ARTUR MARIANO DE SOUSA MALAFAIA

**Avaliação das propriedades mecânicas de tração e fadiga, com
monitoramento de trincas, de juntas de Al AA2024-T3
soldadas a ponto por fricção-mistura**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação Interunidades em Ciência e Engenharia de Materiais, da Universidade de São Paulo, para a obtenção do título de Mestre em Ciências e Engenharia de Materiais.

Área de Concentração: Desenvolvimento,
Caracterização e Aplicação de Materiais
Orientador: Prof. Dr. Dirceu Spinelli

São Carlos
2009

AUTORIZO A REPRODUÇÃO E DIVULGAÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO, POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

Ficha catalográfica elaborada pelo Serviço de Biblioteca e Informação IFSC/USP

Malafaia, Artur Mariano de Sousa

Avaliação das propriedades mecânicas de tração e fadiga com monitoramento de trincas, de juntas de A1AA2024-T3/ Artur Mariano de Sousa Malafaia; orientador Dirceu Spinelli.--São Carlos, 2009.

113 p.

Dissertação (Mestrado – Programa de Pós-Graduação em Interunidades Ciência e Engenharia de Materiais. Área de Concentração:Desenvolvimento, Caracterização e Aplicação de Materiais) – Escola de Engenharia de São Carlos, Instituto de Física de São Carlos, Instituto de Química de São Carlos da Universidade de São Paulo

Malafaia, Artur Mariano de Sousa. **Avaliação das propriedades mecânicas de tração e fadiga com monitoramento de trincas, de juntas de Al AA2024-T3**, 2009. 113 p. Dissertação (Mestrado – Programa de Pós-Graduação em Interunidades Ciência e Engenharia de Materiais. Área de Concentração:Desenvolvimento, Caracterização e Aplicação de Materiais) – Escola de Engenharia de São Carlos, Instituto de Física de São Carlos, Instituto de Química de São Carlos da Universidade de São Paulo

ERRATA

Página	Linha	Onde se lê	Leia-se
2	3	A1AA2024	Al AA2024
22	15	acima de	abaixo de
86	9	parâmetros escolhida	parâmetros escolhidas
86-87	última (86)	... A mostra...	... A Tabela 16 mostra...
95	15	realizada	realizada
106	7	de fadiga	de arrancamento e fadiga
106	9	de vida.	de vida (para o caso de fadiga).
107	3	cargas e	cargas, área de união e
107	9	tração em fadiga	tração e fadiga

Na página 26, linha 22, considerar o último parágrafo “**Figura 3 apresenta...**” como continuação do parágrafo anterior, linha 21 e leia-se: “**A Figura 3 apresenta...**”

Na Figura 61 todas as micrografias, indicadas pelas letras de A a E, estão em mesmo aumento, apesar da ausência de escala.

Na página 105, linha 8, onde se lê: “**... por FSSW.**”, leia-se: “**... por FSSW, mostrando a simplicidade de execução do processo de soldagem.**”

Na página 107, linha 6, corrigir a frase (inteira): “**Estudo de geometrias...**”, ficando: “**Estudo da geometria de ferramentas e técnicas para preenchimento do furo para melhoria das propriedades e estudo de desgaste em ferramentas de diferentes materiais e geometrias.**”

FOLHA DE APROVAÇÃO

Artur Mariano de Sousa Malafaia

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Ciência e Engenharia de Materiais da Universidade de São Paulo para obtenção do título de Mestre em Ciência e Engenharia de Materiais.

Área de Concentração: Desenvolvimento, Caracterização e Aplicação de Materiais.

Aprovado em: 17/02/2009

Comissão Julgadora

Prof. Dr. Dirceu Spinelli

Instituição: EESC/USP

Assinatura

Prof. Dr. Marcelo Tadeu Milan

Instituição: MIB

Assinatura

Prof. Dr. Marcelo Falcão de Oliveira

Instituição: EESC/USP

Assinatura

*A Deus, pela vida e saúde, por
tudo que sei e não sei, tenho e não
tenho, e por me fazer refletir em
meu dia a dia, me inspirando de
maneiras simples e
surpreendentes.*

*Ao meu pai e minha mãe, por todo
o esforço e tempo dedicados à
minha educação e formação
profissional, cultural e ética, e
pela amizade incondicional,
verdadeira e enriquecedora.*

AGRADECIMENTOS

Ao meu orientador Prof. Dr. Dirceu Spinelli pelo incentivo, amizade, oportunidades e ensinamentos durante esta etapa de minha formação.

Ao Prof. Dr. Marcelo Falcão de Oliveira, pela orientação inicial, e ao graduando Gustavo Monteiro Dias pela parceria no trabalho e amizades.

Ao Prof Dr. Reginaldo Coelho, aos técnicos de laboratório Ariel e Afonso, e aos pós graduandos Marcelo Guerra e Ricardo Arai, do OPF-Depto. de Eng. de Produção, por viabilizar o estudo, permitindo e auxiliando a confecção das juntas soldadas.

A todos professores e funcionários do departamento por fazer deste um bom ambiente de trabalho. Em especial aos Prof. Waldek Bose, Prof. Luís Casteletti, Prof. José Ricardo Tarpani e aos técnicos de laboratório Eliezer e João pelo auxílio durante o trabalho.

Ao serviço de pós-graduação pelas informações e dedicação de seus funcionários.

A Marcelo Milan, e à empresa MIB pelo empréstimo do aparelho de detecção de trincas utilizado, pelas contribuições técnicas e pela amizade que tenho com os membros da empresa.

A empresa TAM, Eng. Leandro Iezzi e Eng. Carlos Castro pela confecção dos corpos de prova rebitados.

À toda minha família por todo apoio, confiança, estímulo e carinho. Sempre me encorajando a galgar novos desafios.

A Cláudia pelo companheirismo e amizade durante grande período da realização desse trabalho.

Aos companheiros de moradia antigos e recentes. Obrigado a Bruno, Yuri, Fausto, Lucas, Pablo, José Roberto, Tomaz, Filipe, Matheus, Victor e Iran pela convivência e boas risadas compartilhadas nesses anos morando juntos.

A todos os amigos do departamento, Danilo, Flávio, Omar, Maurício, Rosamel, Luciana, Cristina, Euripedes, Daniel, Rodrigo, Ester, Frederico e todos os demais que participaram dessa etapa, seja na hora do café ou na hora do trabalho.

A todos os amigos que fiz nesses em São Carlos. Ao meu também companheiro de departamento, de graduação e amigo Gustavo (Minero) e ao amigo Luis Gustavo (Daloia) pelas sempre extensas e enriquecedoras conversas. A todos os colegas da turma Mec-02, onde grandes amizades foram feitas, dentre eles Filipe Stella, Daniel Herrera, Danilo Soares e Cauê Ortiz pela intensa participação na minha vida. E também a Maicon Oliveira e demais participantes do programa GET 2008 pelos grandes momentos.

Ao CNPq pela bolsa de mestrado concedida inicialmente e pela bolsa de iniciação vinculada a este trabalho.

À Fapesp pela bolsa de mestrado (Processo 07/02093-5), permitindo e auxiliando a realização deste trabalho.

***“Vai sempre ter alguém com mais
dinheiro, mais respeito, mais ou
menos tudo o que se pode ter, vai
sempre sobrar, faltar alguma
coisa, somos imperfeitos e o que
falta cega pro que já se tem”***

Herbert Vianna

RESUMO

Este trabalho teve como principal objetivo a determinação dos parâmetros de soldagem a ponto pelo processo de fricção-mistura (FSSW) em uma liga de alumínio AA2024-T3, pela comparação de resultados obtidos em ensaios de cisalhamento e arrancamento em tração e ensaios de fadiga em juntas sobrepostas. Juntas rebitadas da mesma liga também foram ensaiadas, nas mesmas condições, para comparação de propriedades mecânicas. Os principais parâmetros do processo FSSW são: velocidades de avanço e de rotação da ferramenta, profundidade de penetração e tempo de patamar. Foram explorados principalmente os parâmetros: profundidade de penetração e rotação da ferramenta. Os resultados dos ensaios de cisalhamento em tração possibilitaram a determinação da resistência ao cisalhamento das juntas soldadas a ponto, que apresentaram valores inferiores, mas próximos aos obtidos nas juntas rebitadas. Análises microestruturais e de microdureza foram realizadas para elucidar alguns resultados dos ensaios executados. Os ensaios de fadiga foram executados sob controle de carga, com razão de carga $R=0,1$, em corpos de prova confeccionados com os parâmetros que geraram os melhores resultados em ensaios de cisalhamento em tração. Para as juntas soldadas, uma técnica de monitoramento de defeitos (MCV – monitoramento comparativo de vácuo), baseada na diferença de pressão de vácuo, foi utilizada apresentando bons resultados. Apesar de resultados similares em ensaios de cisalhamento em tração, as juntas soldadas apresentaram vida relativamente inferior nos ensaios de vida em fadiga, quando comparadas com as juntas rebitadas.

Palavras-Chaves: 1. Solda a ponto por fricção-mistura. 2. Cisalhamento. 3. Fadiga. 4. Liga AA2024-T3

ABSTRACT

The main aim of this work was to determine the parameters governing the Friction Stir Spot Welding (FSSW) of an AA2024-T3 aluminum alloy, by comparing the obtained results in pull-out and shear tensile tests, as well as in fatigue tests in lap-joints. Riveted joints of the same alloy were also tested in the same conditions for mechanical properties comparison. The main FSSW process parameters are: plunge rate, dwell time, tool penetration and tool rotational speed. The tool penetration and the tool rotational speed parameters were focused. The shear tensile tests results allowed the determination lap-joint shear resistance values which were lower but close to those obtained in riveted lap-joints. Microstructure and micro-hardness analysis were conducted to elucidate some tests results. The fatigue tests was performed in load control, load ratio $R = 0.1$, in lap-joint produced with the same parameters of the specimen presenting the best tensile results. For the welded joints, a monitoring defect technique, CVM – comparative vacuum monitoring, based in difference vacuum pressure, was used and showed good results. Although similar results were achieved in shear tensile tests, the welded joints showed a slightly lower fatigue life data when compared with riveted joints.

Keywords: 1. Friction Stir Spot Welding. 2. Shear. 3. Fatigue. 4. Alloy AA2024-T3

LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Esquema de soldagem por fricção.....	25
Figura 2. Exemplos de ferramentas para soldagem por fricção: (a): Cilíndrica e (b): cônica.	25
Figura 3. (a): Vista geral da microestrutura da seção transversal da liga de alumínio 2024-T3 soldada por fricção, (b): Microestrutura típica do cordão de solda de uma solda por fricção no plano normal à direção da solda, e (c): microestrutura típica da zona termomecanicamente afetada na seção do plano normal à solda (Bussu; Irving, 2003).....	27
Figura 4. Perfil de dureza medido na metade da espessura, ao longo da seção transversal (MILAN; TARPANI; BOSE FILHO, 2006).	29
Figura 5. Princípio da solda a ponto por fricção-mistura (AWANG et al., 2005).....	30
Figura 6. Etapas do processo de solda a ponto por fricção-mistura.....	30
Figura 7. Aparência de soldas feitas por FSSW (a) em alumínio (WANG; LEE, 2006) e (b) em aço (FENG et al., 2005).....	32
Figura 8. Esquema da união por FSSW detalhando as zonas termicamente e termomecanicamente afetadas.	34
Figura 9. Detalhe da microestrutura de junta de alumínio soldada por FSSW. (a) zona unida mecanicamente, (b) zona de união metalúrgica parcial e (c) zona de união metalúrgica total (MITLIN et al., 2006).	34
Figura 10. (a) Macrografia de FSSW em liga de alumínio 6060-T5; (b) detalhes das partículas ricas em óxido (LATHABAI et al., 2006).....	35
Figura 11. Microestrutura de uma junta soldada por fricção da liga AA5052-H32 (CHANG et al., 2007).	36
Figura 12. Perfis de microdureza de juntas soldadas por fricção das ligas AA5052-H32 e AA6111-T4 (CHANG et al., 2007).	37
Figura 13. Macrografia de junta de aço DP 600 soldada por FSSW (FENG et al., 2005). Em destaque o material base (a), a zona termomecanicamente afetada (c) e a zona de interface (b).....	38
Figura 14. Corpo de prova para ensaio de tração (a) soldado por FSSW em aço DP600 (FENG et al., 2005); (b) esquema de solicitação durante o ensaio.....	40
Figura 15. Corpo de prova para ensaio de arrancamento (<i>cross-tension</i>) (a) soldado por FSSW em aço M190 (FENG et al., 2005); (b) esquema de solicitação durante o ensaio.	40
Figura 16. (a) Efeito da rotação da ferramenta na força axial (LATHABAI et al., 2006); (b) e (c) efeito da velocidade de avanço da ferramenta na força axial (LATHABAI et al., 2006; e GERLICH et al., 2005, respectivamente); (d) medida de temperatura em soldagem (GERLICH et al., 2005).....	43
Figura 17. Relação dos parâmetros do processo de FSSW com a carga máxima de resistência em cisalhamento: (a) efeito da rotação (LATHABAI et al., 2006); (b) efeito da velocidade de avanço da ferramenta (LATHABAI et al., 2006); (c) e (d) efeito da profundidade de penetração (LATHABAI et al., 2006) e (PAN et al., 2005) respectivamente.	46
Figura 18. Efeito do tempo de patamar na carga máxima de resistência em cisalhamento e na absorção de energia em AA 6060-T5 (LATHABAI et al., 2006).	47
Figura 19. Detalhe da geometria da ferramenta côncava (LIN; PAN; PAN, 2008b).	48

Figura 20. Modos de falha observados por Chang et al. (2007): (a) fratura por rasgamento (<i>tear fracture</i>), (b) fratura no plugue (<i>plug fracture</i>) e (c) fratura por cisalhamento (<i>shear fracture</i>).	49
Figura 21. Modos de falha observados por Lin, Pan e Pan (2008a; 2008b) nos ensaios de cisalhamento em tração e fadiga: soldas feitas com (a) ferramenta plana e (b) ferramenta côncava.	50
Figura 22. Avaliação da resistência das soldas FSSW em aços DP600 e M190 em ensaios de cisalhamento e arrancamento em tração: (a) efeito da velocidade de avanço da ferramenta em ensaio de cisalhamento em tração (FENG et al., 2005); (b) ensaio de arrancamento (FENG et al., 2005).	51
Figura 23. (a) Representação esquemática de estrutura instrumentada com sensor para monitoramento de trincas; (b) vista superior de um sensor.	52
Figura 24. Sensor sobre superfície trincada. Fluxo de ar do canal a pressão ambiente (azul) para canal evacuado (vermelho) relatando a trinca.	53
Figura 25. Geometria e dimensões dos corpos de prova de juntas rebitadas e soldadas: (a) para ensaios de cisalhamento em tração e de fadiga e (b) para ensaio de arrancamento.	56
Figura 26. (a) e (c): Geometria e dimensões em mm para confecção de corpos de prova de tração e arrancamento, respectivamente; (b) e (d): fotos dos suportes projetados para soldagem por FSSW executada em torno CNC para corpos de prova de tração e arrancamento, respectivamente.	57
Figura 27. (a): Geometria e dimensões da ferramenta inicial; (b): ferramenta (em aço ferramenta) e bucha para acoplamento; (c): detalhe da geometria da ponta da ferramenta com concavidade (dimensões em mm) e (d): ferramenta em metal duro.	58
Figura 28. (a): Visão geral do sistema de FSSW montado no torno CNC; (b): detalhe da ferramenta acoplada à castanha do torno e (c): detalhe do suporte das chapas acoplado ao carro porta ferramentas do torno.	59
Figura 29. Trava de fixação central das chapas: (a): geometria e dimensões em mm e (b): montagem das chapas de alumínio no suporte.	60
Figura 30. (a): Sistema de ensaios e (b): corpo de prova rebitado acoplado à máquina de ensaios.	61
Figura 31. Geometria e dimensões (em mm) do corpo de prova de tração para material base	62
Figura 32. (a): Representação esquemática de espaçadores colados nos pontos de fixação dos corpos de prova na garra e (b): efeito da flexão, oriundo da assimetria longitudinal dos corpos de prova de juntas sobrepostas simples, quando não são utilizados espaçadores.	62
Figura 33. (a): Máquina de ensaios estáticos e (b): corpo de prova de arrancamento acoplado na garra de ensaios.	63
Figura 34. (a): amostra instrumentada com sensores MCV; (b): bomba de vácuo e sistema de medição de vácuo e (c): corpo de prova de fadiga acoplado à garra de ensaios com tubos ligados aos sensores MCV.	67
Figura 35. Representação esquemática do modo de monitoramento pelo método MCV em chapas soldadas a ponto por fricção-mistura.	68
Figura 36. Tela do computador durante ensaio de fadiga. Em destaque: A : janela de monitoramento de trinca; B : sinal de onda programado e a resposta da máquina; e C : janela de comando do ensaio.	68

Figura 37. Micrografia ótica da liga AA2024-T3: (a): antes e (b): após ataque químico com reagente de Keller	69
Figura 38. Partículas de segunda fase na liga AA2024-T3. A composição química de A, B e C é mostrada na Tabela 10.	71
Figura 39. Gráficos de carga-deslocamento obtidos por meio dos ensaios de cisalhamento em tração em juntas rebitadas da liga AA2024-T3.....	73
Figura 40. Corpo de prova de junta rebitada de liga AA2024-T3 ensaiado em tração: (a): visão geral e (b): detalhe da fratura. Em (c) e (d), têm-se os detalhes do rebite cisalhado, observados no microscópio eletrônico de varredura.....	74
Figura 41. Gráficos de <i>carga x deslocamento</i> obtidos a partir dos ensaios de arrancamento em tração em juntas rebitadas de liga AA2024-T3.....	75
Figura 42. Corpo de prova de junta rebitada de liga AA2024-T3 ensaiado por arrancamento: (a): visão geral e (b): detalhe do rebite observado pela técnica de microscopia eletrônica de varredura.	75
Figura 43. Curvas de (a): carga máxima-número de ciclos para falhar (curva tensão vida) e (b): fator de carga-número de ciclos para falhar de juntas de AA2024-T3 rebitadas.	77
Figura 44. Corpos de prova rebitados de AA2024-T3 ensaiados com: (a): 90 %, (b): 80 %, (c): 70 %, (d): 60 % e (e): 50 % de carga máxima cíclica em relação à carga máxima atingida no ensaio de cisalhamento em tração.	78
Figura 45. Análise por líquido penetrante nos corpos de prova ensaiados com (a): 90 % e (b): 80 % da carga máxima de cisalhamento em tração.....	78
Figura 46. Aspecto de corpos de prova soldados por FSSW: CP08 (2000 rpm, com 2,85 mm de penetração nominal) e CP04 (3000 rpm, com 3,1 mm de penetração nominal).	79
Figura 47. Seção transversal do CP06, soldado a 3000 rpm e com profundidade de penetração nominal de 2,6 mm. Ataque: reagente de Keller.	80
Figura 48. (a): Distorção produzida na ponta da chapa superior do CP045; (b): aspecto da protuberância anular produzida na face de contato da chapa superior do CP025, após destacamento do ponto de solda.	81
Figura 49. Relação entre carga máxima e profundidade de penetração da solda.	83
Figura 50. Relação entre carga máxima e rotação da ferramenta.	84
Figura 51. Gráfico comparativo do comportamento das curvas de carga em função do deslocamento para as amostras soldadas e rebitadas.	85
Figura 52. (a): Corpo de prova de junta rebitada de liga AA2024-T3 ensaiado em tração; (b): ponto de solda observado no MEV e (c): detalhe da fratura do ligamento de solda FSSW.	86
Figura 53. Valores médios da carga máxima de cisalhamento das amostras ensaiadas em tração, apresentadas na.....	88
Figura 54. Detalhe da ferramenta fabricada com metal duro apresentando aderência da liga de alumínio após a operação de soldagem.	88
Figura 55. Valores médios da carga máxima de cisalhamento para as amostras ensaiadas em tração, com diferentes tempos de patamar.	89
Figura 56. Curvas carga x deslocamento, comparando as amostras soldadas de lotes diferentes e as amostras rebitadas.	90
Figura 57. Gráfico carga x deslocamento dos ensaios de arrancamento em tração em juntas soldadas por FSSW da liga AA2024-T3.	92

Figura 58. Corpo de prova de junta soldada por FSSW da liga AA2024-T3, ensaiado por arrancamento: (a): Aspecto do corpo de prova; (b): visão geral da fratura no MEV e (c): detalhe em MEV com maior aumento.	92
Figura 59. Macrografia das amostras: (a): FA09 e (b): FB09, mostrando a macroestrutura e a profundidade real gerada.....	93
Figura 60. Perfil de microdureza para as amostras FA09 e FB09.....	94
Figura 61. Microestrutura da amostra FB09, mostrando os diferentes microconstituintes presentes.	96
Figura 62. Corpos de prova soldados de AA2024-T3 ensaiados com: (a): 20 %, (b): 30 %, (c): 40 % e (d): 50 % de carga máxima cíclica em relação à carga máxima atingida no ensaio de cisalhamento em tração. Em (e) e (f): detalhes da fratura da chapa da amostra FA01.....	99
Figura 63. Corpos de prova soldados de AA2024-T3 ensaiados com: (a): 25 %, (b): 30 %, (c): 40 % e (d): 50 % de carga máxima cíclica em relação à carga máxima atingida no ensaio de cisalhamento em tração. Em (e): detalhes da fratura da chapa da amostra FB04.....	100
Figura 64. Vida em fadiga das amostras soldadas e rebitadas.	101
Figura 65. Comparativo da vida em fadiga e da vida para detecção de defeitos das juntas soldadas FA.	102
Figura 66. Comparativo da vida em fadiga e da vida para detecção de defeitos das juntas soldadas FB.	103
Figura 67. Porcentagem da vida média de detecção de defeito em função da carga máxima do ensaio para as juntas soldadas FA.....	104

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Especificação da composição química da liga de alumínio 2024 (% em peso)....	22
Tabela 2 – Propriedades da liga 2024 sob diversas condições de tratamento (METALS HANDBOOK, 1990).	23
Tabela 3 – Valores de carga máxima cíclica utilizados nos ensaios de fadiga e os correspondentes níveis de tensão remota para as juntas rebitadas (AA2024-T3).....	65
Tabela 4 – Valores de carga máxima cíclica utilizados nos ensaios de fadiga e os correspondentes níveis de tensão remota para as juntas soldadas (AA2024-T3).....	65
Tabela 5 – Número mínimo de corpos de prova para diferentes aplicações.....	65
Tabela 6 – Relação entre a porcentagem de replicação e diferentes aplicações de dados.	66
Tabela 7 – aplicação possível para os dados obtidos nas curvas de fadiga P-N	66
Tabela 8 – Composição química da liga AA2024 (em peso %).	69
Tabela 9 – Resultados da análise quantitativa dos precipitados de segunda fase da liga.	70
Tabela 10 – Composição química dos pontos A , B e C (em % atômica) da Figura 38.....	71
Tabela 11 – Propriedades mecânicas de tração da liga AA2024-T3.	72
Tabela 12 – Dados obtidos nos ensaios de cisalhamento em tração.	73
Tabela 13 – Dados obtidos nos ensaios de arrancamento para corpos de prova rebitados de AA2024-T3. Os valores de S referem-se à resistência específica, baseando-se em diâmetro de rebite de 4 mm.	74
Tabela 14 – Dados obtidos nos ensaios de fadiga para as juntas rebitadas de AA2024-T3. ...	76
Tabela 15 – Parâmetros para confecção dos espécimes e a carga máxima em cisalhamento.....	82
Tabela 16 – Parâmetros otimizados para a confecção dos espécimes e a carga máxima em tração.	87
Tabela 17 – Dados obtidos nos ensaios de arrancamento para corpos de prova soldados por FSSW da liga de alumínio AA2024-T3.....	91
Tabela 18 – Parâmetros otimizados para confecção dos espécimes e a carga máxima em cisalhamento.....	98

LISTA DE ABREVIATURAS

<i>ASTM</i>	American Society for Testing and Materials
<i>CNC</i>	comando numérico computadorizado
<i>CP</i>	corpo de prova
<i>CVM</i>	Comparative Vacuum Monitoring
<i>EDX</i>	Energy Dispersive X-ray Analysis
<i>EESC</i>	Escola de Engenharia de São Carlos
<i>FP</i>	ferramenta plana
<i>FPC</i>	ferramenta de perfil côncavo
<i>FSW</i>	Friction Stir Welding (Solda por fricção-mistura)
<i>FSSW</i>	Friction Stir Spot Welding (Solda a ponto por fricção-mistura)
<i>GP</i>	zonas de Guinier-Preston
<i>HV</i>	Hardness Vickers
<i>MCV</i>	monitoramento comparativo de vácuo
<i>MEV</i>	microscópio eletrônico de varredura
<i>MIG</i>	metal inert gas
<i>RSW</i>	Resistance Spot Welding
<i>SAE</i>	Society of Automotive Engineers
<i>SMS</i>	Structural Monitoring Systems
<i>SSSS</i>	solução sólida supersaturada
<i>SZ</i>	stir zone
<i>TIG</i>	tungsten inert gas

LISTA DE SÍMBOLOS

$A(\%)$	alongamento total em porcentagem
$FA (\%)$	fração em área de partículas
N	densidade de partículas por unidade de área
$P_{máx}$	carga máxima
R	razão de carga
RA	redução de área
Se	limite de escoamento (0,2 %)
S_r	limite de resistência à tração de engenharia
ϕ_{Max}	diâmetro máximo de partícula
$\phi_{Médio}$	diâmetro médio de partícula
N_f	vida até a fratura em ensaios de fadiga
N_N	vida até a nucleação de trinca
δ_{max}	deslocamento na carga máxima

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	19
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	21
2.1 ...Ligas de Al da série 2000	21
2.2 ...Soldagem por fricção mistura.....	23
2.2.1 FSW	23
2.3 ...FSSW.....	29
2.3.1 Características macroestruturais e microestruturais da junta soldada	33
2.3.2 Propriedades mecânicas.....	38
2.3.3 Monitoramento da integridade de estruturas	52
3 MATERIAIS E MÉTODOS.....	55
3.1 ...Material.....	55
3.2 ...Caracterização do material base	55
3.3 ...Confecção dos corpos de prova para ensaios mecânicos	55
3.4 ...Corpos de prova rebitados – Liga de Al AA2024-T3	56
3.5 ...Corpos de prova soldados por FSSW - Liga de Al AA2024-T3	57
3.6 ...Ensaio de cisalhamento e arrancamento em tração.....	61
3.7 ...Caracterização microestrutural e de microdureza das juntas soldadas.....	63
3.8 ...Ensaio de fadiga	64
4 RESULTADOS E DISCUSSÃO	69
4.1 ...Caracterização da liga AA 2024-T3	69
4.2 ...Ensaio de tração – Material Base.....	72
4.3 ...Ensaio de cisalhamento em tração – Juntas rebitadas.....	72
4.4 ...Ensaio de arrancamento em juntas rebitadas	74
4.5 ...Ensaio de fadiga – Juntas rebitadas de AA2024-T3	75
4.6 ...Soldagens preliminares por FSSW	79
4.7 ...Ensaio de cisalhamento em tração e caracterização de juntas FSSW.....	82
4.8 ...Ensaio de arrancamento em juntas soldadas por FSSW	91
4.9 ...Caracterização microestrutural e de microdureza das juntas soldadas.....	93
4.10 .Ensaio de fadiga em juntas FSSW	97
5 CONCLUSÕES.....	105
6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	107
REFERÊNCIAS	109

1 INTRODUÇÃO

Processos de união de materiais são utilizados largamente nos mais diferentes tipos de indústrias. Com relação a materiais metálicos, dentre os diferentes métodos de união, destacam-se os processos de soldagem, rebiteagem e aparafusamento. Nesse trabalho o objeto de interesse é o processo de soldagem a ponto por fricção-mistura (FSSW – *Friction Stir Spot Welding*), que é bastante recente quando comparado a diversos outros métodos de união. Seu desenvolvimento é proveniente da técnica de soldagem (linear) por fricção-mistura (FSW – *Friction Stir Welding*), que tem menos de duas décadas de existência, sendo também bastante novo.

O estudo é feito utilizando a liga de alumínio AA2024-T3, que, como as demais ligas de alumínio, são unidas geralmente pelo processo de rebiteagem. Nestas ligas os processos convencionais de soldagem não geram boas uniões, principalmente devido à camada de óxido presente na superfície do material. Desta maneira, se o processo FSSW demonstrar bons resultados, será uma interessante alternativa de aplicação, pois é mais rápido e econômico que o processo de rebiteagem.

O processo FSSW se utiliza de uma ferramenta, geralmente cilíndrica, que rotacionando, penetra uma junta sobreposta. A união se dá no estado sólido e se deve ao aquecimento e à deformação gerada pela ferramenta. Deste modo não existe um metal de adição e a ferramenta é permanente, sendo necessária somente sua troca em caso de desgaste e variação das dimensões. Para a realização do processo alguns parâmetros são importantes: a rotação, a profundidade de penetração e a velocidade da ferramenta, além do tempo de patamar de soldagem.

O objetivo desse estudo é o de confeccionar juntas soldadas por FSSW, utilizando diferentes parâmetros de solda, para avaliar o efeito destes parâmetros nas propriedades de

cisalhamento e arrancamento em tração e propriedades de fadiga. Para efeito comparativo, juntas rebitadas do mesmo material foram também ensaiadas nas mesmas condições. Uma técnica moderna de detecção de defeitos, denominada MCV – monitoramento comparativo de vácuo, também foi avaliada durante os ensaios de fadiga da junta soldada.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 *Ligas de Al da série 2000*

As ligas de alumínio da série 2000 são aquelas que contém na sua composição química o cobre e o magnésio como principais elementos de liga. Estas ligas requerem tratamento térmico de solubilização para melhorar suas propriedades; na condição solubilizada, as propriedades mecânicas são similares às de aços baixo-carbono, podendo excedê-las ocasionalmente. Em alguns casos, o tratamento térmico de precipitação é empregado para um melhoramento ainda maior das propriedades mecânicas. Este tratamento aumenta substancialmente o limite de escoamento, com redução do alongamento, $A(\%)$; os efeitos sobre o limite de resistência à tração (S_r) não são tão grandes (METALS HANDBOOK, 1990).

As ligas da série 2000 não possuem tão boa resistência à corrosão quanto a maioria das outras ligas de alumínio e, sob certas condições, podem estar sujeitas a corrosão intergranular. Estas ligas são particularmente apropriadas para partes estruturais que necessitem de uma alta razão entre resistência e peso e são comumente utilizadas na fabricação da fuselagem de aeronaves, recobrimento das asas e em partes que necessitem de boa resistência a temperaturas inferiores a 150 °C. A soldabilidade destas ligas por meios convencionais de soldagem é bastante limitada, porém algumas ligas desta série possuem uma boa usinabilidade. (METALS HANDBOOK, 1990)

De acordo com a norma SAE AMS –QQ-A-250/4A (1998), a composição química da liga de alumínio 2024 deve obedecer às faixas impostas pela Tabela 1 .

Tabela 1 – Especificação da composição química da liga de alumínio 2024 (% em peso).

Cu	Mg	Si	Mn	Fe	Zn	Cr	Ti
3,8 – 4,9	1,2 – 1,8	0 – 0,50	0,30 – 0,90	0 – 0,50	0 – 0,25	0 – 0,10	0 – 0,15

Esta liga é classificada como sendo de alta resistência e tem sido utilizada em aplicações aeroespaciais devido a sua alta resistência específica (razão entre resistência e peso). Dependendo do tratamento térmico empregado, as propriedades desta liga variam como mostra a Tabela 2. O ganho de resistência obtido por estas ligas é resultado do mecanismo de endurecimento por precipitação.

As partículas de segunda fase que controlam as propriedades da liga 2024 estão divididas em três categorias (POLMEAR, 1995; MATUCHA, 1996):

- **Compostos intermetálicos grosseiros ou partículas constituintes (0,5 – 10 µm)**

Contêm os elementos de liga Cu e Mg, bem como impurezas de Fe e Si. As partículas são formadas durante a solidificação original da liga, incluindo compostos tais como $\text{Al}_6(\text{Mn,Fe})$, $\text{Al}_7\text{Cu}_2\text{Fe}$, Al_2CuMg e Al_2Cu .

- **Dispersóides (0,05 – 0,5 µm)**

Desenvolvem-se durante a homogeneização e normalmente contêm elementos de transição como Cr, Mn ou Zr, por exemplo, $\text{Al}_{20}\text{Mn}_3\text{Cu}_2$.

- **Precipitados finos (acima de 0,1 µm)**

Decorrentes do envelhecimento, os precipitados finos afetam a resistência da liga. Para a liga 2024, existem dois tipos principais: Al_2Cu (θ) e Al_2CuMg (S) (VAN HORN, 1967; MATUCHA, 1996). A sequência de precipitação para o Al_2Cu (θ), a partir de uma solução sólida supersaturada, SSSS, é:

Onde, GP corresponde às zonas de Guiner-Preston, θ'' e θ' são fases metaestáveis.

A sequência de precipitação para o Al_2CuMg (S) é bem similar à do Al_2Cu (θ), como segue:

As zonas Guinier-Preston (GP) são completamente coerentes com a matriz e são transformadas nas fases metaestáveis de θ' , θ ou S' . As fases θ e S são incoerentes com a matriz.

Tabela 2 – Propriedades da liga 2024 sob diversas condições de tratamento (METALS HANDBOOK, 1990).

Tratamento	S_r (MPa)	A(%) em 50 mm	HB*
O	185	20	47
T3	485	18	120
T36	495	13	130
T4, T351	470	20	120

*500 kg de carga; esfera de 10 mm.

2.2 Soldagem por fricção-mistura

O processo de solda a ponto por fricção-mistura (FSSW) deve sua origem à solda por fricção-mistura “linear” (FSW) desenvolvida em 1991 pela TWI (The Welding Institute) (MITLIN et al., 2006). Portanto, antes de detalhar esta técnica de fixação, será feita uma pequena revisão bibliográfica dos principais aspectos do processo de soldagem por fricção-mistura linear (FSW).

2.2.1 FSW

Soldagem na fase sólida é provavelmente o primeiro processo de solda aplicado pela humanidade. Seu uso data de 1400 a.C. e o registro do uso de aquecimento por fricção em

técnicas de união por fase sólida existe há mais de um século (NICHOLAS; THOMAS, 1998).

Pressões de custo estão levando a uma renovação das técnicas utilizadas para a manufatura de aeronaves no século XXI. (SCHMIDT; OHRLOFF, 1999; BOETSCH; HEIN; DAVY, 1999). O objetivo é reduzir os custos através da redução das operações de rebitagem, e muitas partes das aeronaves podem ser produzidas por meio de processos alternativos, como a soldagem por fricção. A soldagem por fricção (FSW) consiste de uma técnica de união de materiais desenvolvida pelo The Welding Institute (TWI) em 1991 (THOMAS et al., 1991).

Segundo Nicholas e Thomas (1998), a soldagem por fricção faz parte de uma nova geração de processos de solda, que foi desenvolvida recentemente com a capacidade de soldar ligas de alumínio de alta resistência das séries 2xxx e 7xxx, que são difíceis de serem soldadas por métodos convencionais de soldagem tais como, TIG ou MIG. O processo consiste basicamente em uma ferramenta cilíndrica que é rotacionada e introduzida na linha de união entre duas chapas, como mostrado na Figura 1. A fricção da ferramenta com a peça gera calor, causando o amolecimento do metal sem fundi-lo, e permitindo seu avanço ao longo da linha que une as chapas. Esta ferramenta contém um pino e uma cabeça de grande diâmetro quando comparadas às dimensões do pino. Em soldas de topo, o pino, cuja altura é próxima da espessura da chapa a ser soldada, é mergulhado através da linha de junção enquanto a cabeça faceia o topo da superfície das chapas evitando que o material amolecido seja expelido. Ferramentas com perfis especiais de pino e projeto de cabeça otimizado têm sido desenvolvidas (Figura 2) e estão sendo utilizadas ultimamente em aplicações industriais (KALLEE; NICHOLAS; THOMAS, 2001a). Por exemplo, ao invés de se usar pinos cilíndricos, uma sonda pode ser utilizada (o termo sonda pode se referir a várias formas, como cones truncados, espirais cônicas etc.) (KALLEE; NICHOLAS; THOMAS, 2001b).

Figura 1. Esquema de soldagem por fricção.

(a)

(b)

Figura 2. Exemplos de ferramentas para soldagem por fricção: (a): Cilíndrica e (b): cônica.

Como se trata de um processo no estado sólido, esta técnica apresenta vantagens sobre o processo de solda por fusão. Dentre elas destacam-se baixa distorção, excelentes propriedades mecânicas, ausência de porosidade, ausência de gases, poucas mudanças significativas na microestrutura, menos recalque, menores custos e o uso de equipamentos mecânicos simples e com menor consumo de energia (HASSAN et al., 2003; HANNOUR; DAVENPORT; STRANGWOOD, 2000; RHODES et al., 1997). Além das ligas de alumínio de alta resistência (séries: 2xxx e 7xxx) para aplicações em aeronaves, este processo também pode ser utilizado para se unir uma vasta gama de materiais, tais como cobre, chumbo,

magnésio, zinco e titânio, bem como ser utilizado em aços-carbono e aços inoxidáveis (KALLEE; NICHOLAS; THOMAS, 2001a).

A solda por fricção, apesar de ser um processo de natureza sólida e evitar muitos problemas de solidificação, é ainda um processo termomecânico, e por isso pode modificar a microestrutura e, conseqüentemente, as propriedades de sistemas susceptíveis ao endurecimento por envelhecimento.

Vários autores se dedicaram a estudar a microestrutura de ligas de alumínio soldadas por fricção. Em geral, a microestrutura destas juntas soldadas por fricção pode ser dividida em quatro regiões bem distintas: o centro ou “cordão de solda”, a zona termomecanicamente afetada (*ZTMA*), a zona termicamente afetada (*ZTA*) e o material base (não afetado).

O cordão de solda exibe uma microestrutura de grãos finos e equiaxiais resultantes do processo de recristalização dinâmica devido ao efeito combinado de calor e deformação mecânica. Murr, Liu e McClure (1997) observaram que o tamanho médio do grão recristalizado na zona de solda aumenta perto do topo da solda, onde as temperaturas são maiores. A *ZTMA* apresenta uma microestrutura de grãos não-recristalizados e deformados plasticamente no sentido de rotação da ferramenta. Apesar do cordão ser uma zona também afetada termomecanicamente, neste trabalho será feita a distinção entre a zona recristalizada (cordão) e a não-recristalizada (*ZTMA*). A *ZTA* é a região mais distante do cordão de solda e que foi afetada somente pelo calor (sem deformação plástica) e possui estrutura de grãos similar a do material base (LUMSDEN et al., 1999; JATA; SANKARAN; RUSCHAU, 2000; RHODES et al., 1997). A

Figura 3 apresenta uma micrografia de placas da liga 2195-T8 de 5,8 mm de espessura soldadas por fricção, onde podem ser visualizadas todas as regiões de solda (OERTELT et al., 2001).

A dimensão de cada zona está intimamente ligada à espessura das chapas e aos parâmetros de processamento, pois são estas variáveis que irão controlar a densidade de energia e a taxa de resfriamento da junta soldada. A título de exemplo, Bussu e Irving (2003), estudando chapas de liga de alumínio 2024-T351 com 6.35 mm de espessura soldadas por fricção, encontraram uma estrutura dos grãos finos e equiaxiais com uma dimensão média entre 5 e 10 μm na região do cordão de solda, a qual se estendia de 5 a 6 mm a partir da linha de junção. A *ZTMA* se estendia de 5 a 6 mm a partir da linha de junção até 10 a 12 mm da mesma. A *ZTA* se estendia entre 10 a 12 mm e 30 a 45 mm da linha de união.

Figura 3. (a): Vista geral da microestrutura da seção transversal da liga de alumínio 2024-T3 soldada por fricção, (b): Microestrutura típica do cordão de solda de uma solda por fricção no plano normal à direção da solda, e (c): microestrutura típica da zona termomecanicamente afetada na seção do plano normal à solda (Bussu; Irving, 2003).

Vários autores se dedicaram a estudar os efeitos dos parâmetros de processamento, tais como temperatura ambiente, velocidades de rotação e de deslocamento do cabeçote na microestrutura de ligas de alumínio soldadas por fricção. Segundo Li, Murr e McClure (1999), o tamanho do grão geralmente diminui com a redução da velocidade de rotação da ferramenta, devido à menor geração de calor e conseqüentemente à menor temperatura atingida.

Benavides et al. (1999) estudaram o tamanho do grão residual em chapas de liga de alumínio 2024 de 6,5 mm de espessura soldadas por fricção em temperatura ambiente ($\sim 30^\circ\text{C}$) e em baixas temperaturas ($\sim -30^\circ\text{C}$). As temperaturas máximas na zona de solda não excederam 140°C quando soldadas na temperatura de -30°C , e a microestrutura foi de grãos finos, equiaxiais, e de tamanho uniforme de aproximadamente $0,8\ \mu\text{m}$. Por outro lado, os grãos atingiram $10\ \mu\text{m}$ nas ligas soldadas na temperatura ambiente, onde a máxima temperatura na zona de solda foi de 330°C . Hassan et al. (2003) investigaram o efeito dos parâmetros de soldagem e verificaram que o ciclo térmico é um fator dominante nas mudanças de microestrutura e propriedades da zona do cordão de solda em ligas de alumínio 7010 soldadas por fricção. Eles concluíram que existe uma combinação ótima de velocidade de deslocamento e de rotação da ferramenta para obtenção de maior dureza. De acordo com Sutton et al. (2002), a soldagem por fricção pode causar uma microestrutura de bandas segregadas alternando regiões ricas e pobres em partículas. O espaçamento entre essas bandas é controlado pelo avanço por revolução da ferramenta de soldagem. Tendo em vista que as bandas são um resultado direto do processo, há a possibilidade de manipular os parâmetros do processo para modificar a microestrutura e melhorar propriedades do material, tais como a resistência à fratura.

Vários autores apresentaram perfis de dureza Vickers para caracterizar a região soldada. Milan, Tarpani e Bose Filho (2006) utilizaram a liga AA2024-T3, e detectaram um amolecimento na solda, particularmente na transição entre a ZTA e ZTMA. Na região do cordão, apesar de também ocorrer amolecimento, este mostrou-se menor devido à presença de microestrutura de grãos refinados e equiaxiais, segundo os autores. A Figura 4 apresenta o perfil de dureza Vickers do estudo. Este tipo de perfil de dureza também foi observado por vários autores ao estudarem ligas endurecíveis por precipitação soldadas pelo processo de fricção-mistura, tal como encontrado por Biallas et al. (1999) para a liga AA2024-T3, por

Bussu e Irving (1999) para a liga AA2024-T351, por Benavides et al. (1999) para a liga AA2024-T6 ou ainda por Liu et al. (1997) e Murr, Liu e McClure (1998) para a liga AA6061-T6.

Figura 4. Perfil de dureza medido na metade da espessura, ao longo da seção transversal (MILAN; TARPANI; BOSE FILHO, 2006).

2.3 FSSW

O processo de solda a ponto por fricção-mistura (Friction Stir Spot Welding – FSSW) é novo e tem recebido grande atenção das indústrias automotiva, aeronáutica e outras (HANCOCK, 2004). Essa tecnologia de soldagem envolve um processo similar ao de solda por fricção-mistura linear FSW, exceto pelo fato de que a ferramenta ao invés de movimentar-se ao longo de uma linha de junção de topo (*butt joint*), somente penetra numa junta sobreposta (*lap joint*) formada pelas chapas (Figura 5) (AWANG et al., 2005).

Figura 5. Princípio da solda a ponto por fricção-mistura (AWANG et al., 2005).

Este processo pode ser explicado, basicamente, por três etapas distintas: penetração, mistura e recuo (Figura 6). Desta forma, o processo se inicia com a ferramenta rotativa penetrando lentamente no ponto de solda até a cabeça tocar na chapa superior (penetração). A seguir se inicia a etapa de mistura que permite que as chapas se unam, e por fim a ferramenta recua (AWANG et al., 2005). O recuo é feito de maneira rápida, logo após a ferramenta alcançar a profundidade final de penetração ou após um “tempo de espera” (*dwell*), no qual a ferramenta somente rotaciona na profundidade máxima determinada (LATHABAI et al., 2006).

Figura 6. Etapas do processo de solda a ponto por fricção-mistura.

Durante o processo, o aquecimento devido à fricção amolece o material, a rotação do pino é responsável pelo fluxo do material nas direções radial e axial, e a pressão aplicada pela cabeça da ferramenta permite a formação da solda em estado sólido ao redor do pino. Por fim, após o recuo da ferramenta, um buraco de saída característico é deixado (LATHABAI et al., 2006). Como o processo é executado, normalmente, num intervalo de tempo de 2 a 5 s, o

mecanismo da penetração da ferramenta determina basicamente: a geração de calor; a formação de material deformado plasticamente, que facilita a união, ao redor do pino; a formação da junta; e as propriedades mecânicas da solda. Esse mecanismo de penetração da ferramenta promove uma progressão de eventos de desgaste, ocorrendo, primeiramente desgaste brando (delaminação), seguido de desgaste severo e finalmente “desgaste adesivo” na região abaixo da base do pino rotativo. Pode ocorrer “desgaste adesivo” também na região abaixo da cabeça da ferramenta rotativa, desde que haja penetração suficiente na chapa superior durante o processo (GERLICH; SU; NORTH, 2005).

Apesar de proveniente do processo de soldagem por fricção-mistura (FSW), existem algumas diferenças importantes entre soldagem a ponto por fricção-mistura (FSSW) e FSW que precisam ser ressaltadas. FSW geralmente envolve junta de topo em componentes ao longo de uma linha de contato (lado-a-lado). Para tanto, o pino se move transversalmente e penetra, tipicamente, 80 % da espessura total da seção a ser soldada. Por outro lado, como já visto, FSSW é um processo onde não ocorre translação, e é realizado em juntas sobrepostas (face-a-face), as quais possuem, normalmente, entre 1 e 2 mm de espessura. O pino da ferramenta é normalmente um pouco menor que em FSW, tendo 50 a 70 % da espessura da junta sobreposta (MITLIN et al., 2006). Além disso, em FSW um fluxo de material assimétrico é gerado, pois os movimentos de translação e rotação da ferramenta são concordantes em uma das chapas e discordantes noutra. Já no caso de FSSW, como há somente a rotação do pino, esta assimetria praticamente não ocorre. A uniformidade e a simetria da solda são fatores importantes para a integridade da junta, portanto o parâmetro tempo de patamar é utilizado, em alguns casos, permitindo aquecimento e tempo maiores para que a mistura ocorra uniformemente.

As contribuições relativas feitas pelo pino e pela cabeça da ferramenta durante cada um dos processos (FSW e FSSW) também apresentam diferenças. Para FSW, Midling e

Rorvak (1999) e Russel e Shercliff (1999) sugeriram que a cabeça da ferramenta é a principal fonte de geração de calor devido ao seu diâmetro muito maior que o do pino. No entanto, no processo pontual (FSSW) o pino e a cabeça da ferramenta exercem funções muito distintas, pois o contato da cabeça com a chapa ocorre após o início da operação, e somente depois do pino ter atravessado a chapa superior e começado a penetrar na chapa inferior. A contribuição da cabeça da ferramenta se inicia então quando o material extrudado do buraco, gerado pelo pino, começa a ficar aprisionado entre a chapa superior e a cabeça da ferramenta. A partir deste instante, a cabeça da ferramenta gera aquecimento por fricção e promove carregamento compressivo que facilitam a formação da junta entre as chapas (GERLICH et al., 2005).

A aparência resultante de FSSW (Figura 7a em alumínio e Figura 7b em aço) lembra aquela obtida por solda a ponto por resistência (RSW) (FENG et al., 2005). Smith, Hinrichs e Ruehl (2004) sugeriram que FSSW “imita” o processo de solda a ponto por resistência (RSW) podendo ser usado para substituir processos de união por rebites, RSW, parafusos ou qualquer outro processo pontual de união, pois supera dificuldades inerentes a estes demais processos.

Figura 7. Aparência de soldas feitas por FSSW (a) em alumínio (WANG; LEE, 2006) e (b) em aço (FENG et al., 2005).

Smith, Hinrichs e Ruehl (2004) listaram as principais dificuldades de alguns dos processos convencionais, superadas por FSSW. Para RSW são citadas a necessidade de

limpeza química do alumínio (até no máximo 8 horas antes da soldagem), o excessivo abaulamento da ponta do eletrodo causando soldas pobres, a variabilidade do processo e o problema de desvios, o qual requer um grande espaçamento entre as soldas. Para rebites, as principais dificuldades são o alto custo do equipamento de rebitagem, o tempo ocioso devido ao abastecimento do equipamento e a necessidade de outras operações, com exceção de rebites auto-travantes. Por fim, processos como o *Toggle-Lok* apesar de simples e barato apresenta menor resistência que o processo RSW, especialmente na direção perpendicular ao plano das chapas. Adicionalmente, apresenta elevado desgaste da matriz, que pode conduzir à degradação das propriedades mecânicas, a não ser que seja feita manutenção preventiva.

O processo de FSSW não é afetado pelos problemas citados acima devido à natureza exclusiva do processo. O fato de não haver materiais consumíveis no processo o torna muito mais simples. A ferramenta, por sua vez, possui uma vida longa, e a ausência de uma matriz de conformação reduz a necessidade de manutenção preventiva. A velocidade do processo é competitiva com RSW, porém muito mais consistente, pois FSSW não é sensível às mudanças nas condições do material (como, por exemplo, presença de óxidos) e às condições da superfície (como contaminação por lubrificantes de conformação). Hancock (2004) citou o uso de FSSW, pela empresa Mazda, em detrimento de RSW. Foram unidas as portas de trás e as tampas do carro RX-8, através de um robô controlando a ferramenta de solda, e, neste caso, verificou-se uma economia de 99 % em comparação com RSW. Além disso, estima-se que o investimento inicial seja de apenas 40 % daquele utilizado para o processo RSW.

2.3.1 Características macroestruturais e microestruturais da junta soldada

A partir dos conhecimentos da microestrutura em FSW é natural imaginar que sejam geradas uma zona termomecanicamente afetada (ZTMA) e uma zona termicamente afetada (ZTA) ao redor do pino no processo FSSW (Figura 8) (MITLIN et al., 2006).

Figura 8. Esquema da união por FSSW detalhando as zonas termicamente e termomecanicamente afetadas.

Mitlin et al. (2006), utilizando liga de alumínio AA6111-T4, caracterizaram na interface de união das chapas quatro regiões diferentes de microestrutura. Na direção do centro da solda, uma região onde as chapas não se tocam, seguida de uma zona unida mecanicamente, outra de união metalúrgica parcial e por fim uma zona de união metalúrgica total. A distribuição das três regiões de união não pôde ser explicada pelos autores a partir do parâmetro estudado por eles (profundidade de penetração da ferramenta), porém, na maioria dos casos, observou-se que cada uma das três zonas ocupava um terço do comprimento total de união. A Figura 9 mostra a microestrutura encontrada nessas regiões.

Figura 9. Detalhe da microestrutura de junta de alumínio soldada por FSSW. (a) zona unida mecanicamente, (b) zona de união metalúrgica parcial e (c) zona de união metalúrgica total (MITLIN et al., 2006).

Mitlin et al. (2006) verificaram também a presença e o efeito de inclusões, na ordem de 1 a 10 μm , de Fe-Si-Mn-Cu e ocasionalmente, de partículas sub-micrométricas de SiO_2 . Durante o processo de soldagem essas inclusões foram arrastadas em direção à região de interface das chapas, onde se apresentaram mais finas e em maior quantidade que no restante da amostra, degradando a qualidade da solda. Lathabai et al. (2006), utilizando liga de alumínio 6060-T5, detectaram a presença de partículas de alumínio ricas em óxido na interface da solda (Figura 10), porém, o exame fratógráfico nos corpos de prova ensaiados em tração demonstrou que essas partículas não apresentaram qualquer efeito sobre a fratura.

Figura 10. (a) Macrografia de FSSW em liga de alumínio 6060-T5; (b) detalhes das partículas ricas em óxido (LATHABAI et al., 2006).

A microestrutura dos materiais AA5052-H32 e AA6111-T4 foram avaliadas por Chang et al. (2007). A Figura 11 mostra detalhes da microestrutura em seis diferentes regiões identificadas pelas letras de A a F. A e B são regiões onde ocorreu união metalúrgica (SZ-1 e SZ-2, *stir zone* ou zona de mistura), com grãos refinados, com tamanho médio três vezes menor que o material base. Em C, a microestrutura apresentada é a da zona termomecanicamente afetada (ZTMA), com grãos alongados devido à deformação mecânica

envolvida no processo. A região abaixo do pino, denominada **D**, é aquela com grãos mais refinados. Em **E**, é apresentada a zona termicamente afetada, ou zona afetada pelo calor, com grãos grosseiros, cerca de 20 % maiores que os grãos do material base, que tem sua microestrutura mostrada na letra **F**.

Figura 11. Microestrutura de uma junta soldada por fricção da liga AA5052-H32 (CHANG et al., 2007).

Chang et al. (2007) também fizeram medidas de microdureza Vickers nas juntas soldadas conforme mostra a Figura 12. Para os dois materiais um amolecimento foi verificado na zona afetada pelo calor, cerca de 6 mm do centro da amostra. Para a liga AA6111-T4, a zona soldada apresentou aumento de dureza com relação ao material base. Por outro lado, a liga AA5052-H32 manteve, na região soldada, valores de dureza compatíveis com o do material base.

Figura 12. Perfis de microdureza de juntas soldadas por fricção das ligas AA5052-H32 e AA6111-T4 (CHANG et al., 2007).

Outro parâmetro que afeta a microestrutura da solda é o tempo de patamar (*dwel*) que se caracteriza como o tempo em que a ferramenta permanece na profundidade máxima de penetração antes da retração. Gerlich, Avramociv-Cingara e North (2006) apresentaram um estudo, avaliando o efeito do tempo de patamar, com relação ao tamanho e desorientação de grãos para a liga Al 5754. As características da microestrutura foram investigadas através das técnicas de microscopia eletrônica de transmissão e de varredura com feixe retroespalhado. Verificaram então, que o acréscimo do tempo de patamar (de 1 para 4 s) ocasionou aumento do tamanho de grão, aumento da região de solda, e pequeno aumento na desorientação dos grãos com ângulo superior a 5°. Apesar disso, não observaram alteração nos valores de microdureza. Este aumento do tamanho de grão pôde ser explicado com base em estudo anterior (GERLICH et al., 2005) que demonstrou que esse acréscimo no tempo de patamar

aumentou cerca de 10 °C na região. A taxa de resfriamento após a soldagem também foi estudada, porém não se observou variação no tamanho de grão para o resfriamento ao ar em relação a resfriamento “instantâneo” em mistura de nitrogênio líquido e metanol (-80 °C).

Assim como o processo FSW, FSSW também vem sendo estudado em outros materiais. Feng et al. (2005) estudaram o processo utilizando aços DP600 e M190. Com respeito à microestrutura observaram três regiões: o material base, a zona termomecanicamente afetada e a região de interface entre as duas primeiras. A Figura 13 mostra as três regiões distintas para o DP600. Nota-se que neste caso a profundidade de penetração não foi tão grande quanto em alumínio (Figura 10) e que o pino utilizado era cônico.

Figura 13. Macrografia de junta de aço DP 600 soldada por FSSW (FENG et al., 2005). Em destaque o material base (a), a zona termomecanicamente afetada (c) e a zona de interface (b).

2.3.2 Propriedades mecânicas

As propriedades mecânicas das juntas soldadas por FSSW, assim como sua microestrutura, vêm sendo estudadas para avaliar os efeitos dos parâmetros envolvidos no processo de soldagem. Os principais parâmetros estudados geralmente são: velocidade de avanço da ferramenta (em controle de deslocamento), rotação da ferramenta, profundidade de

penetração e tempo de patamar (*dwell*). Outro parâmetro relevante durante a soldagem é a força axial. Vários autores, como Lathabai et al. (2006), Gerlich, Su e North (2005) e Gerlich et al. (2005) fizeram medidas da força axial durante o processo de FSSW, com soldas realizadas com controle de deslocamento. Por outro lado, Wang e Lee (2006) utilizaram controle de força axial, variando assim o deslocamento da ferramenta. Embora os dois processos sejam possíveis, o primeiro é mais utilizado e explorado por diversos pesquisadores devido à maior facilidade de execução.

O detalhamento das propriedades mecânicas na maioria dos estudos se restringe a ensaios de cisalhamento da solda em tração, como em Lathabai et al. (2006), Mitlin et al. (2006), Wang e Lee (2006), entre outros. Os corpos de prova utilizados nesses ensaios apresentam, geralmente, a geometria mostrada na Figura 14a, com apenas um ponto de solda e solicitação conforme mostra Figura 14b. Alguns estudos, (FENG et al., 2005), dedicaram-se também a ensaios de arrancamento (*cross-tension*), além do ensaio de tração convencional; neste ensaio, os corpos de prova (Figura 15a), são solicitados conforme mostra a Figura 15b. Apesar de muito importantes, estudos da vida em fadiga de juntas FSSW ainda estão em seu início. Lin, Pan e Pan (2008a) estudaram, além de propriedades de tração, o comportamento em fadiga de juntas FSSW de alumínio. Os corpos de prova para os ensaios de fadiga seguiram o padrão daqueles para ensaios de tração (Figura 14a).

(a)

(b)

Figura 14. Corpo de prova para ensaio de tração (a) soldado por FSSW em aço DP600 (FENG et al., 2005); (b) esquema de solicitação durante o ensaio.

(a)

(b)

Figura 15. Corpo de prova para ensaio de arrancamento (*cross-tension*) (a) soldado por FSSW em aço M190 (FENG et al., 2005); (b) esquema de solicitação durante o ensaio.

Como mencionado anteriormente, vários autores dedicaram-se a efetuar medidas de força axial durante o processo FSSW. Lathabai et al. (2006), utilizando a liga AA6060-T5, avaliaram a influência dos parâmetros rotação e velocidade de avanço da ferramenta nas medidas de força axial. Verificaram que a amplitude da força diminuiu significativamente de 13 kN aproximadamente a 1000 rpm para 5 kN em 4000 rpm (Figura 16a). Na Figura 16b é mostrada a variação de força axial para diferentes velocidades de avanço das ferramentas. Os autores constataram que a força axial aumentou junto com a velocidade de avanço da

ferramenta. Apesar das soldas efetuadas com maiores velocidades gerarem altas cargas, que podem causar alto desgaste da ferramenta, elas aumentaram a rapidez do processo e apresentaram boa qualidade. Gerlich et al. (2005), utilizando ligas AA6061-T6, AA5754-H12 e AZ91D, avaliaram também o efeito da velocidade de rotação sobre a força axial e verificaram a mesma tendência de aumento da força com aumento da velocidade (Figura 16c). Além disso, neste estudo, a temperatura durante o processo foi medida por meio de termopares (Figura 16d).

(b)

(c)

Figura 16. (a) Efeito da rotação da ferramenta na força axial (LATHABAI et al., 2006); (b) e (c) efeito da velocidade de avanço da ferramenta na força axial (LATHABAI et al., 2006; e GERLICH et al., 2005, respectivamente); (d) medida de temperatura em soldagem (GERLICH et al., 2005).

Lathabai et al. (2006) investigaram também o efeito da velocidade de rotação, da profundidade de penetração da ferramenta, do tempo de patamar e da velocidade de avanço da ferramenta no comportamento em tração, avaliando a carga máxima de resistência em cisalhamento (*tensile shear failure load*). Este estudo foi desenvolvido em corpos de prova de tração, similares ao da Figura 14a, em chapas da liga AA 6060-T5 com 1,77 mm de espessura cada. Primeiramente, variando a rotação de 1000 a 4000 rpm e utilizando dois diferentes tempos de patamar (0 e 4 s), foram obtidas duas curvas carga (kN) x rotação (rpm) (Figura 17a), sendo uma para cada tempo de patamar. Eles detectaram um pico de resistência à tração na rotação de 3000 rpm para as duas curvas, porém, quando o tempo de patamar foi utilizado uma brusca diminuição do efeito da rotação foi observada. Ao avaliar a velocidade de avanço da ferramenta, para duas rotações diferentes (Figura 17b), perceberam pequeno efeito deste parâmetro sobre a resistência mecânica na faixa de 1 a 7 mm/s. Portanto, sugeriram que uma

velocidade maior de avanço poderia ser usada para reduzir o tempo do processo sem afetar suas propriedades. Por fim, diferentes profundidades de penetração foram avaliadas, de 2,8 mm até 3,4 mm (~95 % da espessura total da junta), conforme mostra a Figura 17c. Verificou-se que, na faixa estudada, a resistência à tração aumentou cerca de três vezes (de 1 para 3 kN) com o aumento da profundidade de penetração. Esse efeito foi explicado pela maior participação da cabeça da ferramenta nas soldas mais profundas. Pan et al. (2005) estudaram a profundidade de penetração da ferramenta em chapas da liga AA6061-T4 com 0,94 mm de espessura cada. As profundidades variaram de 1,6 a 1,9 mm e os resultados apontaram um pico de resistência na faixa de 3 kN para as soldas feitas com 1,8 mm de penetração (Figura 17d).

(a)

(b)

(c)

Figura 17. Relação dos parâmetros do processo de FSSW com a carga máxima de resistência em cisalhamento: (a) efeito da rotação (LATHABAI et al., 2006); (b) efeito da velocidade de avanço da ferramenta (LATHABAI et. al, 2006); (c) e (d) efeito da profundidade de penetração (LATHABAI et al., 2006) e (PAN et al., 2005) respectivamente.

Um efeito importante observado no estudo realizado por Lathabai et al. (2006) é de que não há aumento significativo de propriedades de cisalhamento e capacidade de absorção de energia das juntas para tempos de patamar acima de 1 s, conforme pode-se observar na Figura 18. Tal informação é extremamente importante para otimizar o tempo de soldagem e obter ganhos de produtividade.

Figura 18. Efeito do tempo de patamar na carga máxima de resistência em cisalhamento e na absorção de energia em AA 6060-T5 (LATHABAI et al., 2006).

Chang et al. (2007) também estudaram a influência de diferentes parâmetros sobre a resistência de juntas soldadas. Foram utilizadas duas ligas de alumínio, AA5052-H32 e AA6111-T4, em chapas de 1 mm de espessura. E os parâmetros avaliados foram rotação da ferramenta entre 500 e 3000 rpm, tempo de patamar entre 0,5 e 2,5 s e profundidade de penetração entre 1,5 e 1,9 mm. Para as duas ligas os resultados foram similares, mostrando tendência de melhores resultados para rotações mais baixas até um certo limite (1000 rpm para AA5052 e 1500 rpm para AA6111). O aumento da profundidade de penetração gerou aumento de resistência no intervalo entre 1,5 e 1,8 mm, com queda para o valor de 1,9 mm. E o parâmetro que menos apresentou efeito sobre a resistência da junta soldada foi o tempo de patamar, gerando melhores resultados para o valor de 2 s para as duas ligas.

Lin, Pan e Pan (2008a; 2008b) realizaram ensaios de cisalhamento em tração e fadiga em juntas FSSW em liga de alumínio AA 6111-T4. Neste estudo utilizaram duas geometrias de ferramenta: a primeira, igual à utilizada na maioria dos estudos e, a segunda, com uma

concavidade na cabeça da ferramenta. Obtiveram assim resultados comparativos das duas ferramentas no comportamento em tração e em fadiga. A ferramenta com perfil côncavo (Figura 19) gerou melhores resultados tanto em cisalhamento em tração quanto em fadiga. O trabalho abordou ainda alguns detalhes da microestrutura da junta, o modo de falha das juntas e um modelo de previsão da vida em fadiga também utilizado por Chang et al. (2007).

Figura 19. Detalhe da geometria da ferramenta côncava (LIN; PAN; PAN, 2008b).

O modo de falha também foi estudado por Chang et al. (2007) em juntas ensaiadas em cisalhamento à tração e por Tran, Pan e Pan (2008) em juntas ensaiadas em cisalhamento à tração e fadiga sob controle de carga. Chang et al. (2007) observaram três modos de falha distintos, denominados: rasgamento (*tear fracture*), fratura no anel de solda (*plug fracture*) e cisalhamento (*shear fracture*). A Figura 20 apresenta os três modos de falha. O modo *tear fracture* (Figura 20a) foi o observado nas juntas que obtiveram maior resistência. Na Figura 20b, é apresentado o modo *plug fracture*, que esteve associado a resultados quase tão altos quanto o modo *tear fracture*. Para esses dois modos, as falhas estiveram presentes na interface das zonas termomecanicamente e termicamente afetadas. O modo *shear fracture* (Figura 20c) esteve presente nos ensaios que tiveram a menor resistência. A falha ocorre na zona soldada, por cisalhamento do anel soldado.

Figura 20. Modos de falha observados por Chang et al. (2007): (a) fratura por rasgamento (*tear fracture*), (b) fratura no plugue (*plug fracture*) e (c) fratura por cisalhamento (*shear fracture*).

Durante os ensaios de fadiga, os modos de falha são mais complexos. Lin, Pan e Pan (2008a; 2008b) e Tran, Pan e Pan (2008) apresentaram os modos de falha observados nos ensaios de fadiga, e também de cisalhamento em tração. A Figura 21 mostra a maneira esquemática que Lin, Pan e Pan (2008a; 2008b) escolheram pra apresentar os diferentes modos apresentados. Na Figura 21a são apresentados os modos de falha para as juntas soldadas com o perfil plano, onde o modo de falha para os ensaios de cisalhamento em tração e baixo ciclo foi o de cisalhamento do anel de solda. Para as amostras com alta ciclagem, outras trincas, indicadas pelas letras D e E, propagam antes do cisalhamento do anel de solda. A trinca representada pela letra D também tem origem na extremidade da união da solda, porém se propaga na direção vertical. E a trinca denominada E resulta provavelmente da superfície de flambagem. A Figura 21b apresenta os modos de falha do mesmo trabalho, porém para juntas soldadas com a ferramenta côncava. Nesse caso, os ensaios de cisalhamento em tração apresentaram um modo de falha distinto, com trincas verticais conforme mostram as letras A e B. Para as condições de baixo e alto ciclo, as trincas indicadas pelas letras C e D se iniciam a partir da extremidade da união e da superfície de flambagem, respectivamente. Para a condição de baixa ciclagem, a trinca mostrada pela letra E representa a região onde ocorre o modo de cisalhamento. E, no caso de alta ciclagem, as trincas se propagam para a lateral, na direção da largura da amostra.

Figura 21. Modos de falha observados por Lin, Pan e Pan (2008a; 2008b) nos ensaios de cisalhamento em tração e fadiga: soldas feitas com (a) ferramenta plana e (b) ferramenta côncava.

Com relação às propriedades mecânicas em outros materiais, destaca-se o estudo de Feng et al. (2005), em aços M190 e DP600. Neste estudo, foi avaliado o efeito da velocidade de avanço da ferramenta nos ensaios de cisalhamento e arrancamento (*cross-tension*) em tração. As chapas possuíam 1,6 mm de espessura e os corpos de prova são aqueles mostrados nas Figura 14a e Figura 15a. Para os ensaios de cisalhamento em tração, os resultados foram comparativos entre os dois aços e o tempo de duração do processo (Figura 22a). Nos ensaios de arrancamento, porém, só foi feita uma comparação entre os materiais (Figura 22b). Verificaram que um tempo maior de solda, ou seja, uma velocidade mais baixa de avanço, gera soldas mais resistentes à tração. Esse fato foi correlacionado com o aumento da área de união observada para soldas executadas com um tempo maior de duração.

(a)

(b)

Figura 22. Avaliação da resistência das soldas FSSW em aço DP600 e M190 em ensaios de cisalhamento e arrancamento em tração: (a) efeito da velocidade de avanço da ferramenta em ensaio de cisalhamento em tração (FENG et al., 2005); (b) ensaio de arrancamento (FENG et al., 2005).

2.3.3 Monitoramento da integridade de estruturas

A técnica de monitoramento comparativo de vácuo (MCV) ou *comparative vacuum monitoring* (CVM) foi desenvolvida em 1995 pela SMS (Structural Monitoring Systems) e vem sendo muito utilizada principalmente na indústria aeronáutica. MCV consiste na medida da diferença de pressão entre estreitos canais evacuados e canais a pressão ambiente. Se uma falha na estrutura for desenvolvida, haverá um fluxo de ar da atmosfera para o canal evacuado através da passagem criada (WISHAW; BARTON, 2001). Esses canais são formados no contato dos sensores com a estrutura a ser monitorada, como mostrado na Figura 23, ou seja: o componente faz parte do sensor.

Figura 23. (a) Representação esquemática de estrutura instrumentada com sensor para monitoramento de trincas; (b) vista superior de um sensor.

Os sensores são de polímero auto-adesivo e podem tanto tomar a forma da estrutura, quanto fazer parte do componente testado. Um transdutor mede o fluxo de gás entre os canais; a taxa deste fluxo é uma indicação do tamanho da falha (WISHAW; BARTON, 2001). É válido lembrar que a estrutura de canais alternados é a mais usual, pois é ideal para superfícies planas, porém os sensores podem apresentar outras configurações.

A Figura 24 mostra esquematicamente a vista superior de uma superfície monitorada com um sensor MCV. Os canais à pressão ambiente e evacuados são dispostos alternadamente; a distância entre eles e a sua espessura são inversamente proporcionais à

sensibilidade do sensor (*ver* www.smsystems.com.au). Na mesma figura é ilustrada uma trinca, pode-se perceber que ela une um canal evacuado (em vermelho) e outro a pressão ambiente (em azul), permitindo passagem de ar para o canal evacuado.

O sistema opera com regulador de vácuo, que gera uma pressão de -20 kPa, e medidor de vazão ligados aos canais evacuados. Quando a trinca permite a passagem de ar, o medidor de vazão percebe o aumento do fluxo detectando a trinca.

Figura 24. Sensor sobre superfície trincada. Fluxo de ar do canal a pressão ambiente (azul) para canal evacuado (vermelho) relatando a trinca.

Até o presente momento a tecnologia MCV vem sendo utilizada principalmente na indústria aeronáutica (Australian Army Black Hawk, RAAF AP3C Orion, US Navy H-53, RSAF S211 e A380 por exemplo), auxiliando a manutenção e evitando acidentes. No entanto, a técnica ainda não foi utilizada para monitoramento de estruturas onde as uniões são feitas com solda a ponto por fricção-mistura (FSSW). Levando-se em consideração a notável eficiência do processo de soldagem em substituir métodos mais comuns de união - como

rebites e demais tipos de solda - e a necessidade de segurança em suas aplicações, torna-se muito importante o emprego de uma técnica de monitoramento.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 *Material*

O material deste estudo consiste de chapas de aproximadamente 1,6 mm de espessura da liga de alumínio AA2024. As chapas encontram-se na condição T3 de tratamento térmico. Neste tipo de tratamento, o material é solubilizado, trabalhado a frio e envelhecido naturalmente a uma condição substancialmente estável.

3.2 *Caracterização do material base*

A análise química do material base foi realizada utilizando-se a técnica de espectrometria óptica por centelha e os resultados foram comparados ao especificado pela norma SAE AMS –QQ-A-250/4A (1998).

Além da análise química, amostras metalográficas foram preparadas para a caracterização do material pelas técnicas de microscopia ótica, microscopia eletrônica de varredura e EDX. O material também foi avaliado em um analisador de imagens para se obter uma quantificação dos precipitados de segunda fase presentes no caso da liga de alumínio. Para cada plano metalográfico, 5 regiões foram avaliadas. A área total analisada em cada medida foi de aproximadamente $0,454 \text{ mm}^2$, obtendo-se a fração em área (A %), densidade de partículas (N), diâmetro máximo (ϕ_{max}) e diâmetro médio (ϕ_{med}).

3.3 *Confecção dos corpos de prova para ensaios mecânicos*

A confecção dos corpos de prova de arrancamento e de cisalhamento em tração, e de fadiga seguiram as dimensões apresentadas na Figura 25, tanto para as juntas rebitadas como para as juntas soldadas. Os corpos de prova foram cortados por meio de eletro-erosão a fio.

Figura 25. Geometria e dimensões dos corpos de prova de juntas rebitadas e soldadas: (a) para ensaios de cisalhamento em tração e de fadiga e (b) para ensaio de arrancamento.

3.4 Corpos de prova rebitados – Liga de Al AA2024-T3

O processo de rebitagem da liga de Al foi efetuado pela empresa TAM, utilizando uma máquina rebidadeira pneumática com contraestampa (*bucking bar*). Os rebites utilizados foram do tipo NAS1097AD5, iguais aos utilizados em manutenção de aeronaves, da liga AA2117-T4, com tratamento superficial MIL-C-5541 para o diâmetro de 4,0 mm, e escareador de $100^\circ \pm 30'$. Foram fabricados 20 corpos de prova e todos eles seguiram as dimensões da Figura 25.

3.5 *Corpos de prova soldados por FSSW - Liga de Al AA2024-T3*

Os corpos de prova foram soldados com o auxílio de um torno de comando numérico computadorizado (CNC) do Núcleo de Manufatura Avançada (NUMA) da EESC-USP. Para a fixação das chapas no torno foram fabricados suportes em aço 1045 (Figura 26), que passaram por tratamento térmico (têmpera e revenimento), especificamente, para serem adaptados no carro porta-ferramentas do torno. Estes suportes tiveram a função de apoiar as chapas sobrepostas e eliminar uma possível rotação entre elas durante o processo de soldagem.

Figura 26. (a) e (c): Geometria e dimensões em mm para confecção de corpos de prova de tração e arrancamento, respectivamente; (b) e (d): fotos dos suportes projetados para soldagem por FSSW executada em torno CNC para corpos de prova de tração e arrancamento, respectivamente.

A ferramenta para execução da solda foi fabricada inicialmente em aço H13. O material foi usinado no estado recozido e posteriormente tratado termicamente por têmpera e

revenimento. Após o tratamento térmico, a ferramenta foi carbonitretada por 2 horas, a 500 °C, sob atmosfera com mistura de N_2 , H_2 e CO , num forno do Departamento de Engenharia de Materiais, Aeronáutica e Automobilística da EESC-USP. Outras duas ferramentas foram fabricadas em liga de metal duro, após o desgaste da ferramenta inicial, e utilizadas nas etapas de confecção de alguns dos corpos de prova para ensaio de cisalhamento em tração e dos corpos de prova ensaiados em fadiga. Uma das ferramentas possuía perfil igual à anterior e, a outra, um perfil com concavidade. A Figura 27 ilustra as dimensões e a foto das duas ferramentas. A Figura 28 mostra a ferramenta e o suporte das chapas acoplados ao torno.

(a)

(b)

(c)

(d)

Figura 27. (a): Geometria e dimensões da ferramenta inicial; (b): ferramenta (em aço ferramenta) e bucha para acoplamento; (c): detalhe da geometria da ponta da ferramenta com concavidade (dimensões em mm) e (d): ferramenta em metal duro.

(a)

(b)

(c)

Figura 28. (a): Visão geral do sistema de FSSW montado no torno CNC; (b): detalhe da ferramenta acoplada à castanha do torno e (c): detalhe do suporte das chapas acoplado ao carro porta ferramentas do torno.

Após as soldagens preliminares, mudanças foram necessárias para corrigir alguns desvios e imprecisões. Para tanto, foi acrescentada uma trava ao suporte de fixação das chapas (Figura 29) e algumas modificações no comando CNC foram necessárias. Essas alterações permitiram a confecção de corpos de prova para os ensaios de cisalhamento em tração com menores imprecisões.

(a)

(b)

Figura 29. Trava de fixação central das chapas: (a): geometria e dimensões em mm e (b): montagem das chapas de alumínio no suporte.

Durante as etapas de soldagem, a rotação, o tempo de patamar e a profundidade de penetração da ferramenta foram variadas, mantendo-se constante a velocidade de avanço da ferramenta (2 mm/s) em todas as soldagens. As rotações observadas foram 2000, 3000 e 4000 rpm; as penetrações nominais foram de 2,6, 2,85 e 3,1 mm e os tempos de patamar avaliados foram 2, 4 e 6 s. Dois diferentes perfis de ferramenta também foram utilizados visando avaliar o máximo de variáveis possíveis.

3.6 Ensaios de cisalhamento e arrancamento em tração

Os ensaios de tração monotônica axial foram realizados em corpos de prova dos materiais base e das juntas soldadas e rebitadas. Os ensaios foram realizados em uma máquina servohidráulica MTS 810, equipada com célula de carga de 100 kN e garra hidráulica com pressão de 1 ksi (Figura 30). Todos os ensaios foram executados ao ar e à temperatura ambiente. O programa computacional acoplado à máquina para gerar a rotina dos ensaios foi o MPT (Multi-Purpose Testware), que permite o controle preciso de todas as variáveis de ensaio.

Figura 30. (a): Sistema de ensaios e (b): corpo de prova rebitado acoplado à máquina de ensaios.

A geometria e as dimensões dos corpos de provas do material base estão apresentadas na Figura 31. Os ensaios foram executados de acordo com a norma ASTM E8M-08, com taxa de deslocamento de 1 mm/min. As medidas de alongamento foram efetuadas a partir de um comprimento inicial de 50 mm. Valores de carga e alongamento foram convertidos para tensão e deformação e o limite de escoamento e de ruptura foram determinados.

Figura 31. Geometria e dimensões (em mm) do corpo de prova de tração para material base

Os ensaios de cisalhamento em tração das juntas rebitadas e soldadas foram executados com velocidade de travessão de 2 mm/min. A partir de cada ensaio obteve-se a curva *carga x deslocamento*, e portanto, a carga máxima de resistência em tração, utilizada posteriormente para definir os níveis de carga para os ensaios de fadiga. Em vista da assimetria longitudinal dos corpos de prova, resultante da geometria de junta simples do tipo sobreposta utilizada neste estudo, optou-se pela colagem dos chamados espaçadores nas extremidades dos corpos de prova (Figura 32a), região em que ocorre a fixação às garras do sistema de ensaios, de modo a minimizar o desenvolvimento de momentos fletores (Figura 32b).

Figura 32. (a): Representação esquemática de espaçadores colados nos pontos de fixação dos corpos de prova na garra e (b): efeito da flexão, oriundo da assimetria longitudinal dos corpos de prova de juntas sobrepostas simples, quando não são utilizados espaçadores.

Os ensaios de arrancamento foram realizados em juntas soldadas e rebitadas. Os ensaios foram realizados em uma máquina Instron 2382, equipada com célula de carga de 100 kN (Figura 33a) e velocidade de 2 mm/min. Todos os ensaios foram executados ao ar e à temperatura ambiente. O programa computacional usado para gerar a rotina dos ensaios foi o Bluehill, que permite o controle preciso de todas as variáveis de ensaio. Para os ensaios de arrancamento, uma garra foi especialmente projetada e confeccionada, conforme pode ser visto na Figura 33b.

Figura 33. (a): Máquina de ensaios estáticos e (b): corpo de prova de arrancamento acoplado na garra de ensaios.

3.7 Caracterização microestrutural e de microdureza das juntas soldadas.

Para caracterização microestrutural e de microdureza, dois corpos de prova, confeccionados em conjunto com os CPs para ensaio de fadiga, foram cortados no sentido transversal, embutidos e preparados para ataque químico. As normas ASTM E3 – 01 e ASTM E407-07 foram usadas como referência para preparação metalográfica e ataque químico, respectivamente. O ataque químico foi feito com reagente de Keller, possibilitando a avaliação microestrutural. As medidas de microdureza foram feitas com base na norma

ASTM E384-08, a carga utilizada foi 0,5 kgf e as medidas foram feitas numa extensão de 20 mm aproximadamente.

3.8 *Ensaaios de fadiga*

Os ensaios de fadiga axial sob amplitude de carregamento constante foram realizados em corpos de prova de juntas rebitadas e de juntas soldadas, com as mesmas dimensões utilizadas nos espécimes para ensaios de cisalhamento em tração, e também com fixação de espaçadores para o alinhamento. As amostras soldadas foram feitas com os parâmetros que forneceram as juntas com maior resistência em tração: rotação de 4000 rpm, velocidade de avanço 2 mm/s, tempo de patamar 4 s e profundidades de 2,85 e 3,1 mm. Os ensaios foram realizados em uma máquina servohidráulica MTS 810, equipada com célula de carga de 100 kN e garra hidráulica com pressão de 1 ksi (Figura 30b). Todos os ensaios foram executados ao ar, à temperatura ambiente, sob controle de carga, com razão de carga $R=0,1$ para evitar a flambagem dos corpos de prova, frequência de 20 Hz e onda senoidal, seguindo as orientações da norma ASTM E 466 - 07. O programa computacional acoplado à máquina usado para gerar a rotina dos ensaios foi o MPT (Multi-Purpose Testware), que permite o controle preciso de todas as variáveis de ensaio.

Foram obtidas curvas de carga em função do nº de ciclos até a fratura, a partir de pelo menos quatro níveis de carga, com dois a três ensaios em cada nível. A apresentação dos dados foi baseada na norma ASTM E 468 - 90. Os níveis de carga máxima cíclica a serem aplicados foram determinados a partir dos resultados de tração, sendo utilizados 50 %, 60 %, 70 %, 80 % e 90 % da carga máxima de tração para as juntas rebitadas e 20 %, 25 %, 30 %, 40 % e 50 % para as juntas soldadas. As porcentagens foram diferentes em cada caso para que, em todos os casos, o menor nível de tensão tivesse um limite de vida em fadiga em torno

de 10^6 ciclos. A Tabela 3 e a Tabela 4 apresentam os valores de carga máxima aplicada, assim como os valores de tensão remota, baseando-se na seção transversal total da chapa, para corpos de prova rebitados e soldados, respectivamente.

Tabela 3 – Valores de carga máxima cíclica utilizados nos ensaios de fadiga e os correspondentes níveis de tensão remota para as juntas rebitadas (AA2024-T3).

Juntas rebitadas		
Carga máxima cíclica [kN]	Tensão Remota [MPa]	Fração da carga máxima trativa
5,8	45,3	90 %
5,2	40,6	80 %
4,5	35,2	70 %
3,9	30,5	60 %
3,2	25	50 %

Tabela 4 – Valores de carga máxima cíclica utilizados nos ensaios de fadiga e os correspondentes níveis de tensão remota para as juntas soldadas (AA2024-T3).

Juntas soldadas		
Carga máxima cíclica [kN]	Tensão Remota [MPa]	Fração da carga máxima trativa
2,7	21,3	50 %
2,2	17	40 %
1,6	12,8	30 %
1,4	10,6	25 %
1,1	8,5	20 %

O número de corpos de prova para gerar cada uma das curvas P-N foi escolhido de acordo com a norma ASTM E739 - 04. Esse número varia de acordo com o grau de responsabilidade envolvido. A Tabela 5 mostra o número de corpos de prova recomendados de acordo com a aplicação dos dados.

Tabela 5 – Número mínimo de corpos de prova para diferentes aplicações

Tipo de teste	Número mínimo de CPs
Preliminares e exploratórios (pesquisas exploratórias)	6 a 12
Ensaio para pesquisa e desenvolvimento de componentes	6 a 12
Dados permitidos para projetos	12 a 24
Dados de segurança	12 a 24

Além disso, a distribuição desses corpos de prova em diferentes níveis de carga também gera um índice de replicação, que também deve ser relacionado com a natureza dos dados obtidos. A Equação 1 apresenta a fórmula para o cálculo desse índice e a Tabela 6 mostra a relação existente entre o valor do índice e as possíveis aplicações dos dados.

$$\% \text{ de replicação} = 100[1 - (\text{n}^\circ \text{ de níveis de tensão utilizados} / \text{n}^\circ \text{ de CPs ensaiados})] \quad \text{Equação. 1}$$

Tabela 6 – Relação entre a porcentagem de replicação e diferentes aplicações de dados.

Tipo de teste	% de replicação
Preliminares e exploratórios (pesquisas exploratórias)	17 a 33
Ensaio para pesquisa e desenvolvimento de componentes	33 a 50
Dados permitidos para projetos	50 a 75
Dados de segurança	75 a 88

A Tabela 7 mostra o número de CPs ensaiados, o número de níveis de carga, o índice de replicação e a aplicação em que podem ser utilizados esses dados para as juntas soldadas e rebitadas. Como o número de corpo de prova é sempre maior ou igual a 12, a classificação se dá pelo índice de replicação da equação 1. Em todos os casos, os dados podem ser usados para projetos, o que demonstra uma boa confiabilidade do estudo.

Tabela 7 – aplicação possível para os dados obtidos nas curvas de fadiga P-N

Juntas	nº de CPs	nº de níveis de carga	% de replicação	aplicação possível
rebitadas	13	5	61,5	Dados permitidos para projetos
soldadas (FA)	12	4	66,7	Dados permitidos para projetos
soldadas (FB)	12	5	58,3	Dados permitidos para projetos

A sistemática de monitoramento de trincas foi utilizada durante todos os ensaios de fadiga em juntas soldadas. Sensores MCV foram acoplados nos corpos de prova conforme mostra a Figura 34a. O equipamento de geração e medição de vácuo (Figura 34b) foi ligado

via *software* no computador de comando da máquina MTS de ensaios mecânicos. A amostra foi fixada nas garras da máquina, e, através de tubos, ligada a bomba de vácuo (Figura 34c).

Figura 34. (a): amostra instrumentada com sensores MCV; (b): bomba de vácuo e sistema de medição de vácuo e (c): corpo de prova de fadiga acoplado à garra de ensaios com tubos ligados aos sensores MCV.

Como se pode ver na Figura 34c, os dois sensores são ligados por meio de tubos em um terminal “T”, de onde outro tubo é ligado na bomba de vácuo. O equipamento só permite a leitura de um sinal, e desta maneira, ligando os dois sensores ao mesmo tubo, o sistema pode detectar trinca em qualquer um dos sensores, sem poder, no entanto, distinguir em qual deles. A Figura 35 mostra de maneira esquemática como o sensor atua no sistema, mostrando a região evacuada e que tipo de defeitos podem ser detectados.

Figura 35. Representação esquemática do modo de monitoramento pelo método MCV em chapas soldadas a ponto por fricção-mistura.

A Figura 36 mostra a tela do computador mostrando três janelas abertas. Classificando pelas letras, temos: em **A**, a tela de sinal de medição de pressão, que indica, quando uma trinca nucleada atravessa o anel de solda permitindo entrada de ar por entre as chapas para dentro do orifício deixado pelo pino da ferramenta; em **B**, o sinal de onda da máquina de ensaios, mostrando a onda programada e a onda de resposta do sistema; e, em **C**, a janela que possibilita o controle do ensaio, contagem de número de ciclos, entre outras opções do *software*.

Figura 36. Tela do computador durante ensaio de fadiga. Em destaque: **A**: janela de monitoramento de trinca; **B**: sinal de onda programado e a resposta da máquina; e **C**: janela de comando do ensaio.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 Caracterização da liga AA 2024-T3

A análise química da liga AA2024-T3 está apresentada na Tabela 8. Os valores obtidos estão dentro do especificado pela norma SAE AMS –QQ-A-250/4A (1998).

Tabela 8 – Composição química da liga AA2024 (em peso %).

	Cu	Mg	Si	Mn	Fe	Zn	Cr	Ti	Al
Especificado	3,8-4,9	1,2–1,8	0-0,50	0,30–0,90	0-0,50	0–0,25	0–0,10	0–0,15	Bal
Obtido	3,93	1,33	0,08	0,65	0,153	0,07	0,003	0,03	Bal

A Figura 37 apresenta micrografias óticas obtidas antes e após o ataque químico com o reagente de Keller, para a liga de alumínio. Na Figura 37a é notada a presença de inúmeras partículas de segunda fase na matriz de alumínio, que apresentam uma orientação preferencial no sentido da laminação (direção L). Estas partículas foram posteriormente caracterizadas quimicamente por EDX. Após o ataque químico (Figura 37b), foi revelada uma microestrutura de grãos alongados na direção de laminação.

Figura 37. Micrografia ótica da liga AA2024-T3: (a): antes e (b): após ataque químico com reagente de Keller

A presença de partículas de segunda fase também foi caracterizada por meio de um programa analisador de imagem e os resultados estão apresentados na Tabela 9. Em todos os planos analisados, não há diferença significativa no tamanho máximo de partícula (ϕ_{Max}) encontrado e na densidade de partículas (N). Entretanto, o plano T-S apresentou valores ligeiramente menores de fração de área ($FA\%$) e diâmetro médio de partícula (ϕ_{Med}).

Tabela 9 – Resultados da análise quantitativa dos precipitados de segunda fase da liga.

Plano	Amostra	Partículas de segunda fase			
		FA (%)	N (mm ²)	ϕ_{Max} (μm)	$\phi_{Médio}$ (μm)
L-T	1	0,39	389,87	19,4	4,4
	2	0,19	235,68	8,8	4,0
	3	0,37	418,50	16,7	4,0
	4	0,32	356,83	15,8	4,1
	5	0,33	392,07	13,4	4,1
	Média	0,32	358,59	14,82	4,12
	Desvio Padrão	0,08	72,11	3,99	0,16
T-S	1	0,22	268,72	24,2	3,7
	2	0,21	354,63	9,4	3,3
	3	0,21	348,02	9,9	3,3
	4	0,21	365,64	8,7	3,3
	5	0,22	321,59	20,0	3,5
	Média	0,21	331,72	14,44	3,42
	Desvio Padrão	0,01	38,77	7,16	0,18
S-L	1	0,28	292,95	13,1	4,4
	2	0,29	341,41	13,1	4,1
	3	0,40	405,29	18,2	4,5
	4	0,44	438,33	14,3	4,5
	5	0,34	367,84	11,8	4,2
	Média	0,35	369,16	14,10	4,34
	Desvio Padrão	0,07	56,28	2,46	0,18

A caracterização pela técnica de EDX revelou a presença de partículas de segunda fase com composições químicas diferentes. Na Figura 38, a partícula que engloba as regiões A e

B, consiste de um composto intermetálico grosseiro, rico nos elementos de liga Cu e Mn, além do Fe e Si, conforme se observa na Tabela 10. Este tipo de partícula tem tamanhos variando entre 10 μm e 20 μm . É importante destacar que apesar de ambas as regiões serem ricas nos mesmos elementos, elas possuem diferentes concentrações. A região **B** é mais rica em Cu e mais pobre em Si, Mn e Fe do que a região **A**. Outro tipo de partícula encontrado na microestrutura, indicada pelo ponto **C**, na Figura 38, consiste de um dispersóide de cerca de 3 μm rico em Cr.

Figura 38. Partículas de segunda fase na liga AA2024-T3. A composição química de **A**, **B** e **C** é mostrada na Tabela 10.

Tabela 10 – Composição química dos pontos **A**, **B** e **C** (em % atômica) da Figura 38.

	Al	Cu	Mg	Mn	Fe	Si	Cr
A	71,3	4,6	-	9,1	9,5	6,0	-
B	69,6	16,6	-	6,2	6,8	1,5	-
C	27,1	3,0	2,00	-	0,2	0,3	67,8

4.2 Ensaios de tração – Material Base

As propriedades mecânicas de tração da liga AA2024-T3 estão apresentadas na Tabela 11. Os corpos de prova da liga AA2024-T3 ensaiados na direção longitudinal de laminação apresentaram maiores valores de resistência e menores valores de alongamento total e de redução de área.

Tabela 11 – Propriedades mecânicas de tração da liga AA2024-T3.

Material	S _r (MPa)	S _e (MPa)	A (%)	RA (%)
2024-T3 Transversal	459,3	302,9	21,5	24,5
	465,4	311,7	21,1	23
	466	307,8	21,7	21,6
Média	463,6	307,5	21,4	23
2024-T3 Longitudinal	473,6	344,7	21,2	18,7
	481,6	351,2	21,4	20,2
	475,5	337,4	20,7	23,5
Média	476,9	344,4	21,1	20,8

Alongamento total medido em 50mm

4.3 Ensaios de cisalhamento em tração – Juntas rebitadas

Os ensaios de cisalhamento em tração em corpos de prova rebitados forneceram os dados de carga máxima, necessários para embasar os ensaios de fadiga. A Tabela 12 mostra os valores de carga máxima ($P_{\text{máx}}$), deslocamento na carga máxima ($\delta_{\text{máx}}$) e modo de fratura, enquanto a Figura 39 mostra as curvas de carga (kN) *versus* deslocamento (mm). Os valores de carga máxima obtidos apresentaram boa repetibilidade, e o modo de fratura, nos três ensaios realizados, ocorreu por cisalhamento dos rebites por meio do efeito guilhotina introduzido pelo furo na chapa.

Tabela 12 – Dados obtidos nos ensaios de cisalhamento em tração.

Corpo de prova	$P_{\text{máx}}$ (kN)	$\delta_{\text{máx}}$ (mm)	Modo de fratura
T01	6,3445	1,4699	cisalhamento do rebite
T02	6,3638	1,5221	cisalhamento do rebite
T03	6,5917	1,6572	cisalhamento do rebite
Média	6,4333	1,5497

Figura 39. Gráficos de carga-deslocamento obtidos por meio dos ensaios de cisalhamento em tração em juntas rebitadas da liga AA2024-T3.

A Figura 40 mostra um dos corpos de prova ensaiado em tração, onde se pode verificar o cisalhamento do rebite. Verifica-se ainda que a integridade das chapas não foi afetada neste tipo de carregamento. A técnica de microscopia eletrônica foi utilizada para verificar o aspecto de fratura do rebite, conforme mostram as Figura 40c e Figura 40d.

(a)

(b)

Figura 40. Corpo de prova de junta rebitada de liga AA2024-T3 ensaiado em tração: (a): visão geral e (b): detalhe da fratura. Em (c) e (d), têm-se os detalhes do rebite cisalhado, observados no microscópio eletrônico de varredura.

4.4 Ensaios de arrancamento em juntas rebitadas

A Tabela 13 mostra os valores de carga máxima ($P_{\text{máx}}$), deslocamento na carga máxima ($\delta_{\text{máx}}$) e modo de fratura para os corpos de prova rebitados ensaiados. A Figura 41 mostra as curvas de carga-deslocamento para os ensaios de arrancamento dos corpos de prova rebitados. Os valores obtidos de carga máxima apresentaram boa repetibilidade e o modo de fratura ocorreu por destacamento (pull-out) dos rebites, para os cinco ensaios realizados, como ilustra a Figura 42.

Tabela 13 – Dados obtidos nos ensaios de arrancamento para corpos de prova rebitados de AA2024-T3. Os valores de S referem-se à resistência específica, baseando-se em diâmetro de rebite de 4 mm.

Corpo de prova	$P_{\text{máx}}$ (kN)	$\delta_{\text{máx}}$ (mm)	Modo de fratura
CP01	2,7	21,1	destacamento
CP02	2,6	23,1	
CP03	2,4	23	
CP04	2,5	22,9	
CP05	2,6	23,5	
Média	2,6	22,7

Figura 41. Gráficos de *carga x deslocamento* obtidos a partir dos ensaios de arrancamento em tração em juntas rebitadas de liga AA2024-T3

Figura 42. Corpo de prova de junta rebitada de liga AA2024-T3 ensaiado por arrancamento: (a): visão geral e (b): detalhe do rebite observado pela técnica de microscopia eletrônica de varredura.

4.5 Ensaios de fadiga – Juntas rebitadas de AA2024-T3

Os resultados de números de ciclos para falhar e modo de fratura são apresentados na Tabela 14, além dos valores de carga máxima ($P_{\text{máx}}$), carga mínima ($P_{\text{mín}}$), do fator de carga máxima de cisalhamento utilizado e o número da figura que mostra alguns dos corpos de prova ensaiados nas diversas condições. Os resultados obtidos servirão de base para a comparação com os corpos de prova soldados pelo processo FSSW.

Tabela 14 – Dados obtidos nos ensaios de fadiga para as juntas rebitadas de AA2024-T3.

CDP	N_f	Fator de carga máxima	$P_{m\acute{a}x}$ (kN)	$P_{m\acute{i}n}$ (kN)	Modo de fratura	Figura
F02	4975	0,9	5,8	0,58	Cisalhamento do rebite	Figura 44a
F12	13342	0,8	5,15	0,515		
F05	21294	0,8	5,15	0,515		Figura 44b
F01	36090	0,8	5,15	0,515		
F10	84099	0,7	4,5	0,45		
F03	90195	0,7	4,5	0,45	Fadiga no material base (nucleação por fretting)	
F06	97590	0,7	4,5	0,45		Figura 44c
F08	405330	0,6	3,85	0,385		Figura 44d
F04	416615	0,6	3,85	0,385		
F09	422747	0,6	3,85	0,385		
F07	887705	0,5	3,22	0,322		
F11	937869	0,5	3,22	0,322		Figura 44e
F13	1216731	0,5	3,22	0,322		

Os gráficos apresentados na Figura 43 mostram a vida em fadiga dos corpos de prova rebitados em função da carga máxima aplicada e do fator de carga máxima em tração.

(a)

(b)

Figura 43. Curvas de (a): carga máxima-número de ciclos para falhar (curva tensão vida) e (b): fator de carga-número de ciclos para falhar de juntas de AA2024-T3 rebitadas.

A Figura 44 apresenta a análise macrográfica dos corpos de prova após os ensaios de fadiga. Observa-se que para altos valores de carga aplicada (90 % e 80 % da carga máxima em cisalhamento), o modo de fratura ocorre predominantemente por cisalhamento do rebite. Para valores mais baixos de carga máxima aplicada (abaixo de 70 % da carga máxima em cisalhamento), a fratura ocorre na chapa devido à nucleação de trincas pelo mecanismo de fadiga por *fretting*, devido a pequenos movimentos oscilatórios na região interfacial do rebite e do furo. Neste caso, a nucleação de trincas ocorreu invariavelmente na chapa onde foram localizados os furos dos rebites.

(a)

(b)

Figura 44. Corpos de prova rebitados de AA2024-T3 ensaiados com: (a): 90 %, (b): 80 %, (c): 70 %, (d): 60 % e (e): 50 % de carga máxima cíclica em relação à carga máxima atingida no ensaio de cisalhamento em tração.

A análise por líquido penetrante do corpo de prova ensaiado com 90 % da carga máxima de cisalhamento não evidencia qualquer nucleação de trinca junto à chapa (Figura 45a), indicando que como a vida é muito curta, não há tempo suficiente para que trincas nucleiem nas chapas, apresentando falha por cisalhamento do rebite. Entretanto, para o corpo de prova ensaiado com 80 % da carga máxima de cisalhamento, apesar de apresentar o mesmo modo de falha, já é possível observar a nucleação de trincas na chapa, indicadas por setas, na direção perpendicular ao carregamento, como mostra a Figura 45b.

Figura 45. Análise por líquido penetrante nos corpos de prova ensaiados com (a): 90 % e (b): 80 % da carga máxima de cisalhamento em tração.

4.6 Soldagens preliminares por FSSW

As soldagens preliminares realizadas utilizando o processo de FSSW foram, a princípio, bem sucedidas. A Figura 46 mostra o aspecto do corpo de prova CP08 soldado a 2000 rpm, com 2,85 mm de penetração nominal e o corpo de prova CP04 soldado a 3000 rpm, com 3,1 mm de penetração nominal. Observa-se o efeito típico de extrusão de material ao redor da região da cabeça da ferramenta e o furo remanescente deixado pela ponta da ferramenta. A face oposta da chapa permanece com bom acabamento, mostrando apenas algumas marcas resultantes do aquecimento e da pressão de contato contra o suporte.

Figura 46. Aspecto de corpos de prova soldados por FSSW: CP08 (2000 rpm, com 2,85 mm de penetração nominal) e CP04 (3000 rpm, com 3,1 mm de penetração nominal).

Um outro corpo de prova, identificado como CP06 soldado a 3000 rpm e com profundidade de penetração nominal estabelecida em 2,6 mm foi seccionado e embutido para observação metalográfica, conforme pode ser visto na Figura 47. Considerando que a espessura das chapas é de 1,6 mm, era de se esperar uma penetração de cerca de 1 mm na

chapa inferior. Entretanto, a penetração real na chapa inferior foi de apenas aproximadamente 0,3mm, resultando em uma penetração total real de 1,9 mm. Um dos problemas que pode ter gerado essa diferença foi a posição onde o torno CNC foi “zerado”. Outros problemas como folga dos sistemas de fixação, do suporte no torno e das chapas no suporte, também podem ser considerados. Deste modo, as profundidades citadas nesse estudo, são as profundidades programadas no comando CNC e não necessariamente as reais.

Figura 47. Seção transversal do CP06, soldado a 3000 rpm e com profundidade de penetração nominal de 2,6 mm. Ataque: reagente de Keller.

Com o intuito de corrigir a distorção entre a penetração real e a nominal, o procedimento adotado nas soldagens subsequentes foi o de zerar o posicionamento da ferramenta em relação à face do suporte, minimizando o possível efeito das folgas entre as chapas e o suporte. Entretanto, um novo problema ficou bastante evidente, conforme pode ser visto na macrografia apresentada na Figura 48, dos corpos de prova CP025 e CP045, ambos

soldados a 4000 rpm, com 3,1 mm de profundidade nominal estabelecida. Como a profundidade de penetração real é mais próxima da nominal (3,1 mm), pois não há o problema da folga das chapas, surge uma protuberância anular na chapa superior, do lado da face de contato com a chapa inferior, erguendo a ponta da chapa. A distorção produzida é maior no segundo ponto de solda. Acredita-se que tal protuberância seja gerada: pela pressão de contato da ferramenta que empurra material plastificado por entre as chapas, e pela ausência de restrição à deformação da chapa na direção perpendicular, ao redor do ponto de solda. A folga gerada entre as chapas pela protuberância impede a troca efetiva de calor, resultando em uma solda de baixa qualidade e pouca adesão.

Figura 48. (a): Distorção produzida na ponta da chapa superior do CP045; (b): aspecto da protuberância anular produzida na face de contato da chapa superior do CP025, após destacamento do ponto de solda.

Com o objetivo de corrigir essa nova anomalia do processo, foi fabricada uma trava adicional de fixação para restringir a distorção das chapas na direção perpendicular, ao redor do ponto de solda, conforme mostrado no item 3.5 (Figura 29).

4.7 Ensaios de cisalhamento em tração e caracterização de juntas FSSW

Após a confecção da trava central, foi possível gerar juntas soldadas de melhor qualidade. A Tabela 15 mostra os parâmetros utilizados nas soldagens dos corpos de prova confeccionados para ensaios de cisalhamento em tração preliminares e a carga máxima suportada por cada um deles. A Figura 49 e a Figura 50 mostram a relação entre a carga máxima e a profundidade de penetração da solda e entre a carga máxima e a rotação, respectivamente.

Tabela 15 – Parâmetros para confecção dos espécimes e a carga máxima em cisalhamento.

CP	rpm	Profundidade (mm)	Patamar (s)	Avanço (mm/s)	P _{máx} (kN)
1	2000	2,6	2	2	2,91
2	2000	2,6	2	2	2,4
3	3000	2,6	2	2	1,91
4	3000	2,6	2	2	2,11
5	4000	2,6	2	2	2,61
6	4000	2,6	2	2	2,9
7	2000	2,85	2	2	2,61
8	2000	2,85	2	2	2,81
9	3000	2,85	2	2	0,6
10	3000	2,85	2	2	1,31
11	4000	2,85	2	2	5,11
12	4000	2,85	2	2	3,97
13	2000	3	2	2	2,91
14	2000	3	2	2	2,5
15	3000	3	2	2	0,6
16	3000	3	2	2	1,2
17	4000	3,1	4	2	7,64
19	2000	2,6	2	2	3,31
20	2000	2,85	2	2	3,12
21	2000	3	2	2	1,91
22	3000	2,6	2	2	1,81
23	4000	2,85	2	2	6,74
24	4000	3,1	2	2	2,71
25	4000	3,1	2	2	4,93
26	4000	2,6	2	2	3,93

Figura 49. Relação entre carga máxima e profundidade de penetração da solda.

A Figura 49 ilustra que, independentemente da rotação, as soldas mais profundas não apresentaram as maiores resistências mecânicas. Ainda, para a menor profundidade de penetração, a rotação quase não teve influência no valor da resistência, com pouco espalhamento. O melhor resultado, foi obtido com a rotação maior, de 4000 rpm e com a profundidade intermediária, de 2,85 mm. A Figura 50 apresenta os mesmos resultados, deixando mais evidentes os efeitos da rotação. Pode ser observado que com a rotação mais alta, de 4000 rpm, foram obtidos os melhores resultados, mas também os maiores espalhamentos. Desta maneira, a rotação de 4000 rpm, em alguns casos, apresentou cargas máximas iguais a de outras rotações, mas no geral com resultados melhores.

Figura 50. Relação entre carga máxima e rotação da ferramenta.

Um ponto em destaque nas duas figuras mostra o corpo de prova com melhor resistência alcançada, que foi obtido para uma condição de máxima rotação e profundidade, utilizando um tempo de patamar maior (4 s). Apesar de o estudo não prever a variação deste parâmetro, foi feito um teste, pois apesar de resultados significativos, não se esperava tanta diferença para diferentes rotações. Este melhor resultado é justificado pela maior energia fornecida ao processo. A escolha do patamar de 2 s havia sido feita com base no estudo de Lathabai et al. (2006), que comprovam que o tempo de patamar não interferiu na resistência mecânica para valores acima de 1 s, fato muito interessante para otimizar o tempo do processo. No entanto, o material do estudo era a liga de alumínio AA6060-T5, com propriedades mecânicas bem inferiores à liga AA2024-T3, onde, por exemplo, o limite de escoamento é menor que 200 MPa para a primeira e maior que 400 MPa para a segunda. Desta maneira, antes da confecção dos corpos de prova para ensaios de fadiga, um novo lote

de amostras para ensaios de cisalhamento em tração foi confeccionado para melhor estudar esses parâmetros.

Ainda considerando os dados da Tabela 15, os melhores resultados de carga de cisalhamento alcançados pelo processo em estudo (FSSW) chegaram a atingir cargas iguais e até um pouco superiores às obtidas por juntas rebitadas. No entanto, a energia absorvida pelas amostras nos ensaios de cisalhamento em tração, representada pela área abaixo da curva de carga x deslocamento, é bem menor para as produzidas pelo processo FSSW. A Figura 51 mostra um gráfico do comportamento da carga em função do deslocamento para amostras rebitadas e soldadas. Apesar do nível de carga ser próximo para os dois processos, considerando obviamente os melhores resultados para o processo FSSW, os deslocamentos na fratura são bem maiores para as amostras obtidas pelo processo de rebiteagem. Isso demonstra que a junta rebitada possui uma maior tenacidade à fratura, com comportamento dúctil em oposição ao comportamento frágil apresentado pela junta soldada.

Figura 51. Gráfico comparativo do comportamento das curvas de carga em função do deslocamento para as amostras soldadas e rebitadas.

A Figura 52 mostra um dos corpos de prova ensaiados em tração, onde se pode verificar o processo de fratura por cisalhamento do anel de solda e detalhes da fratura observados por microscopia eletrônica de varredura.

Figura 52. (a): Corpo de prova de junta rebitada de liga AA2024-T3 ensaiado em tração; (b): ponto de solda observado no MEV e (c): detalhe da fratura do ligamento de solda FSSW.

A partir dos resultados preliminares de tração, uma nova matriz de ensaios foi projetada para avaliar os melhores resultados, avaliar a influência do tempo de patamar e definir duas combinações de parâmetros para realização de ensaios de fadiga. Para esse conjunto de corpos de prova foram utilizadas as ferramentas fabricadas com metal duro (Figura 27d). Foram feitas quatro amostras com cada uma das sete combinações de parâmetros escolhida, e, para cada combinação, três amostras foram ensaiadas inicialmente. A

mostra os parâmetros utilizados e a carga máxima em ensaios de cisalhamento em tração. O campo denominado “Ferramenta”, apresentado na Tabela 16, refere-se as ferramentas empregadas, com a utilização da denominação FP para a ferramenta plana e a denominação FPC para a ferramenta com perfil côncavo.

Tabela 16 – Parâmetros otimizados para a confecção dos espécimes e a carga máxima em tração.

CP	rpm	Profundidade (mm)	Patamar (s)	Avanço (mm/s)	Ferramenta	P _{máx} (kN)
TA01	4000	2,85	4	2	FP	5,68
TA02	4000	2,85	4	2	FP	6,55
TA03	4000	2,85	4	2	FP	4,11
TA04	4000	2,85	4	2	FP	4,04
FA11	4000	2,85	4	2	FP	5,61
TB05	4000	3,1	4	2	FP	5,06
TB06	4000	3,1	4	2	FP	4,93
TB07	4000	3,1	4	2	FP	4,87
TB08	4000	3,1	4	2	FP	4,62
FB11	4000	3,1	4	2	FP	4,66
TC09	4000	2,85	6	2	FP	4,67
TC10	4000	2,85	6	2	FP	5,1
TC11	4000	2,85	6	2	FP	4,72
TD13	4000	2,85	2	2	FP	4,69
TD14	4000	2,85	2	2	FP	4,23
TD15	4000	2,85	2	2	FP	4,48
TE17	2000	2,85	4	2	FP	-
TE18	2000	2,85	4	2	FP	3,3
TE19	2000	2,85	4	2	FP	3,13
TF21	4000	2,85	2	2	FPC	3,61
TF22	4000	2,85	2	2	FPC	4,02
TF23	4000	2,85	2	2	FPC	3,23
TG25	4000	3,1	4	2	FPC	1,7
TG26	4000	3,1	4	2	FPC	2,36
TG27	4000	3,1	4	2	FPC	1,84

A Figura 53 mostra a média da carga máxima de cisalhamento em tração das três amostras ensaiadas em cada uma das condições. Como pode ser observado no gráfico, as amostras confeccionadas com a ferramenta de perfil côncavo (TF e TG), produziram soldas frágeis e com valores baixos de resistência ao cisalhamento. Um fator que provavelmente

afetou essas soldagens foi a aderência de alumínio nas ferramentas de metal duro, que ocorreu nas duas ferramentas, mas foi maior no caso da ferramenta com concavidade. A Figura 54 mostra a ferramenta plana com alumínio aderido. Essa aderência de material provavelmente também gerou o espalhamento observado nos resultados.

Figura 53. Valores médios da carga máxima de cisalhamento das amostras ensaiadas em tração, apresentadas na

Figura 54. Detalhe da ferramenta fabricada com metal duro apresentando aderência da liga de alumínio após a operação de soldagem.

Além da análise de outro perfil de ferramenta, outros dois aspectos foram investigados. Como uma das amostras iniciais, feita com tempo de patamar de 4 s, apresentou melhores resultados quando comparada a amostras confeccionadas usando 2 s, este parâmetro

foi avaliado nas amostras TA, TC e TD, que possuíam parâmetros similares, diferindo apenas nos tempos de patamar de 2, 4 e 6 s. O segundo aspecto observado, também relacionado ao tempo de patamar, foi implementado nas amostras TE, onde se desejava avaliar a influência de um maior tempo de patamar (4 s), aliado a uma rotação menor (2000 rpm), porém sem sucesso aparente, como pôde ser visto na Figura 53.

A Figura 55 mostra uma comparação dos valores médios da carga máxima de cisalhamento em função do tempo de patamar. O melhor conjunto de amostras foi aquele produzido utilizando 4 s, com diminuição da resistência dos corpos de prova tanto com aumento como com diminuição do parâmetro tempo de patamar. Para as amostras soldadas com 2 s a média da carga máxima foi 4,47 kN, cerca de 82 % do valor daquelas soldadas com 4 s (5,45 kN). Com o aumento do tempo para 6 s, nova queda na carga obtida, com média de 4,83 kN, ou seja, 89 % do melhor resultado.

Figura 55. Valores médios da carga máxima de cisalhamento para as amostras ensaiadas em tração, com diferentes tempos de patamar.

Os resultados apresentados na Figura 53 e na Tabela 16 mostram que as amostras TAx e TBx apresentaram as maiores valores médios de carga máxima suportada. Assim

sendo, os parâmetros empregados na sua fabricação foram utilizados na produção de dois lotes de 16 corpos de prova, que foram utilizados na realização dos ensaios de fadiga. As amostras foram então confeccionadas e nomeadas de FA01 até FA16 e FB01 até FB16. As amostras FA11 e FB11 foram então ensaiadas em tração para verificar a qualidade da solda e reprodutibilidade dos resultados. Os resultados que estão apresentados na Tabela 16 mostraram valores similares ao dos ensaios anteriores. No entanto, a Figura 56 mostra que as amostras FA11 e FB11 apresentaram maior deslocamento na fratura do que as amostras TA01 e TB05, o que mostra a ocorrência de um aumento da tenacidade à fratura das juntas. A amostra FA11 alcançou um valor de deslocamento similar ao das amostras rebitadas, embora com menor tenacidade à fratura (medida pela área embaixo da curva). Esse resultado diferente para amostras soldadas com os mesmos parâmetros deve ter sido causado pelo processo de montagem do suporte no torno CNC e zeramento da ferramenta.

Figura 56. Curvas carga $\times$ deslocamento, comparando as amostras soldadas de lotes diferentes e as amostras rebitadas.

4.8 Ensaios de arrancamento em juntas soldadas por FSSW

Os resultados dos ensaios de arrancamento dos corpos de prova soldados por FSSW são apresentados na Tabela 17, que mostra os valores de carga máxima ($P_{\text{máx}}$), deslocamento na carga máxima ($\delta_{\text{máx}}$) e modo de fratura, e na Figura 57, que mostra as curvas de carga x deslocamento. Os valores de carga máxima obtidos apresentaram novamente certo nível de espalhamento. O modo de fratura ocorreu através do cisalhamento do ligamento (anel) de solda (Figura 58).

Os valores absolutos de resistência e de deslocamento máximo são inferiores ao do material rebitado, pois neste caso, a junção prescinde do ancoramento mecânico observado sob cisalhamento puro, uma vez que o carregamento de arrancamento é sustentado apenas pelo ligamento de solda.

Observa-se nos resultados que uma profundidade maior de penetração (CPs 04 e 05), ou seja, uma força maior de forjamento, resulta em valores maiores de resistência, indicando que os parâmetros de soldagem apresentam potencial para serem manipulados resultando em melhores propriedades mecânicas.

Tabela 17 – Dados obtidos nos ensaios de arrancamento para corpos de prova soldados por FSSW da liga de alumínio AA2024-T3.

Corpo de prova	Penetração (mm)	$P_{\text{máx}}$ (kN)	$\delta_{\text{máx}}$ (mm)	Modo de fratura
CP01	2,85	0,4	4,9	Cisalhamento do anel de solda
CP02		0,54	7,9	
CP03		0,34	3,7	
CP04	3,1	0,5	9,4	
CP05		0,66	10	
Média		0,49	7,2

Figura 57. Gráfico carga x deslocamento dos ensaios de arrancamento em tração em juntas soldadas por FSSW da liga AA2024-T3.

Figura 58. Corpo de prova de junta soldada por FSSW da liga AA2024-T3, ensaiado por arrancamento: (a): Aspecto do corpo de prova; (b): visão geral da fratura no MEV e (c): detalhe em MEV com maior aumento.

4.9 Caracterização microestrutural e de microdureza das juntas soldadas.

As caracterizações microestruturais e de microdurezas foram feitas em duas amostras confeccionadas junto com as de fadiga (FA09 e FB09). A Figura 59 mostra a macrografia de cada uma das amostras, revelando a profundidade aproximada real. Podem-se notar os valores de penetração um pouco menores que o programado, aproximadamente 0,2 mm. Problema que já foi explicado no item 4.6, e apresentou significativas melhoras, já que nas soldagens preliminares, a diferença entre a profundidade programada e a real chegou a 0,7 mm em alguns casos.

(a)

(b)

Figura 59. Macrografia das amostras: (a): FA09 e (b): FB09, mostrando a macroestrutura e a profundidade real gerada.

Para cada amostra foi medido um perfil de microdureza HV0,5. A Figura 60 compara o perfil obtido para as duas amostras. As medidas foram feitas na região de junção das chapas, como pode ser visto na Figura 61, com pontos a partir do buraco deixado pela ferramenta até

pontos onde a microestrutura foi pouco afetada pelo processo. O gráfico apresenta, portanto, valores de microdureza para os dois lados da amostra, com um intervalo de quatro milímetros no centro, referente ao diâmetro da ferramenta. Pode-se verificar uma similaridade no perfil e na faixa de valores de microdureza para as duas amostras.

Figura 60. Perfil de microdureza para as amostras FA09 e FB09.

Conforme pôde ser visto na Figura 60, a região entre 4 e 6 mm do centro da solda apresentou amolecimento nas duas amostras, resultado este similar ao observado por Chang et al. (2007), que utilizaram juntas soldadas das ligas AA5052 e AA6111. Chang et al. (2007) detectaram diminuição de microdureza na região entre 4 e 7 mm (região termicamente afetada), justificada pela dissolução de precipitados. Ainda acrescentaram que o calor gerado não é suficiente para modificar a microestrutura da região termicamente afetada. Isso ocorre somente na zona termomecanicamente afetada, mais próxima do buraco da solda, onde o alto gradiente térmico gera refino de grão suficiente para manter, ou até mesmo ultrapassar, a dureza do material base.

A Figura 61 mostra alguns detalhes da microestrutura da amostra FB09, ilustrando seis diferentes regiões microestruturais identificadas com as letras de **A** a **F**, e uma imagem central, com a vista geral da junta, onde as letras de **A** a **F** estão marcadas para identificar cada região. Ainda, na figura central, podem ser vistos os pontos onde foram feitas as medidas de microdureza. Na parte superior, as imagens identificadas com as letras **A**, **B** e **C** representam as zonas de microestrutura mais refinada, onde o calor e a deformação tiveram maior ação. Em **A**, a microestrutura resultante na região abaixo do pino e, em **B** e **C**, encontram-se regiões de união metalúrgica ou de mistura (*stir zone*). E na parte inferior da figura verificam-se as microestruturas da zona termomecanicamente afetada (**D**), do material base (**E**) e da zona termicamente afetada (**F**). A ZTMA apresenta grãos deformados e alongados, porém com tamanho menor em comparação aos do material base. A ZTA apresenta grãos ligeiramente maiores e mais deformados que os do material base. Esta microestrutura é resultante da ação do calor, que também é responsável pela dissolução dos precipitados, gerando uma região de dureza menor.

Apesar de ser realizada em uma amostra do conjunto FB, essa caracterização microestrutural (Figura 61) representa bem as juntas soldadas estudadas, pois não foram observadas diferenças microestruturais na amostra FA09. Além disso, utilizando o trabalho de Chang et al. (2007) como referência, verifica-se similaridade das regiões microestruturais geradas pelo processo, apesar das diferenças de liga e de espessura das chapas.

Figura 61. Microestrutura da amostra FB09, mostrando os diferentes microconstituintes presentes.

4.10 Ensaios de fadiga em juntas FSSW

A sistemática de ensaio foi bem definida e executada e o sistema de monitoramento de trincas com sensores MCV mostrou-se eficiente na detecção de trincas na maioria dos ensaios. A Tabela 18 mostra o resultado das amostras ensaiadas, onde aquelas denominadas de FA referem-se às amostras fabricadas com menor profundidade de penetração (2,85 mm) e FB às de maior profundidade de penetração (3,1 mm). O parâmetro N_f refere-se à vida total da junta (número de ciclos), onde o critério utilizado para término de ensaio foi a falha total, ou *run-out*, para ensaios com mais de 2×10^6 ciclos. A detecção da trinca, representada por N_N na Tabela 18, refere-se ao número de ciclos realizados até o momento em que uma trinca atravessa a união feita pela solda, colocando em contato, a atmosfera (entre as chapas) e a região evacuada (buraco da solda deixado pela ferramenta). A Tabela 18 ainda mostra o fator de carga máxima (referente a carga máxima de cisalhamento em tração) aplicada nos ensaios. Para efeito gráfico e comparativo, os mesmos valores de carga foram utilizados para as juntas FA e FB, apesar da maior resistência apresentada por FA em cisalhamento à tração. Deste modo, os fatores de carga máxima apresentados para os espécimes FB são ligeiramente inferiores ao real.

Tabela 18 – Parâmetros otimizados para confecção dos espécimes e a carga máxima em cisalhamento.

CDP	N _f	N _N	Fator de carga máxima (FA)	P _{máx} (kN)	P _{min} (kN)	Modo de fratura	Figura
FA01	1080920	105920	20 %	1,09	0,11	Fadiga da chapa	Figura 62a
FA12	772423	24780	20 %	1,09	0,11	Cisalhamento do anel de solda	
FA15	1287883	306420	20 %	1,09	0,11	Fadiga da chapa	
FA02	268131	13440	30 %	1,64	0,16		Figura 62b
FA07	368520	34360	30 %	1,64	0,16		
FA13	164172	10000	30 %	1,64	0,16		
FA04	22602	5880	40 %	2,18	0,22		Figura 62c
FA10	23156	4760	40 %	2,18	0,22	Cisalhamento do anel de solda	
FA16	74100	7460	40 %	2,18	0,22		
FA05	2533	1520	50 %	2,73	0,27		Figura 62d
FA08	2818	2180	50 %	2,73	0,27		
FA14	6788	3880	50 %	2,73	0,27		
FB08	2938364	2786200	20 %	1,09	0,11	Não falhou	
FB04	814613	-	25 %	1,36	0,14	Fadiga da chapa	Figura 63a
FB10	2520531	-	25 %	1,36	0,14	Não falhou	
FB03	687166	279580	30 %	1,64	0,16		
FB07	383273	72060	30 %	1,64	0,16	Fadiga da chapa	Figura 63b
FB15	501327	211200	30 %	1,64	1,64		
FB01	112588	82840	40 %	2,18	0,22		Figura 63c
FB06	42021	26100	40 %	2,18	0,22		
FB12	26568	-	40 %	2,18	0,22	Cisalhamento do anel de solda	
FB02	12832	12260	50 %	2,73	0,27		Figura 63d
FB05	14404	6720	50 %	2,73	0,27		
FB14	6408	2200	50 %	2,73	0,27		

A Figura 62 e a Figura 63 são citadas na Tabela 18 e mostram os diferentes modos de fratura observados para os diferentes níveis de carga das amostras FA e FB, respectivamente. A Figura 62a mostra a fratura da amostra FA01 onde houve fadiga da chapa. Para as Figura 62b, c e d são apresentadas fraturas por cisalhamento do anel de solda e a fragilidade da união. As Figura 62e e f apresentam, em destaque, a fratura da chapa ocorrida na amostra FA01.

Figura 62. Corpos de prova soldados de AA2024-T3 ensaiados com: (a): 20 %, (b): 30 %, (c): 40 % e (d): 50 % de carga máxima cíclica em relação à carga máxima atingida no ensaio de cisalhamento em tração. Em (e) e (f): detalhes da fratura da chapa da amostra FA01.

A Figura 63 apresenta a fratura de uma amostra em cada nível de tensão. Verifica-se que para os níveis mais baixos, a fratura ocorreu na chapa e, para os outros níveis, houve cisalhamento do anel de solda. A Figura 63e mostra em destaque a fratura da chapa da amostra FB04.

Figura 63. Corpos de prova soldados de AA2024-T3 ensaiados com: (a): 25 %, (b): 30 %, (c): 40 % e (d): 50 % de carga máxima cíclica em relação à carga máxima atingida no ensaio de cisalhamento em tração. Em (e): detalhes da fratura da chapa da amostra FB04.

A Figura 64 apresenta as curvas P-N para os dois conjuntos de corpos de prova soldados, além da curva das juntas rebitadas. Observa-se que a vida em fadiga para o material soldado é bem inferior quando comparada às juntas rebitadas. Alguns motivos para esta ocorrência pode ser devido ao rebite ser de um material homogêneo e as juntas soldadas apresentarem apenas uma ligação metalúrgica heterogênea, provocada por mudanças microestruturais que ocorrem na zona termicamente afetada e que provocam um decréscimo

da dureza nesta região da amostra, devido ao efeito de dissolução dos precipitados. Soma-se a isso o fato de o fim da união da solda apresentar um formato semelhante a uma trinca e, sendo, portanto, um intensificador de tensão muito maior que o de um furo de formato circular, oriundo do processo de rebiteagem.

Com respeito ao comportamento das diferentes juntas soldadas existe uma proximidade dos resultados, porém com inversão do resultado observado em tração. Em fadiga, as amostras FB apresentaram maior vida para todos os níveis de carregamento aplicados, fato que não pôde ser explicado pelos resultados dos ensaios de cisalhamento em tração.

Figura 64. Vida em fadiga das amostras soldadas e rebiteadas.

A Figura 65 mostra a curva da vida em fadiga observada (números de ciclos até a falha) para os corpos de prova denominados FA, juntamente com a curva dos números de ciclos até a detecção de trinca. Os mesmos resultados são apresentados para os corpos de

prova FB, na Figura 66. Nota-se que as curvas de detecção acompanharam a tendência das curvas de vida em fadiga. Porém, para as amostras FB, a curva de detecção esteve próxima da de vida total, mostrando que a vida para propagação após a detecção é pequena, até mesmo menor que a das amostras FA. Isso ocorre, provavelmente, porque o caminho livre médio para as trincas atingirem a região do furo deve ser maior para as amostras FB. Devido ao fato do sensor detectar, nessa aplicação, uma trinca apenas quando ela atravessa a região previamente soldada, não se pode avaliar as propriedades de nucleação e propagação de defeitos nas juntas.

Figura 65. Comparativo da vida em fadiga e da vida para detecção de defeitos das juntas soldadas FA.

Figura 66. Comparativo da vida em fadiga e da vida para detecção de defeitos das juntas soldadas FB.

A Figura 67 mostra a porcentagem de vida média das amostras FA, em cada nível de carga, despendidas até a detecção de um defeito e, após isso, para a propagação até a falha final. Verifica-se que, como esperado, para os níveis mais altos de carga, após detectado um defeito, o tempo de vida para propagação é curto. Porém, para os níveis menores de tensão a previsão se mostrou bastante eficiente, detectando defeitos com razoável antecedência. Para as amostras FB, os resultados apresentaram maior espalhamento e não foram obtidas medidas para todos os níveis de carga. Além disso, alguns ensaios terminaram sem fratura completa e nesses casos não faria sentido calcular a porcentagem até a detecção. Portanto, não foi feita a mesma análise para os ensaios do conjunto FB.

Figura 67. Porcentagem da vida média de detecção de defeito em função da carga máxima do ensaio para as juntas soldadas FA.

5 CONCLUSÕES

- ✓ Os ensaios de cisalhamento em tração realizados nos corpos de prova rebitados indicam a presença do modo de fratura por cisalhamento puro dos rebites.
- ✓ Os ensaios de fadiga sob amplitude de carregamento constante indicam que, em corpos de prova rebitados da liga de alumínio AA2024-T3, a falha ocorre também por cisalhamento puro do rebite para altas cargas aplicadas. Para valores de carregamento moderados e baixos, a falha ocorre por fratura de uma das chapas, sendo que a nucleação inicia-se por um mecanismo de *fretting* entre o rebite e a parede do furo.
- ✓ Um torno CNC foi adaptado com sucesso para realização de soldas por FSSW.
- ✓ A ausência de uma trava ao redor do ponto de solda, que impeça a movimentação na direção vertical das chapas durante a operação de soldagem, resulta na geração de uma protuberância anular na chapa superior, do lado da face de contato entre as chapas. O resultado é uma distorção da ponta da chapa e má qualidade da solda, com baixa adesão.
- ✓ A combinação ótima de parâmetros foi determinada pela geração dos melhores resultados nos ensaios de cisalhamento em tração, e foi obtida pelos parâmetros: rotação de 4000 rpm da ferramenta, profundidade de penetração de 2,85 mm, tempo de patamar de 4 s e velocidade de avanço da solda de 2 mm/s.
- ✓ As melhores combinações de parâmetros levaram à confecção de corpos de prova com resistência mecânica de mesma magnitude dos corpos de prova rebitados. No entanto,

estes espécimes apresentaram deslocamentos totais na fratura bem menores durante o ensaio de cisalhamento em tração que o dos corpos de prova rebitados e, portanto, fraturaram com menor absorção de energia.

- ✓ A implementação da sistemática de ensaios de fadiga com monitoramento de trinca, pela técnica MCV – monitoramento comparativo de vácuo, foi bem sucedida, mostrando a viabilidade do método.
- ✓ Os ensaios de fadiga em juntas FSSW mostraram fragilidade do material quando comparados aos de juntas rebitadas, suportando níveis de carga menores, para o mesmo tempo de vida.
- ✓ A técnica de monitoramento de trincas (MCV) foi utilizada e apresentou bons resultados, com detecção de defeitos com boa antecedência em relação à falha final, principalmente para ensaios com vida mais longa.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- ✓ Avaliação quantitativa da microestrutura das juntas soldadas por FSSW, por técnicas de microscopia eletrônica, para avaliação dos precipitados gerados pelo processo.
- ✓ Determinação das cargas e temperaturas durante o processo de soldagem FSSW.
- ✓ Elaboração de um modelo de previsão de vida em fadiga para o modo de falha apresentado.
- ✓ Estudo de geometrias de ferramentas para melhoria das propriedades e estudo de desgaste em ferramentas de diferentes materiais.
- ✓ Implementação de soldagem em materiais mais resistentes e avaliação de suas propriedades mecânicas de tração em fadiga.

REFERÊNCIAS

ASM Metals Handbook. *Properties and selection: nonferrous alloys and special-purpose materials*. 10. ed. Metals Park, Ohio: ASM International, 1990b. v. 2.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – **ASTM E3-01**: Standard guide for preparation of metallographic specimens. Pennsylvania, 2007.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – **ASTM E8M-08**: Standard test method for tension testing of metallic materials. Pennsylvania, 2008.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – **ASTM E384-08**: Standard test method for microindentation hardness of materials. Pennsylvania, 2008.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – **ASTM E407-07**: Standard practice for micretching metals and alloys. Pennsylvania, 2007.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – **ASTM E466-07**: Standard practice for conducting force controlled constant amplitude axial fatigue tests of metallic materials. Pennsylvania, 2007.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – **ASTM E468-90**: Standard presentation of constant amplitude fatigue tests results for metallic materials. Pennsylvania, 2004.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – **ASTM E739-91**: Standard practice for statistical analysis of linear or linearized stress-life (S-N) and strain life (e-N) fatigue data. Pennsylvania, 2004.

AWANG, M. et.al. Thermo-mechanical modeling of friction stir spot welding (fssw) process: use of an explicit adaptive meshing scheme, 2005. *Disponivel em: <<http://www.sae.org/technical/papers/2005-01-1251>>*. Acesso em: 2008.

BENAVIDES, S. et al. Low-temperature friction-stir welding of 2024 aluminium. *Scripta Materials*, v.41, n.8, p. 809-815, 1999.

BIALLAS, G. et al. Mechanical properties and corrosion behaviour of friction stir welded 2024-T3. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM FRICTION STIR WELDING, 1., 1999, California. **Proceedings...** California, 1999. CD-ROM.

BOETSCH, R.; HEIN, R.; DAVY, A. Improved design criteria for a large airbus to meet future damage tolerance requirements: structural integrity for the next millennium: In: *Proceedings of the Symposium of the International Committee on Aeronautical Fatigue*, ICAF 99. 20., 1999. Washington. **Proceedings ...** Washington, Bellevue, 1999. p .537-552.

BUSSU, G.; IRVING, P.E. The role of residual stress and heat affected zone properties on fatigue crack propagation in friction stir welded 2024-T351 aluminium joints. *International Journal of Fatigue*, v.25, n.1, p.77-88, 2003

CHANG, W. S. et al. Evaluation of friction spot joining weldability of al alloys for automotive. *Materials Science Forum*, v.539-543, p. 411-416, 2007

FENG, Z.M. et al. Friction stir spot welding of advanced high-strength steels – a feasibility study, 2005. Disponivel em: <http://www.sae.org/technical/papers/2005-01-1248>. Acesso em : 2008

GERLICH, A.; SU, P.; NORTH, T. H. Tool penetration during friction stir spot welding of Al and Mg alloys. *Journal of Materials Science*, v. 40, n. 24, p. 6473–6481, 2005

GERLICH, A. et al. Friction stir spot welding of aluminum and magnesium alloys. *Materials Science Forum*, v. 29, p. 290-294, 2005

GERLICH, A.; AVRAMOVIC-CINGARA, G.; NORTH, T. H. The influence of processing parameters on microstructure of Al 5754 friction stir spot welds. *Materials Science Forum*, v. 519-521, p. 1107-1112, 2006

HANCOCK, R. Friction welding of aluminum cuts energy cost by 99%. *Welding Journal*, v. 83, n. 2, p. 40, 2004.

HANNOUR, F.; DAVENPORT, A.J.; STRANGWOOD, M. Corrosion of friction stir welds in high strength aluminium alloys. In: *INTERNATIONAL CONFERENCE ON FRICTION STIR WELDING*, 2., 2000. Gothenburg. **Proceedings...** Gothenburg: The Welding Institute TWI, 2000. CD-ROM.

HASSAN, K.A.A. et al. Effect of welding parameters on nugget zone microstructure and properties in high strength aluminium alloy friction stir welds. *Science and Technology of Welding and Joining*, v. 8, n.4, p.257-268, 2003.

JATA, K.V.; SANKARAN, K.K.; RUSCHAU, J.J. Friction-stir welding effects on microstructure and fatigue of aluminium alloy 7050-T7451. *Metallurgical and Materials Transactions A*, v. 31A, n. 9, p. 2181-2192, 2000

KALLEE, S. W.; NICHOLAS E. D.; THOMAS, W. M. Friction stir welding – invention innovations and applications. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON JOINTS IN ALUMINIUM, 8., 2001, Munich. **Proceedings...** Munich, 2001a. p. 1-13.

_____. Industrialization of friction stir welding aerospace structure. In: EUROPEAN CONFERENCE ON LAUNCHER TECHNOLOGY STRUCTURES AND TECHNOLOGIES, *challenges for future launchers*. 3, 2001. Strasbourg. **Proceedings...** Strasbourg, Centre National d'Etudes Spatiales, 2001b. CD-ROM.

LATHABAI, S. et al. Friction spot joining of an extruded Al–Mg–Si alloy. *Scripta Materialia*, v. 55, n. 10, p. 899-902, 2006. doi:10.1016/j.scriptamat.2006.07.046

LI, Y.; MURR, L.E.; MCCLURE, J.C. Flow visualization and residual microstructures associated with the friction-stir welding of 2024 aluminum to 6061 aluminum. *Materials Science Engineering A*, v.271, n. 1-2, p.213-223, 1999.

LIN, P.-C.; PAN, J.; PAN, T. Failure modes and fatigue life estimations of spot friction welds in lap-shear specimens of aluminum 6111-T4 sheets. Part 1: Welds made by a concave tool. *International Journal of Fatigue*, v.30, n.1, p74-89, 2008a.

_____. Failure modes and fatigue life estimations of spot friction welds in lap-shear specimens of aluminum 6111-T4 sheets. Part 2: Welds made by a flat tool. *International Journal of Fatigue*, v.30, n.1, p90-105, 2008b.

LIU, G. et al. Microstructural aspects of the friction-stir welding of 6061-T6 aluminum. *Scripta Materialia*, v. 37, n.3, p.355-361, 1997.

LUMSDEN, J.B. et al. Intergranular corrosion following friction stir welding of aluminum alloy 7075-T651. *Corrosion*, v.55, n.12, p.1127-1135, 1999.

MATUCHA, K. H. *Structure and Properties of Non Ferrous Alloys*. Weinheim: VCH, 1996. 837 p. (Materials science and technology, 8).

MIDLING, O.T.; RØRVIK, G. Effect of tool shoulder material on heat input during friction stir welding. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON FRICTION STIR WELDING, 1., 1999. **Proceedings...** Oaks, USA, 1999.

MILAN, M.T.; TARPANI, J.R.; BOSE FILHO, W.W. Fatigue crack growth resistance of friction stir welded AA2024-T3 alloy: longitudinal crack growth. In: INTERNATIONAL FATIGUE CONGRESS, 9., 2006, Atlanta. **Proceedings...** Atlanta, USA. 2006.

MITLIN, D. et al. Structure-properties relations in spot friction welded (also known as friction stir spot welded) 6111 aluminum. *Materials Science and Engineering A*, v. 441, n. 1-2, p.79-96, 2006.

MURR, L.E.; LIU, G.; MCCLURE, J.C. Dynamic recrystallization in friction-stir welding of aluminium alloy 1100. *Journal of Materials Science Letters*, v. 16, n. 22, p.1801-1803. 1997.

_____. A TEM study of precipitation and related microstructures in 6061 aluminum. *Journal of Materials Science.*, v.33, n. 5, p.1243-1251, 1998.

NICHOLAS, E.D.; THOMAS, W.M. A review of friction processes for aerospace applications. *International Journal of Materials and Product Technology*, v. 13, n.1-2, p.45-55, 1998.

OERTEL, G. et al. Effect of thermal cycling on friction stir welds of 2195 aluminum alloy. *Welding Research Supplement*, v. 80, p.71s-79s, 2001

PAN, T. -Y. et al. Spot friction welding for sheet aluminum joining. 2005. Disponível em: <<http://www.ornl.gov/~webworks/cppr/y2001/pres/120980.pdf>>. Acesso em: 2008.

POLMEAR, I.J. *Light Alloys: metallurgy of the light metals*. 3. ed. London, E. Arnold, 1995. 278 p.

RHODES, C. G. et al. Effects of friction stir welding on microstructure of 7075 aluminum. *Scripta Materialia*, v. 36, n. 1, p.69-75, 1997

RUSSELL, M.; SHERCLIFF, H. R. In: International Symposium on Friction Stir Welding, 1., 1999. California. **Proceedings...** California: TWI, 1999.

SAE AMS –QQ-A-250/4A. Aluminum alloy 2024, Plate and Sheet. *Aerospace Material Specification*, SAE International, 1998.

SCHIMDT, M.; OHRLOFF, N. Current status of research and development activities for the fuselage of a large airbus aircraft: structural integrity for the next millennium. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM COMMITTEE ON AERONAUTICAL FATIGUE, 20., 1999. Washington. **Proceedings...** Washington, Bellevue, 1999. p.537-552.

SMITH, C. B.; HINRICHS, J. F.; RUEHL, P. C. Friction stir and friction stir spot welding - lean, mean, and green. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON SHEET METAL WELDING, 11., 2004, Michigan. **Proceedings...** Michigan, Sterling Heights, 2004. Paper 2-5

SUTTON, M. A. et al. Microstructural studies of friction stir welds in 2024-T3 aluminum. *Materials Science Engineering A*, v.323, n.1-2, p.160-166, 2002.

THOMAS, W. M. et al. *Friction Stir Welding*. International Patent Application n. PCT/GB92/02203; GB Patent Application n. 9125978.8 dec. 1991; U.S. Patent n. 5,460,317 24 oct. 1995.

TRAN, V. X., PAN, J., PAN, T. Fatigue behavior of aluminum 5754-O and 6111-T4 spot friction welds in lap-shear specimens. *International Journal of Fatigue*, v.30, n.12, p.2175-2190, 2008.

VAN HORN, K.R. Properties, Physical Metallurgy and Phase Diagrams. In: _____. Aluminum. Metal Park, Ohio: American Society for Metals, 1967. v.1.

WANG, D. A.; LEE, S.C. Microstructures and Failure Mechanisms of Friction Stir Spot Welds of Aluminum 6061-T6 Sheets. *Journal of Materials Processing Technology*, v.186, n.1-3, p.291-297, 2007.

WISHAW, M.; BARTON, D. P. Comparative vacuum monitoring: a new method of in-situ real time crack detection and monitoring. In: ASIA-PACIFIC CONFERENCE ON NON-DESTRUCTIVE TESTING, 10, 2001. Brisbane. **Proceedings...** Brisbane, 2001.