem são apresentados na Tabela 2. Mais detalhes sobre os procedimentos podem ser obtidos na parte 1 deste trabalho [10].

O gás de proteção usado foi o argônio ultra-puro (99,999%), com vazão de 5,2 l/min. A vazão do gás de purga que produziu os melhores resultados da geometria de cordão de solda foi de 3,2 l/min de argônio.

A preparação metalográfica foi realizada de modo convencional, tendo sido usada para o polimento mecânico uma solução de alumina (200 ml), água (20 ml), hidróxido de potássio (2 g) e ácido oxálico (30g). Foi usado o reagente de Kroll para revelar a microestrutura, com composição de 100 ml de água destilada, 2 ml de ácido fluorídrico e 5 ml de ácido nítrico. A técnica empregada para o ataque consiste na imersão das amostras na solução durante aproximadamente 10 s. A avaliação metalográfica das juntas soldadas foi feita via microscopia ótica (MO) e eletrônica de varredura (MEV), com imagens capturadas por um programa de aquisição de imagens denominado DT Acquire, versão 2.0. O tamanho de grão do metal base e da ZTA foi medido por meio de um programa de computador denominado Image Tool for Windows, versão 2.0, a partir de imagens capturadas durante a análise por MO.



Figura 1 - Seqüência de soldagem indicando os quatro quadrantes da soldagem do tubo.

Tabela 1- Composição química do metal base (% peso).

Elementos	Fe	S	C	N	H	O	Ti
% peso	0,30	0,20	0,10	0,03	0,015	0,015	Restante

Tabela 2 - Procedimentos de soldagem utilizados nos diversos programas [10].

Parâmetros de Soldagem	Programas de Soldagem		
	#A (corrente pulsada velocidade crescente)	#B (corrente constante)	#C (corrente pulsada amperagem decrecente)
Seqüência de Soldagem			
Tempo de pré-purga de gás de proteção (s)	70,0	70,0	70,0
Tempo de pós-purga de gás de proteção (s)	90,0	90,0	90,0
Tempo de aclave de corrente (s)	0,0	0,0	2,0
Tempo de declive de corrente (s)	4,0	4,0	4,5
Tempo de retardo de deslocamento (s)	1,0	0,8	0,0
1º Quadrante			
Pulsção ligada/desligada	ligada	Desligada	Ligada
Velocidade de rotação (rpm)	4,0	8,0	7,4
Corrente de pico (A)	28,0	21,0	40,0
Corrente de base (A)	8,0	-	12,0
Tempos de corrente de pico e de base (s)	0,1	-	0,1
2º Quadrante			
Pulsção ligada/desligada	ligada	Desligada	Ligada
Velocidade de rotação (rpm)	4,0	8,0	7,4
Corrente de pico (A)	28,0	21,0	37,4
Corrente de base (A)	8,0	-	12,0
Tempos de corrente de pico e de base (s)	0,1	-	0,1
3º Quadrante			
Pulsção ligada/desligada	ligada	Desligada	Ligada
Velocidade de rotação (rpm)	4,9	8,0	7,4
Corrente de pico (A)	28,0	21,0	34,8
Corrente de base (A)	8,0	-	12,0
Tempos de corrente de pico e de base (s)	0,1	-	0,1
4º Quadrante			
Pulsção ligada/desligada	ligada	Desligada	Ligada
Velocidade de rotação (rpm)	4,9	8,0	7,4
Corrente de pico (A)	28,0	21,0	32,2
Corrente de base (A)	8,0	-	12,0
Tempos de corrente de pico e de base (s)	0,1	-	0,1

Perfis de microdureza Vickers foram realizados com carga de 100 g e tempo de penetração de 7 s em um equipamento digital marca Future Tech Corporation, modelo FM, incluindo o metal base, a ZTA e a zona fundida, com três impressões por região. As indentações foram efetuadas em uma linha mediana entre a superfície e a base das seções transversais de cada uma das amostras correspondentes aos programas de soldagem, partindo-se do metal base em direção à zona fundida.

Para a avaliação das propriedades mecânicas, ensaio mecânico de tração do metal base e das juntas soldadas foram realizados, referentes aos três programas de soldagem usados. Nove corpos de prova foram preparados para cada condição de soldagem, e três para o metal base. Os testes desenvolvem-se segundo a norma AWS B4.0M:2000 [13]. A análise da superfície de fratura do corpo-de-prova submetido ao ensaio de tração uniaxial foi realizada com o uso do MEV.

3. Resultados e Discussão

A Tabela 3 apresenta os valores das energias de soldagem empregadas para cada um dos programas em estudo. Esta atua sobre a taxa de resfriamento da junta, microestrutura e propriedades mecânicas dentre outras. Foi calculada por meio da expressão $E_s = f.(V.I/vs)$, sendo V a tensão, I a intensidade de corrente e vs a velocidade de soldagem. O valor de f (eficiência da transmissão de calor) foi atribuído como sendo 0,9, válido para o processo TIG orbital. A leitura do valor da tensão foi obtida por meio de um multímetro, conectando-se o seu terminal positivo e negativo ao tubo e ao rotor do cabeçote orbital, respectivamente. O valor médio correspondente a um total de cinco medidas efetuadas ao longo de cada um dos programas de soldagem foi de 8,37 V. Desta forma, a energia de soldagem foi calculada para cada um dos quadrantes dos programas em estudo, veja Tabela 3. Observam-se valores crescentes da energia de soldagem

Tabela 3 - Energia de soldagem para os diversos programas. Es¹, Es², Es³ e Es⁴ referem-se às energias de soldagem em cada um dos quatro quadrantes do tubo, como mostrado na Figura 1.

Programas	Energia de soldagem			
	Es ¹ (J/mm)	Es ² (J/mm)	Es ³ (J/mm)	Es ⁴ (J/mm)
#A (corrente pulsada velocidade crescente)	108,21	108,21	88,41	88,41
#B (corrente constante)	62,87	62,87	62,87	62,87
#C (corrente pulsada amperagem decrescente)	84,21	80,00	75,79	71,58

para a seqüência #B, #C e #A. Embora os programas #A e #C usem corrente pulsada em seus respectivos ciclos de união, justificam-se os mais altos índices de energia de soldagem à baixa velocidade de soldagem do programa #A e à elevada corrente do programa #C, veja Tabela 2.

3.1. Caracterização Microestrutural

A Figura 2 apresenta a microestrutura do metal base, constituída basicamente de grãos α equiaxiais com a presença de precipitados finos e dispersos e pela fase β em determinadas regiões. Observa-se a presença de precipitados finos e dispersos nas regiões de contornos de grãos como também no interior dos mesmos. Embora a análise destes precipitados não faça parte do escopo deste trabalho, pesquisas de Gould et al. revelam que elementos como o ferro, presente sob a forma de impureza nas ligas de titânio comercialmente puro, estabilizam a fase β elevando em até 5% em termos quantitativos a sua presença na matriz [14].

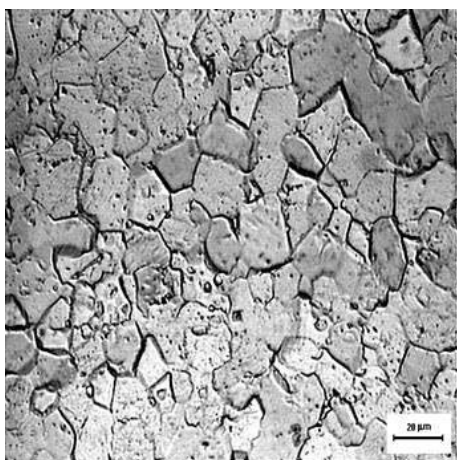


Figura 2 - Microestrutura do metal base. Metalografia ótica. Reagente de Kroll, 500X.

No caso específico do titânio, a zona fundida caracteriza-se pelas temperaturas superiores à linha *solidus* do material. Na ZTA, os níveis de temperatura alcançam valores acima da transformação alotrópica, β *transus*, durante a fase de aquecimento. No resfriamento, o produto formado a partir da fase β é resultado da taxa de declínio da temperatura nesta região. Conseqüentemente, os efeitos procedentes dos

ciclos térmicos, particularmente da energia de soldagem, são os grandes responsáveis pelas propriedades finais da junta soldada mediante transformações microestruturais. Como exemplo, o titânio e suas ligas podem assumir diferentes configurações a começar dos grãos equiaxiais, próprios de estruturas recozidas até as mais complexas como as fases metaestáveis (martensita, bainita, estrutura de Widmanstätten, dentre outras) típico das elevadas taxas de resfriamento [15,16].

Uma segunda particularidade na soldagem do titânio e suas ligas é a possibilidade de contaminação em função da sua alta reatividade pelos gases provenientes da atmosfera, em particular o oxigênio. Tal evento advém de tempos ou vazões insuficientes de gás de proteção, da presença de contaminantes na própria composição do gás ou de vazamentos ao longo da linha de alimentação do gás de proteção. Nestes casos, elementos como o oxigênio ($r_a=0,60 \mu\text{m}$) e nitrogênio ($r_a=0,71 \mu\text{m}$) alojam-se nos interstícios do reticulado cristalino do titânio ($r_a=1,46 \mu\text{m}$) distorcendo-o e impedindo a movimentação das discordâncias. Esse fenômeno é responsável pelos aumentos da dureza e da resistência mecânica da junta soldada e, igualmente pela sua fragilização [16].

A Figura 3 apresenta as microestruturas características de cada uma das regiões da junta soldada em titânio comercialmente puro – grau 2. Em função da similaridade entre as microestruturas, independente da energia de soldagem aplicada, foi escolhida a do programa de soldagem #B de modo a representar as demais, evitando-se assim repetições desnecessárias.

O metal base, Figura 3a corresponde a região cujo pico de temperatura é insuficiente para ocorrer alterações microestruturais, consiste de grãos α equiaxiais de pequeno tamanho de grão, como já mostrado na Figura 2. O baixo aumento aqui mostrado está relacionado à tentativa de uniformizar as ampliações de modo a enfatizar as alterações procedentes das operações de união.

A zona fronteira entre o metal base e a ZTA, representados à direita e à esquerda da Figura 3b, delimita claramente a região a partir da qual os ciclos térmicos de soldagem atuam de modo incisivo nas modificações microestruturais. No campo correspondente à ZTA observam-se grãos equiaxiais de granulação grosseira.

Observação detalhada da ZTA, Figura 3c, aponta um aumento no tamanho dos grãos com a proximidade da zona

fundida, resultado de ciclos térmicos com maior temperatura de pico. Dados semelhantes são registrados por Lathabai [15] e Danielson [16] em suas pesquisas envolvendo juntas soldadas de titânio comercialmente puro.

A zona fundida, Figura 3d, consiste de grãos grosseiros cujo interior apresenta células α paralelas sob diferentes direções circundadas pela fase β . Foi verificada a tendência mencionada na literatura [16] que o espaçamento entre essas células é tanto maior quanto mais elevado o aporte de energia, tendo o programa de soldagem #A resultado em grãos ligeiramente maiores quando comparados aos demais programas de soldagem usados.

A Tabela 4 apresenta os dados relativos ao tamanho de grão do metal base e da ZTA. Observa-se valores médios crescentes de tamanho de grão acompanham os aumentos gradativos de energia de soldagem na seqüência #B (TGm=93 μm), #C (TGm=122 μm) e #A (TGm=193 μm) confirmando dados de pesquisas recentes [18,19,20].

Ao contrário da região limítrofe entre o metal base e a ZTA de contornos bem definidos, a zona de ligação (ou de transição) situada entre as zonas fundida e termicamente afetada é difícil de ser definida com precisão em função das similaridades microestruturais de ambas as regiões. Dificuldades semelhantes foram descritas por Lathabai [15] e Danielson [16]. Os grãos alcançam o seu máximo em termos dimensionais na região correspondente à de fusão do metal.

A Figura 4 apresenta as microestruturas das regiões presentes de uma junta soldada obtida por MEV. A amostra em estudo refere-se ao programa de soldagem #A, corres-

Tabela 4 - Medidas do tamanho de grão do MB e da ZTA

Tamanho do grão	Programa de Soldagem		
	#A	#B	#C
Média MB (μm)	19,89	19,89	19,89
Desvio-Padrão	12,75	12,75	12,75
Média ZTA (μm)	193,16	93,05	122,40
Desvio-Padrão	47,61	25,82	32,31

pondente ao maior aporte de energia. As informações aqui levantadas correspondem às apresentadas segundo análise por MO.

3.2. Propriedades Mecânicas

A média dos resultados dos ensaios de tração das juntas soldadas e do metal base são mostrados na Tabela 5. Pode ser observado que os valores médios do limite de resistência das juntas soldadas estão próximos entre si. É importante salientar que todos os corpos de prova romperam-se fora da solda. Os programas #A, #C e #B apresentam reduções desta propriedade quando comparados ao do metal base, da ordem de 12,5%, 9,5% e de 8,5%, respectivamente. A maior redução refere-se ao programa de energia mais elevada. Por analogia, constata-se que os valores que mais se aproximam ao do metal base são atribuídos ao ciclo de soldagem com aporte de energia mais baixo.

Os resultados dos ensaios mecânicos, independente do programa de soldagem, estão de acordo com os padrões chineses [21,22], uma vez que a sua condição de aceite limita

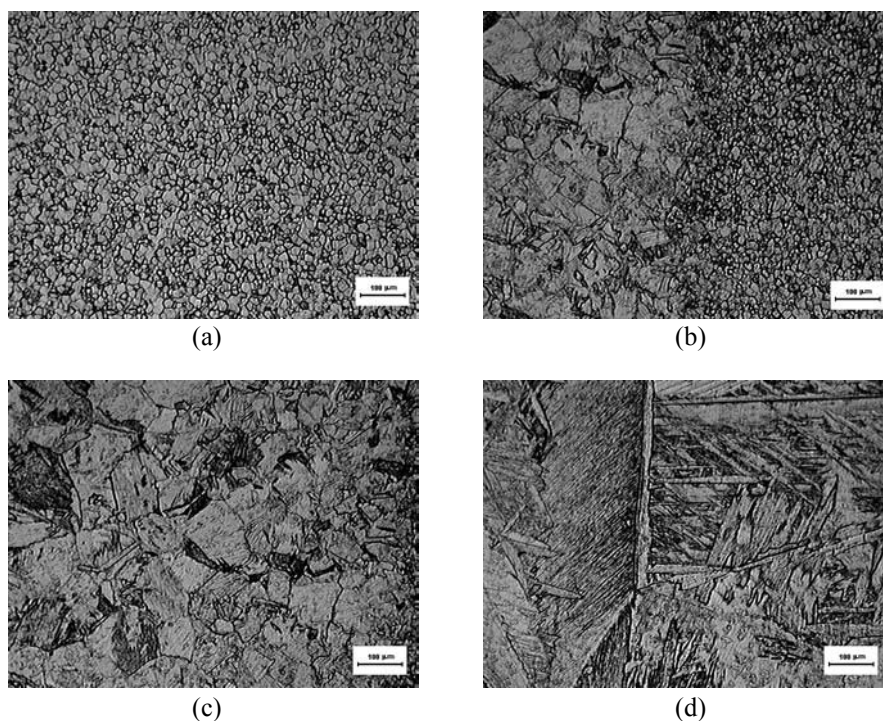


Figura 3 - Micrografias representativas das regiões de uma junta soldada. Programa #B. Microscopia ótica. Reagente de Kroll, aumento 100x. (a) metal base; (b) transição metal base – ZTA ; (c) ZTA ; (d) metal de solda.

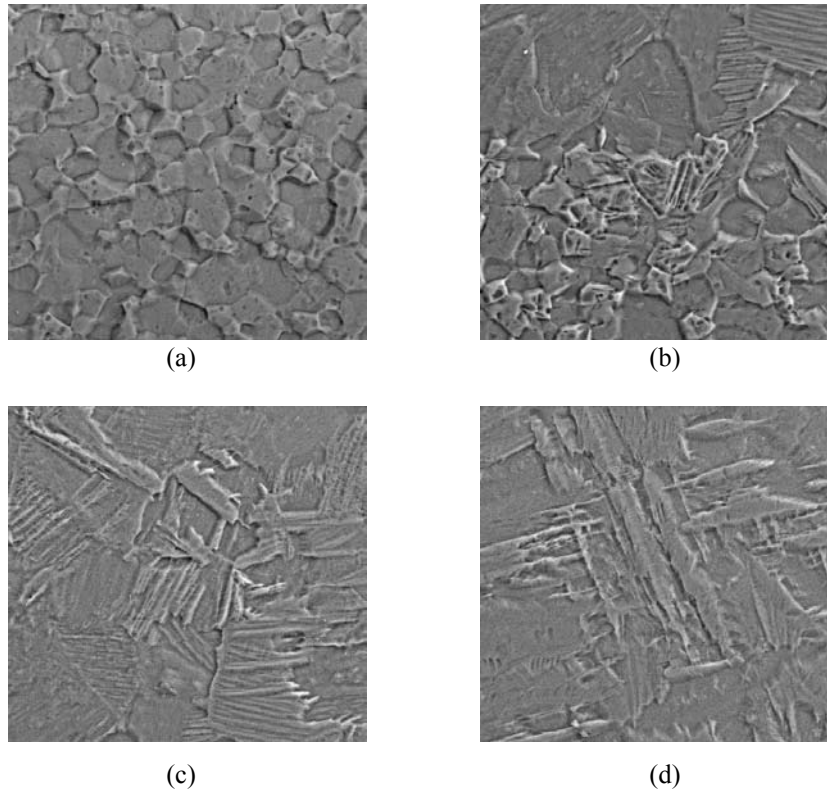


Figura 4 - Micrografias representativas das regiões de uma junta soldada. Programa #A. Microscopia eletrônica de varredura. Reagente de Kroll, aumento 500x. (a) metal base; (b) transição metal base – ZTA ; (c) ZTA ; (d) metal de solda.

em 80% a resistência mínima das juntas soldadas em relação aos valores obtidos para o metal base. Nesta pesquisa, todos os valores levantados, sem exceção, estão acima do mínimo especificado, haja vista os índices médios de 87,5%, 90,5% e 91,5% para os programas em estudo.

Tabela 5 - Resultados dos ensaios mecânicos de tração.

Programa de Soldagem	Propriedades	
	Média limite Resistência (MPa)	Desvio-Padrão (MPa)
#A	438,72	18,799
#B	458,78	22,506
#C	454,62	9,364
Metal base	502,48	8,254

Os perfis de microdureza das amostras soldadas representativas dos diferentes programas de soldagem são mostrados na Tabela 6. Uma característica comum aos três programas de soldagem é a proximidade nos valores dos resultados. Independente do programa de soldagem associa-se os menores valores de microdureza para a região fundida dos corpos-de-prova. Os maiores índices deste parâmetro são verificados para o metal base. De forma análoga ao limite de resistência, os valores médios crescentes de microdureza são exibidos pelos programas #A, #C e #B, equivalentes à

ordem decrescente em termos de energia de soldagem, como já seria esperado.

A fim de facilitar a interpretação dos resultados são feitas correlações das propriedades mecânicas das juntas soldadas com as suas microestruturas equivalentes. As maiores energias de soldagem praticadas pelo programa #A, razão pelo crescimento exagerado dos grãos na ZTA e zona fundida, assim como pelo maior espaçamento verificado entre as estruturas aciculares (α) presentes no interior dos grãos (β), apresentam os menores índices de limite de resistência mecânica e de microdureza em comparação aos demais. Os valores médios de microdureza, quase que coincidentes, para a zona fundida e ZTA, são justificados pelas proximidades nas dimensões dos grãos nestas regiões.

Tabela 6 - Resultados dos perfis de microdureza Vickers HV100.

Microdureza Vickers	Programa de Soldagem		
	#A	#B	#C
Média MB	204,22	204,22	204,22
Desvio-Padrão	0,683	0,683	0,683
Média ZTA	177,74	197,22	185,16
Desvio-Padrão	6,964	3,819	2,339
Média MS	175,32	185,82	179,02
Desvio-Padrão	1,599	3,750	2,991

Tradicionalmente, as literaturas clássicas a respeito de materiais apresentam analogias em relação às suas propriedades. Um destes exemplos refere-se à dependência entre o tamanho de grão, dureza e resistência, calculada por meio das equações:

$$H = H_0 + kh \cdot d^{-1/2} \quad (\text{eq. 1})$$

$$s = s_0 + k \cdot d^{-1/2} \quad (\text{eq. 2})$$

Sendo H a dureza; s a tensão de escoamento; d o diâmetro médio do grão; kh e k os coeficientes angulares das retas; H_0 e s_0 as interseções das retas com o eixo das ordenadas.

De acordo com as equações (1) e (2), as grandezas dureza e tensão são inversamente proporcionais ao tamanho médio de grão, confirmando os resultados obtidos neste trabalho (veja Tabelas 4, 5 e 6). Por analogia, a granulação mais fina obtida segundo o programa #B, correspondente ao de menor energia de soldagem, proporciona os melhores resultados em termos de propriedades mecânicas, visto apresentar o menor tamanho de grão e, por conseguinte, os melhores índices para a dureza e limite de resistência [23].

3.3. Análise da Superfície de Fratura

Como mostrado nas Figuras 5a e 5b, o corpo-de-prova de tração apresenta fratura dúctil, uma vez que a sua ruptura é precedida de deformação plástica localizada, caracterizada pela redução no diâmetro. Sua superfície apresenta-se predominantemente irregular e de coloração cinzenta, conforme detalhe de uma das extremidades da amostra ensaiada. Observações em ambas às faces do exemplar confirmam o predomínio da fratura por cisalhamento. Neste tipo de fratura, a trinca propaga-se localizadamente em planos cisalhantes orientados a 45° com

o eixo longitudinal [24,25].

Estudos indicam que a fratura se inicia a partir da região central da seção do corpo-de-prova, em um plano macroscopicamente normal ao eixo de aplicação da tensão de tração. À medida que a deformação progride, a trinca cresce em direção à superfície do corpo-de-prova. Este fenômeno está relacionado à nucleação de pequenas microcavidades (*dimples*), em geral associadas a inclusões, partículas de segunda fase, partículas finas de óxidos e, por fim, em pontos tripos de contornos de grão para metais de alta pureza. A coalescência dessas cavidades, resultado de seu crescimento sob a tensão aplicada, é a responsável pela formação de uma trinca dúctil [23,25].

A análise da superfície de fratura no MEV é apresentada mediante seqüência de três fotografias com diferentes ampliações (500, 1000 e 3000x) expostas nas figuras 5c, 5d e 5e. A região de ruptura revela a presença de *dimples* de grandezas distintas. Aqueles de maiores dimensões referem-se a pontos de nucleação espaçados e em quantidade reduzida, condições que possibilitam o crescimento das microcavidades antes do coalescimento das mesmas. Os menores são formados a partir de um grande número de pontos próximos uns dos outros. Por conseguinte, relacionam-se o tamanho dos *dimples* e o aspecto da superfície de fratura ao número e a distribuição das microcavidades nucleadas a partir de solicitações externas [24,25]. Nota-se a predominância de regiões com *dimples* de morfologia equiaxial cônica, característicos de fratura sob condições de cargas uniaxiais típicas do ensaio de tração. Em alguns campos prevalecem os *dimples* rasos e alongados, formados a partir de mecanismos de ruptura por cisalhamento (*shear fracture*). Neste caso, os *dimples* apontam na direção do cisalhamento em ambas as superfícies de fratura, porém

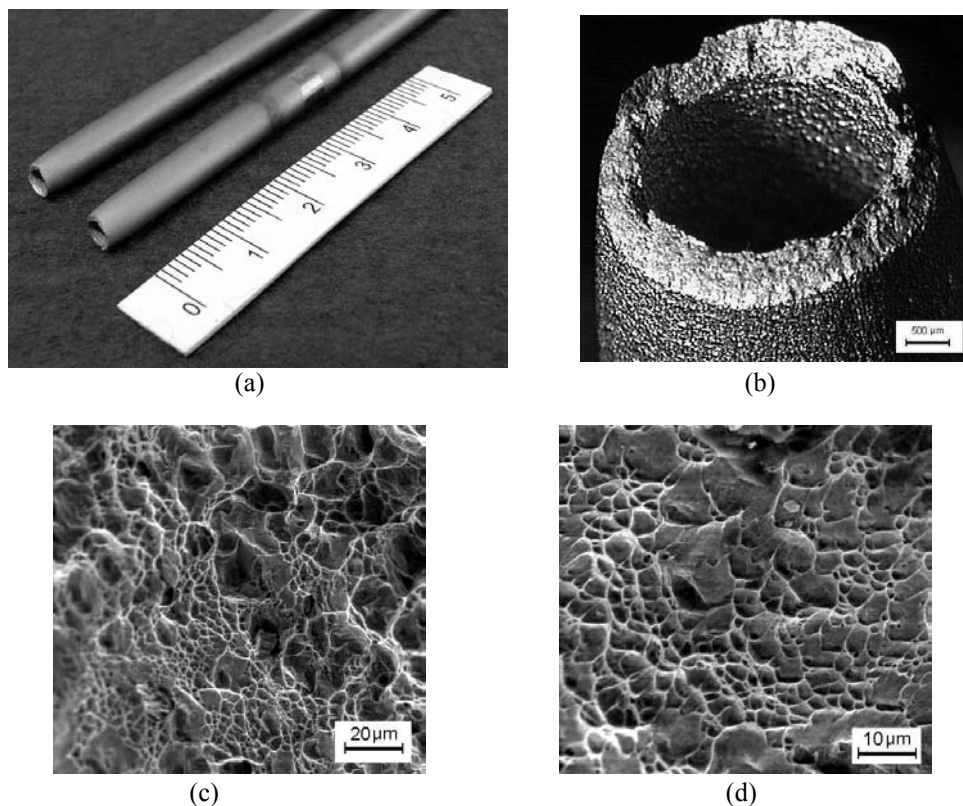


Figura 5 - Análise da superfície de fratura de um corpo-de-prova soldado (programa #A). (a) corpo de prova rompido; (b) detalhe da superfície de fratura; (c), (d) e (e) observação no MEV da superfície de fratura, com ampliação de 500X, 1000X e 3000X respectivamente.

com orientações opostas, de acordo com o sentido de escorregamento. Ao contrário, em situações de fratura sob rasgamento (*tear fracture*), os *dimples* indicam um único sentido, determinado em função do mecanismo de coalescimento das microcavidades [23,24,25].

Em síntese, a fratura está localizada em uma seção do corpo-de-prova distante cerca de 31 mm do centro do cordão de solda. Os níveis de temperatura ali alcançados não são suficientes para eventuais transformações microestruturais. Não há evidências de trincas, poros ou inclusões nas áreas observadas.

4. Conclusões

Os programas #A, #B e #C desenvolvidos para a soldagem TIG orbital de tubos de titânio mostraram-se adequados, obtendo-se resultados mecânicos satisfatórios para a junta soldada.

O programa #A (corrente pulsada e velocidade crescente) produziu um cordão de solda com menor valor de dureza e limite de resistência, fato atribuído à maior dimensão dos grãos e ao maior espaçamento verificado para as estruturas aciculares alfa, ambos caracterizados por uma baixa taxa de resfriamento;

O programa #B (corrente constante) correspondente ao de menor energia de soldagem, proporcionou o melhor compromisso entre os valores de dureza e resistência mecânica, visto apresentar o menor tamanho de grão.

5. Referências Bibliográficas

- [1] HENON, B. K. Orbital Welding of small diameter tubing. Reimpressão de Tube International, março de 1998. Disponível em: <http://www.arcmachines.com/appPages/smalldia02.html>. Acesso em 24 out. 2001.
- [2] HENON, B. K. Practical application of orbital tube and pipe welding. Reimpressão de Practical Welding Today. Disponível em: <http://www.arcmachines.com/appPages/pract02.html>. Acesso em 17 nov. 2001.
- [3] ORBIMATIC. Origins and development of orbital welding. Disponível em: <http://www.subcontractingtalk.com/news/orb/orb131.html>. Acesso em 4 nov. 2003.
- [4] MANNION, B. The Fundamentals of Orbital Welding. Welding Design and Fabrication. p. 22 – 26, fev. 1999.
- [5] HENON, B. K. Matsushita completes ultra high purity nitrogen system reducing contaminants to ppb levels. Disponível em: <http://www.arcmachines.com/appPages/masca02.html>. Acesso em 22 out. 2001.
- [6] MORGAN, J.; HENON, B. K. Discovering applications for orbital fusion welding. Reimpressão de The Tube & Pipe Journal, março de 1999. Disponível em: <http://www.arcmachines.com/appPages/tpj02.html>. Acesso em 24 out. 2001.
- [7] BROND, A.; HENON, B. K. Orbital welding technology for pharmaceutical piping systems. Trabalho apresentado no Latin American Pharmaceutical Show, Centro Costa Salguero, Buenos Aires, Argentina, 29-30 de Março de 2000. Disponível em: <http://www.arcmachines.com/appPages/atw02.html>. Acesso em 24 out 2001.
- [8] LITTLEWOOD, G.; HENON, B. K. A case study of the installation of an orbitally welded higienic piping system. Reimpressão de Pharmaceutical Technology Europe, março de 2000. Disponível em: <http://www.arcmachines.com/appPages/pharmeo02.html>. Acesso em 24 out. 2001.
- [9] ARC MACHINES, INC. Orbital welding delivers treatment plant on time. Welding Journal, p. 51-52, mar. 2001.
- [10] ORLOWSKI, A.G.; DIAS, N.S.; LIMA, G.L.; PEREIRA, W.B.; NOGUEIRA, N.F.; PARANHOS, R.P.R. Desenvolvimento da Tecnologia de Soldagem do Titânio pelo Processo TIG Orbital no Segmento Aeroespacial Brasileiro - Parte 1: Montagem Experimental. Soldagem & Inspeção, vol.12, n.1, p.46-54, 2007.
- [11] AMERICAN SOCIETY FOR TESTING MATERIALS. ASTM B338-03. Specification for seamless and welded titanium and titanium alloy tubes for condensers and heat exchangers. 2003.
- [12] AMERICAN WELDING SOCIETY. AWS D10.6/D10.6M:2000. Recommended practices for gas tungsten arc welding of titanium pipping and tubing. 2000.
- [13] AMERICAN WELDING SOCIETY. AWS B4.0M:2000. Standard methods for mechanical testing of welds. 2000.
- [14] GOULD, J. E. ; BECKER, D. ; WILLIAMS, J. C.; Microstructural characterization of titanium weldments, in: KOSSOWSKI, R.; GLICKSMAN, M. E. (Eds), Physical Metallurgy of Metal Joining, The Metallurgical Society of AIME, Warrendale, PA, USA, 1980, p. 199-221.
- [15] LATHABAI, S.; JARVIS, B. L.; BARTON, K. J. Comparison of keyhole and conventional gas tungsten arc welds in commercially pure titanium. Materials Science and Engineering A, 299, p.81-93, 2001.
- [16] DANIELSON, P.; WILSON, R.; ALMAN, D. Microstructure of titanium welds. Advanced Material & Processes. p. 39-42, fev. 2003.
- [17] WINCO, K.C. et al. An investigation into welding parameters affecting the tensile properties of titanium welds. Journal of Materials Processing Technology, 63, p. 759-764, 1997.
- [18] BARREDA, J. L. et al. Electron beam welded high thickness Ti6Al4V plates using filler metal of similar and different composition to the basic plate. Vacuum, 62, p.143-150, 2001.
- [19] YUNLIAN, Q. et al. Electron beam welding, laser beam welding and gas tungsten arc welding of titanium sheet. Materials Science & Engineering A, 280, p. 177-181, 2000.
- [20] SUNDARESAN, S. et al. Microstructural refinement of weld fusion zones in α - β titanium alloys using pulsed current weld. Materials Science & Engineering A, 262, p. 88-100, 1999.
- [21] NORMA CHINESA CBERS propulsion subsystem pipe integrating and welding requirement (specification). Dados fornecidos pelo CAST (CHINESE ACADEMY OF SPACE TECHNOLOGY), sem referência de data.
- [22] NORMA CHINESA CBERS propulsion subsystem pipe leakage check requirement (specification). Dados fornecidos pelo CAST (CHINESE ACADEMY OF SPACE TECHNOLOGY), sem referência de data.
- [23] DIETER, G. E. Metalurgia mecânica. 2nd. ed. Rio de Janeiro: Guanabara Koogan S.A., 1981, 653p.
- [24] AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Fractography. 9th. ed. ASM, 1997.
- [25] WULPI, D. J. Understand How Components Fail. 9th. ed. ASM, 1997, 262p.