RENATO LUIZ LEHNERT PORTELA CERVEIRA

**CARACTERIZAÇÃO EXPERIMENTAL DO COMPORTAMENTO
MECÂNICO SOB SOLICITAÇÃO MULTIAXIAL EM JUNÇÕES DE
CHAPAS AA2024-T3 SOLDADAS POR FRICÇÃO-MISTURA (“FSW”)**

São Paulo

2008

RENATO LUIZ LEHNERT PORTELA CERVEIRA

**CARACTERIZAÇÃO EXPERIMENTAL DO COMPORTAMENTO
MECÂNICO SOB SOLICITAÇÃO MULTIAXIAL EM JUNÇÕES DE
CHAPAS AA2024-T3 SOLDADAS POR FRICÇÃO-MISTURA (“FSW”)**

**Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São
Paulo para a obtenção do Título de
Mestre em Engenharia Mecânica**

**São Paulo
2008**

RENATO LUIZ LEHNERT PORTELA CERVEIRA

**CARACTERIZAÇÃO EXPERIMENTAL DO COMPORTAMENTO
MECÂNICO SOB SOLICITAÇÃO MULTIAXIAL EM JUNÇÕES DE
CHAPAS AA2024-T3 SOLDADAS POR FRICÇÃO-MISTURA (“FSW”)**

**Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São
Paulo para a obtenção do Título de
Mestre em Engenharia Mecânica**

**Área de concentração:
Engenharia Mecânica de Projeto de
Fabricação**

**Professor Orientador:
Prof. Dr. Gilmar Ferreira Batalha**

**São Paulo
2008**

Este exemplar foi revisado e alterado em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com anuência de seu orientador.

São Paulo, 28 de Setembro de 2008.

Assinatura do autor

Assinatura do orientador

FICHA CATALOGRÁFICA

Cerveira, Renato Luiz Lehnert Portela

Caracterização experimental do comportamento mecânico sob solicitação multiaxial em junções de chapas AA2024-T3 soldadas por fricção-mistura ("FSW") / R.L.L.P. Cerveira. -- São Paulo, 2008.

150 p.

Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos.

1.Processos de fabricação (Engenharia Mecânica) 2.Resistência dos materiais 3.Soldagem 4.Alumínio 5.Ligas leves I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos II.t.

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho à minha família

AGRADECIMENTOS

Ao amigo e orientador Prof. Dr. Gilmar Ferreira Batalha, pelo constante apoio e incentivo.

Ao engenheiro Demétrio Jackson dos Santos, cuja ajuda foi fundamental na realização dos ensaios.

Aos engenheiros Fernando Ferreira Fernandez e Andreza Sommerauer Franchim, da Embraer, pelo apoio na obtenção dos materiais ensaiados e na análise dos dados.

Ao Dr. Ed Claudio Bordinassi, pela ajuda na realização de ensaios metalográficos.

Aos colegas que colaboraram com a execução deste trabalho.

A todos aqueles, que direta ou indiretamente, contribuíram para a execução deste trabalho.

A única maneira de descobrir os limites do possível é aventurar-se um pouco além desses limites, adentrando no impossível.

(Arthur C. Clarke)

RESUMO

Este trabalho tem o intuito de analisar a junção realizada pelo processo de soldagem por fricção-mistura (“FSW”) pelo do teste de Arcan. É apresentada inicialmente uma revisão bibliográfica dos estudos já realizados nessa área e da teoria relevante. Foram realizados ensaios para avaliar a falha da junta sob carregamento multiaxial quando comparada à falha do material base. Para a realização dos ensaios utilizou-se uma máquina de tração com capacidade de 50 kN. Foi projetado e construído um dispositivo de Arcan modificado, que permite a variação do ângulo com o qual a força de tração é aplicada. Os resultados práticos demonstraram as características de resistência da junção por “FSW” quando sujeita à forças de tração e cisalhamento. Os resultados obtidos servem como base para comparação entre junções feitas por “FSW” e por métodos convencionais como a utilização de rebites (prática muito comum na indústria aeronáutica).

Palavras-chave: Engenharia Mecânica. Processos de Fabricação. Resistência dos Materiais. Soldagem. Alumínio. Ligas Leves.

ABSTRACT

The aim of this work is to analyze the junction made by Friction Stir Welding (FSW) using the Arcan test. Initially is presented a review of the studies carried out in this area and the relevant theory for the project. Tests were executed in order to evaluate the failure of the welding under multiaxial loading when compared to the failure of the base material. In order to execute the Arcan Tests, a tensile test machine with nominal capacity of 50 kN was used. A modified Arcan device, that allows an angle variation of the force applied, was developed and fabricated. The practical results demonstrate the FSW joint resistance characteristics when subjected to normal and shear forces. The results obtained serve as basis to compare the junctions made using FSW and conventional joint methods like rivets (very common practice in the aeronautical industry).

Keywords: Mechanical Engineering. Manufacturing Processes. Strength of Materials. Welding. Aluminum. Light Alloys.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 2-1 - Classificação das ligas de alumínio segundo a capacidade de endurecimento por precipitação - adaptado de [7]	28
Figura 2-2 - Diagrama de Equilíbrio do Alumínio Cobre - adaptado de [7]	29
Figura 2-3 - Estágios de Endurecimento por Precipitação de uma liga AlCu adaptado de [7]	30
Figura 2-4 - Precipitado (a) coerente, (b) semi coerente, (c) incoerente [7]	31
Figura 2-5 – Curva de endurecimento por envelhecimento da liga Al-Cu isotérmica, a 130° em função do tempo e teor de cobre, explicitando a sequência de formação de fases GP1, GP2 e θ' adaptado de [7]	32
Figura 3-1 - Processo de solda por fricção-mistura [1]	34
Figura 3-2 - Posição da ferramenta no processo de solda por fricção mistura (“FSW”) adaptado de [14]	34
Figura 3-3 - Etapas do processo de solda por fricção-mistura "FSW" [1]	35
Figura 3-4 - Fluxo de material durante o processo de solda por fricção-mistura [1],[11].	35
Figura 3-5 - Protótipo de ferramenta para o processo de solda por fricção-mistura “FSW” em junção de uma placa de 75mm de AA6082 adaptado de [15]	36
Figura 3-6 – (A) Tipos de Pinos; (B) - Tipos de Ombros; (C) - Exemplo de Ferramenta [1]	38
Figura 3-7 - Máquina ESAB (soldagem 2D) [16]	39
Figura 3-8 - Máquina MTS (soldagem 3D) [16]	39
Figura 3-9 - Tipos de juntas soldadas por fricção-mistura "FSW" [18]	40
Figura 3-10 - Comparativo das ligas de alumínio soldáveis por "FSW" (adaptado de [1])	42
Figura 3-11 - Exemplos de materiais soldados por “FSW” [9]	43
Figura 3-12 - Exemplo de “FSW” aplicado a junção de chapas de cobre [16]	44
Figura 3-13 - Exemplo de painel soldado por “FSW” [20]	44
Figura 3-14 - Tanque de combustível soldado por "FSW" [1],[13]	45
Figura 3-15 - Fuselagem de aeronaves soldadas por “FSW” [1],[16]	45
Figura 3-16 - Trinco do porta-malas do Mazda MX5 – “FSW” - Solda a ponto [16],[21]	46
Figura 3-17 - Partes da fuselagem de uma aeronave [23]	47
Figura 3-18 – “FSW” aplicado em diferentes ligas de alumínio [16]	47
Figura 3-19 - Distribuição de dureza em relação à distância ao centro da ferramenta [28]	49
Figura 3-20 - Regiões da solda “FSW” - adaptado de [30]	50

Figura 3-21 - Aspecto microestrutural das diferentes regiões da junta - adaptado de [1]	50
Figura 3-22 – Comparação dos processos de soldagem “FSW” e MIG - (esq) Seção transversal de liga soldada por processo MIG. (dir) Seção transversal de liga soldada por “FSW” [14]	51
Figura 3-23 - Microestrutura de chapas soldadas por “FSW” de acordo com a distância em relação ao centro da solda – adaptado de [32]	53
Figura 3-24 - Microestrutura da solda “FSW” em função da posição em relação à espessura da chapa – adaptado de [32]	54
Figura 3-25 - Aspectos microscópicos da superfície das camadas ao longo de chapas soldadas por “FSW” - adaptado de [32].....	55
Figura 3-26 - Avanço por revolução conforme a espessura de diferentes ligas de alumínio [1].....	59
Figura 3-27 – Variáveis e parâmetros do processo de “FSW” (elaborado pelo autor)	60
Figura 3-28 - Falhas típicas causadas pela seleção inadequada de parâmetros de processo [28].....	61
Figura 4-1 - Cálculo da anisotropia	65
Figura 4-2- Teste uniaxial em um corpo-de-prova inclinado a um ângulo θ em relação às coordenadas do material [51]	68
Figura 4-3 - Uma representação da função de escoamento de Hill e da função de escoamento de Von Misses [51]	70
Figura 5-1 - Uma estrutura constituída de três módulos (a) e estes módulos podendo ser apresentados como molas (b). [51]	71
Figura 5-2 - Um sistema que não existe a partir de componentes bem definidos (a) é dividido em elementos (b) – elaborado pelo autor.....	74
Figura 6-1 - Principais modos de carregamento envolvendo deslocamento da superfície da trinca adaptado de [53],[54]	86
Figura 6-2 - Exemplo de dispositivo de ensaio Arcan.....	88
Figura 6-3 - Comparação da curva tensão x deformação quando CDPs são submetidos ao ensaio de Arcan e ao ensaio de tração [56].....	89
Figura 6-4 - Comparação dos resultados obtidos pelo ensaio de Arcan para o metal base e a solda “FSW” [56].....	90
Figura 6-5 - Configurações possíveis para o ensaio de Arcan [73]	92
Figura 6-6 – [a] Diagrama de forças resultantes no corpo-de-prova do ensaio Arcan [b] Corte de uma metade do corpo-de-prova [73].....	93
Figura 6-7 - Condições de contorno para CDP em ensaio de Arcan [74].....	94
Figura 7-1 - Fresadora Vertical de 5 eixos adaptada ao processo de FSW [75]	97

Figura 7-2 - Realização da solda por “FSW” - adaptado de [75]	97
Figura 7-3 - Parâmetros utilizados no processo de solda FSW.....	98
Figura 7-4 - Esquema do ferramental com o CDP posicionado	99
Figura 7-5 - Dispositivo real fabricado.....	100
Figura 7-6 - Desenho esquemático do dispositivo de ensaio (dimensões em mm).100	
Figura 7-7 - Garras Arcan fabricadas	101
Figura 7-8 - Garra de fixação do dispositivo Arcan na máquina de tração (dimensões em mm)	102
Figura 7-9 - Garras fabricadas para a fixação das garras Arcan na máquina de ensaio de tração.....	102
Figura 7-10 - Desenho esquemático do dispositivo completo	103
Figura 7-11 - Dispositivo montado na configuração 60°	103
Figura 7-12 - Ferramental completo utilizado na realização dos ensaios.....	104
Figura 7-13 – Corpo-de-prova borboleta usinado para os ensaios	105
Figura 7-14 – Corpo-de-prova projetado para o ensaio (dimensões em mm)	105
Figura 7-15 - Equipamento EMIC DL5000 com célula de carga de 50kN – cortesia Henkel.....	106
Figura 7-16 - Ensaios realizados - (a) cisalhamento puro - (b) esforços combinados - (c) tração pura.....	107
Figura 7-17- Microdurômetro utilizado na determinação da dureza por indentação da solda FSW ensaiada	108
Figura 8-1 - Gráfico comparativo entre os resultados obtidos com o material base AA 2024 T3 e com o material soldado por “FSW”.....	113
Figura 8-2 - Gráfico comparativo entre os resultados obtidos com o material base AA 2024 T3 e com o material soldado por “FSW” considerando os limites calculados pela distribuição de t de Student.....	115
Figura 8-3 - Análise de dureza por microindentação da região da solda “FSW”	116
Figura 8-4 - Ensaio de dureza por microindentação com os CDPs ensaiados.....	117
Figura 8-5 - Modelo em MEF com o elementos e nós modelados	119
Figura 8-6 - Distribuição de tensões no momento de ruptura (0°).....	120
Figura 8-7 - Distribuição de tensões no momento de ruptura (30°)	121
Figura 8-8 - Distribuição de tensões no momento de ruptura (45°)	121
Figura 8-9 - Distribuição de tensões no momento de ruptura (60°)	122
Figura 8-10 - Distribuição de tensões no momento de ruptura (90°)	122
Figura 8-11 - Seqüência de fotos com aumento de 50X remontando a liga com a junção “FSW”– ataque Keller	123
Figura 8-12 - Imagem do cordão com ampliação de 200X – ataque Keller.....	124
Figura 8-13 - Imagem do cordão com ampliação de 500X – ataque Keller.....	124

Figura 8-14 - Imagem do material base com ampliação de 200X – ataque Keller ..	125
Figura 8-15 - Imagem do material base com ampliação de 500X – ataque Keller ..	125
Figura 8-16 – Seqüência de fotos com aumento de 50X (foto 1 – Material base em destaque) ataque Keller	126
Figura 8-17 - Seqüência de fotos com aumento de 50X (foto 2 – interface “FSW” x material base) – ataque Keller	126
Figura 8-18 - Seqüência de fotos com aumento de 50X (foto 3 - interface “FSW” x material base) – ataque Keller	127
Figura 8-19 - Seqüência de fotos com aumento de 50X (foto 4 – solda “FSW” em destaque) – ataque Keller	127
Figura 8-20 - Seqüência de fotos com aumento de 50X (foto 5 - interface “FSW” x material base) – ataque Keller	128
Figura 8-21 - Seqüência de fotos com aumento de 50X (foto 6 – interface “FSW” x material base) – ataque Keller	128
Figura 8-22 - Seqüência de fotos com aumento de 50X (foto 7 – material base em destaque) – ataque Keller	129

LISTA DE TABELAS

Tabela 2-1 - Propriedades do alumínio segundo seu grau de pureza [1]	20
Tabela 2-2 - Classificação das ligas fundidas segundo o elemento de liga [1].....	21
Tabela 2-3 - Classificação das ligas deformáveis plasticamente segundo o elemento de liga.....	22
Tabela 2-4 - Tratamentos Térmicos das Ligas de Alumínio [1]	25
Tabela 2-5 - Componentes presentes na liga AA2024 [6]	27
Tabela 2-6 - Propriedades das Ligas AA2024 T3 [6].....	28
Tabela 3-1 - Propriedades de ligas soldadas por “FSW” comparadas ao material base [16]	63
Tabela 3-2 - Propriedades de Junções com AA2024 - apud [23],[46]	63
Tabela 3-3 - - Propriedades de Junções com AA7075 - apud [23],[46].....	63
Tabela 7-1 - Propriedades da liga AA2024 utilizada (% em peso)	96
Tabela 8-1 – Resultados - condição 0° c/ solda “FSW”	109
Tabela 8-2 - Resultados - condição 0° Material base AA2024 T3	109
Tabela 8-3 - Resultados - condição 30° c/ solda “FSW”	110
Tabela 8-4 - Resultados - condição 30° Material base AA2024 T3	110
Tabela 8-5 - Resultados - condição 45° c/ solda “FSW”	111
Tabela 8-6 - Resultados - condição 60° c/ solda “FSW”	111
Tabela 8-7 - Resultados - condição 60° Material base AA2024 T3	111
Tabela 8-8 - Resultados - condição 90° c/ solda “FSW”	112
Tabela 8-9 - Resultados - condição 90° Material base AA2024 T3	112
Tabela 8-10 - Tabela t de student	114
Tabela 8-11 - Resultados obtidos para as diferentes configurações (CDP c/ solda “FSW”) com o limites calculados pela distribuição de t de Student.....	114
Tabela 8-12 - Resultados obtidos para as diferentes configurações (CDP de material base AA2024) com o limites calculados pela distribuição de t de Student.....	114

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

FSW	“Friction Stir Welding”
CDP	Corpo de Prova
MEF	Método de Elementos Finitos
FAA	Federal Aviation Administration
EASA	European Aviation Safety Agency
ANAC	Agência Nacional de Aviação Civil
n.d.	Não disponível
MB	Metal Base
A	Avanço da ferramenta (mm/min)
S	Rotação da ferramenta (RPM)
e_{ef}	Penetração efetiva da ferramenta (mm)
h_f	Comprimento do pino (mm)
h_{ef}	Comprimento efetivo do pino (mm)
E	Espessura da chapa (mm)
ER	Espessura remanescente (mm)
θ	Ângulo de inclinação da ferramenta (graus)
α	Conicidade do pino (graus)
R	Raio de arredondamento no ombro (mm)
r	Raio de arredondamento no pino (mm)
$\varnothing_0$	Diâmetro do ombro da ferramenta (mm)
$\varnothing_1$	Diâmetro inicial do pino (mm)
$\varnothing_2$	Diâmetro final do pino (mm)
AA	Aluminum Association
EPUSP	Escola Politécnica da USP
E	Módulo de Young
G	Taxa de absorção de energia pela trinca
V_s	Velocidade de avanço
R	Índice de anisotropia

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	16
1.1. Objetivo	18
1.2. Concepção do Texto	18
2. METALURGIA DO ALUMÍNIO	20
2.1. Obtenção do Alumínio [1].....	20
2.2. Ligas de Alumínio [1].....	21
2.2.1. Ligas Fundidas.....	21
2.2.2. Ligas Deformáveis Plasticamente.....	22
Série 1XXX	22
Série 2XXX	22
Série 3XXX	23
Série 4XXX	23
Série 5XXX	24
Série 6XXX	24
Série 7XXX	24
Série 8XXX	25
2.2.3. Tratamentos Térmicos	25
2.3. A liga de alumínio AA2024 – T3.....	26
3. SOLDA POR FRICÇÃO-MISTURA (“FSW”)	33
3.1. Histórico	33
3.2. O Processo	33
3.3. Vantagens e Limites.....	40
3.4. Aplicações.....	42
3.5. Microestrutura	47
3.6. Resistência à Corrosão.....	56
3.7. Resistência à Fadiga.....	57
3.8. Parâmetros Importantes.....	58
3.9. Estado da arte.....	62
4. MODELAGEM DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE JUNÇÕES “FSW”	64
4.1. Anisotropia	64
4.2. Critério de escoamento de Hill	66
5. ELEMENTOS FINITOS	71
5.1. Sistema discreto padrão [51].....	71
5.2. Energia Virtual [51].....	73
5.3. Discretização de elementos finitos [51]	75
5.4. Formulação Incremental [51].....	77

5.5.	Modelo da Chapa [51].....	78
5.5.1.	Teoria de membrana ou casca	79
5.5.2.	Teoria de Kirchhoff.....	80
5.5.3.	A teoria de Mindlin	81
6.	ENSAIO DE ARCAN E TEORIA ENVOLVIDA	85
6.1.	Mecânica da Fratura [53],[54]	85
6.2.	O Ensaio de Arcan	88
6.3.	Estudo Analítico do Ensaio	91
7.	MATERIAIS E MÉTODOS	96
7.1.	Materiais	96
7.2.	Ferramental.....	99
7.3.	Corpos de Prova	104
7.4.	Métodos	106
8.	RESULTADOS E DISCUSSÕES	109
8.1.	Ensaio de Arcan.....	109
8.2.	Análise de Dureza por Microindentação	116
8.3.	Análise pelo Método de Elementos Finitos (MEF)	118
8.4.	Análise Metalográfica.....	123
9.	CONCLUSÕES	130
10.	TRABALHOS FUTUROS	132
11.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	133
Anexo 1 -	Desenho de Fabricação da Garra Arcan Superior	143
Anexo 2 -	Desenho de Fabricação do Coro de Prova.....	144
Anexo 3 -	Desenho de Fabricação da Garra de Fixação	145
Anexo 4 -	Ensaio com material base na condição de 0°	146
Anexo 5 -	Ensaio com material base na condição de 30°	147
Anexo 6 -	Ensaio com material base na condição de 60°	148
Anexo 7 -	Ensaio com material base na condição de 90°	149
Anexo 8 -	Ensaio com chapas soldadas por FSW na condição de 0°	150
Anexo 9 -	Ensaio com chapas soldadas por FSW na condição de 30°	151
Anexo 10 -	Ensaio com chapas soldadas por FSW na condição de 45°	152
Anexo 11 -	Ensaio com chapas soldadas por FSW na condição de 60°	153
Anexo 12 -	Ensaio com chapas soldadas por FSW na condição de 90°	154

1. INTRODUÇÃO

O crescimento do mercado aeroespacial nos últimos anos tem provocado o aumento da competição entre os diversos fabricantes de aeronaves. Um dos maiores diferenciais competitivos neste mercado é a redução do custo operacional da aeronave, que possui direta relação com o retorno sobre o investimento dos operadores.

Neste sentido, existe uma constante busca por materiais, métodos e processos mais eficientes que permitam a redução do peso em vazio, fazendo com que a aeronave possa consumir menos combustível para realizar sua missão.

Aliado a esse fator existe também uma enorme pressão para a redução do uso de combustíveis fósseis por parte das organizações de proteção ao meio ambiente, que se traduz em restrições impostas pelos órgãos homologadores e aeroportos limitando a emissão de poluentes.[1]

Com a evolução dos materiais aeronáuticos, o material compósito vem ganhando força devido ao baixo peso relativo e a excelentes propriedades mecânicas. Aeronaves modernas, como o Boeing 787, já admitem utilizar aproximadamente 50% de materiais compósitos [2]. Entretanto, na contramão dessa evolução dos materiais compósitos, grandes empresas do setor produtor de alumínio vêm buscando a utilização de novas ligas mais eficientes que superem os benefícios do compósito. Essa competição promete trazer inúmeros benefícios aos fabricantes de aeronaves, que ainda utilizam fortemente o material metálico supracitado em inúmeras aplicações da aeronave, entre elas a fabricação da fuselagem externa do avião.

Atualmente, um dos métodos mais utilizados na junção de partes metálicas da fuselagem é a rebiteagem. Esse processo acarreta alguns problemas, por exemplo, a baixa capacidade de automação do processo, a redução de propriedades mecânicas devido aos furos por onde passam os rebites, o aumento de peso estrutural e o surgimento de um mecanismo de falha que causa a aceleração da trinca por fadiga. [3] .

Muitos processos de fabricação vêm sendo estudados para substituir a rebitagem e manter a competitividade no mercado de produção de aeronaves. Alguns desses processos são o “Laser Beam Welding” ou soldagem via feixes de laser e o “Friction Stir Welding” (“FSW”), ou simplesmente soldagem pelo processo de fricção – mistura.[4]

O processo de “FSW”, atualmente visto como potencial para aplicações de alta performance, consiste na união de duas chapas através do aquecimento de suas superfícies e revolução dos seus constituintes devido ao atrito causado por uma ferramenta rotativa especialmente desenvolvida para este fim e que atravessa com velocidade constante o comprimento das chapas a serem soldadas. O deslocamento dessa ferramenta produz uma zona deformada plasticamente no ponto de ação.

Se comparado com técnicas tradicionais de soldagem, o “FSW” reduz significativamente a presença de distorções e tensões residuais. Como o “FSW” é um processo de estado sólido, não existe estrutura de solidificação na solda e, portanto, é eliminado o problema relativo à presença de fases interdendríticas e eutéticas.

O “FSW” pode ser utilizado para a soldagem de praticamente todas as ligas de alumínio, uma vez que não há a necessidade de oxidação da superfície para ocorrer a união e também não há a necessidade de limpeza da superfície antes da realização do processo.

Dadas as aplicações do “FSW”, um dos grandes desafios atuais é validar as propriedades mecânicas da junta de forma a garantir a total segurança na aplicação do processo e garantir meios claros de justificar aos órgãos homologadores, como a americana FAA, a europeia EASA, além da autoridade brasileira ANAC, que o processo “FSW” atende às severas regulamentações de segurança impostas por seus regulamentos.

No que diz respeito aos custos envolvidos no processo (tempo de produção, máquinas, patentes, custo de materiais consumíveis e não consumíveis) o processo de “FSW” demonstra-se viável economicamente sempre que o volume de produção anual atinge um patamar razoável [5]

De acordo com a Eclipse Aerospace [5], a implementação do “FSW” em estruturas aeronáuticas leva a uma redução de custo da ordem de 10% e a um produto final em média 10% mais leve.

Um estudo realizado pela Bombardier Aerospace [5] mostra que, quando comparado ao processo de solda GMAW MIG, o “FSW” permite uma redução no consumo de energia, dispensa o uso de materiais consumíveis e ainda reduz o consumo de solventes.

1.1. *Objetivo*

O objetivo deste trabalho é ampliar o conhecimento sobre o processo de solda por fricção-mistura aplicado a ligas de alumínio AA2024 T3 e apresentar características de junções realizadas através desse processo, por meio de uma ampla revisão bibliográfica de estudos recentes.

Pretende-se ainda analisar a solda realizada pelo método de solda por fricção-mistura (“FSW”) através do teste de Arcan. Os resultados obtidos são comparados com os resultados obtidos para o ensaio com o material base. Pelos resultados pretende-se criar uma base de conhecimento que permita no futuro um melhor entendimento do processo.

1.2. *Concepção do Texto*

Na introdução é realizada uma breve explicação a respeito das demandas atuais do mercado de aviação. É introduzido o processo de solda através do processo de fricção-mistura, “FSW” e justificada sua importância.

No segundo capítulo é apresentada uma revisão bibliográfica que abordará desde a obtenção do alumínio, passando pelas diferentes ligas existentes e tratamentos possíveis.

No terceiro capítulo é dada ênfase ao processo de solda através do processo de

solda por fricção-mistura, “FSW”, buscando detalhar suas características e também evidenciar suas vantagens e desvantagens.

No quarto capítulo é apresentada uma revisão sobre a modelagem mecânica focando na junção por fricção-mistura (“FSW”).

No quinto capítulo é apresentada uma abordagem analítica sobre o método de elementos finitos (MEF) que será utilizado mais a frente.

No sexto capítulo é apresentado o modelo de ensaio proposto para avaliação das juntas unidas por “FSW”, o ensaio de Arcan.

No sétimo capítulo são apresentados os materiais e métodos utilizados na elaboração do trabalho, com enfoque especial à concepção da ferramenta para o ensaio de Arcan.

No oitavo capítulo são apresentados os resultados obtidos na realização dos ensaios e será feita uma discussão a seu respeito, levando-se em consideração os resultados esperados.

No nono capítulo são apresentadas as conclusões.

Finalmente, nos dois últimos capítulos, são feitas as sugestões para trabalhos futuros e apresentadas as referências bibliográficas.

No final do trabalho constam os anexos.

2. METALURGIA DO ALUMÍNIO

2.1. Obtenção do Alumínio [1]

A bauxita, mineral a partir do qual se obtém o alumínio, é um dos minerais mais abundantes na crosta terrestre, correspondendo a 8% dos minerais disponíveis.

Para se obter o alumínio a partir da bauxita, primeiramente o minério é moído e adiciona-se soda cáustica. Feito isso, o material é aquecido sob alta pressão e é feita uma separação por sedimentação. O produto obtido, alumina hidratada, é aquecido em calcinadores e passa a se chamar alumina calcinada. Para se transformar a alumina calcinada em alumínio é necessária uma grande quantidade de energia para separar os átomos de oxigênio da alumina.

A dissolução da alumina ocorre através da passagem de corrente elétrica por um banho de criolita, onde ocorre a separação por exalação do oxigênio. O alumínio no estado líquido que se deposita no fundo do forno vai para fornos de espera, onde são retiradas as impurezas e adicionados os elementos de liga.

Algumas propriedades mecânicas do alumínio aumentam inversamente em relação ao aumento de seu grau de pureza. Na Tabela 2-1 pode-se analisar esse efeito.

Tabela 2-1 - Propriedades do alumínio segundo seu grau de pureza [1]

Grau de Pureza (%)	Tensão de Escoamento (MPa)	Resistência à Tração (MPa)
99,99	22,06	44,82
99,8	24,82	62,05
99,7	26,20	n.d.
99,6	n.d.	68,95
99,5	27,58	n.d.

2.2. Ligas de Alumínio [1]

As ligas de alumínio são classificadas em relação aos elementos de liga presentes e ao método de processamento. De uma forma geral, elas são divididas em ligas fundidas (“cast alloys”) e deformadas plasticamente (“wrought alloys”).

2.2.1. Ligas Fundidas

Para a classificação utiliza-se um sistema numérico de 4 dígitos. O primeiro dígito está relacionado ao principal elemento de liga utilizado. O segundo e o terceiro dígito servem para diferenciar as ligas com o mesmo elemento de liga, ou para apresentar a porcentagem mínima de alumínio em ligas do grupo 1. O quarto e último dígito, denota o modo de produção da liga [1], ou seja:

- Dígito 0 – solidificação em moldes
- Dígito 1 – lingotamento
- Dígito 2 – lingotamento com limites de composição química diferentes das do dígito 1

Na Tabela 2-2 é apresentada a classificação das ligas fundidas de alumínio segundo o elemento de liga presente.

Tabela 2-2 - Classificação das ligas fundidas segundo o elemento de liga [1]

Grupo	Elemento de Liga
1XXX	Alumínio com pureza mínima de 99,00%
2XXX	Cobre
3XXX	Silício com adição de cobre e/ou magnésio
4XXX	Silício
5XXX	Magnésio
6XXX	Série não utilizada
7XXX	Zinco
8XXX	Estanho
9XXX	Outros Elementos

2.2.2. Ligas Deformáveis Plasticamente

Para as ligas deformáveis plasticamente o sistema de classificação é análogo ao das ligas fundidas com um sistema numérico de 4 dígitos.

O primeiro dígito também está relacionado ao elemento de liga em maior quantidade. O segundo dígito demonstra se houve modificações na liga original ou nos seus limites de pureza. A liga sem alteração recebe o dígito 0. Os dois últimos dígitos diferenciam as ligas dentro de cada grupo, ou indica seu grau de pureza.

Na Tabela 2-3 é apresentada a classificação das ligas de alumínio na forma de chapas e placas, ou deformáveis plasticamente.

Tabela 2-3 - Classificação das ligas deformáveis plasticamente segundo o elemento de liga

Grupo	Elemento de Liga
1XXX.X	Alumínio com pureza mínima de 99,00%
2XXX.X	Cobre
3XXX.X	Manganês
4XXX.X	Silício
5XXX.X	Magnésio
6XXX.X	Magnésio e Silício
7XXX.X	Zinco
8XXX.X	Outros Elementos
9XXX.X	Série não utilizada

Série 1XXX

A série 1XXX é utilizada para designar alumínio com alta pureza (composições praticamente sem elementos de liga) e os últimos 2 dígitos a porcentagem mínima de alumínio (>99% Al). Essas ligas são geralmente usadas em condutores elétricos [5].

Série 2XXX

A série 2XXX possui cobre como principal elemento de liga e geralmente magnésio como um segundo elemento. Essas ligas podem possuir propriedades mecânicas

similares a aços de baixo carbono. Isso se deve ao aumento da dureza e resistência devido a tratamentos térmicos e mecanismos de envelhecimento, atingindo uma porcentagem de 4 a 6% de cobre.

O magnésio é geralmente adicionado para aumentar a resistência, o níquel aumenta a resistência a temperaturas elevadas e manganês, titânio, vanádio e zircônio ajudam a manter as propriedades mecânicas em temperaturas elevadas, melhorando as características de soldagem.

As desvantagens das ligas de alumínio-cobre são que elas não possuem boa resistência à corrosão quando comparadas com outras ligas, e algumas chegam ainda a sofrer corrosão intergranular quando submetidas a determinadas condições.

As principais aplicações são: chapas de revestimento aeronáutico, painéis automotivos, munição, e componentes forjados e usinados. [5]

Série 3XXX

As ligas de alumínio da série 3XXX em geral não são tratáveis termicamente e são em média 20% mais resistentes do que as ligas da série 1XXX. O elemento de liga mais abundante é o manganês, que reduz a resistividade e aumenta a resistência tanto em solução sólida como uma fase intermetálica precipitada [5]. Essas ligas são usadas em aplicações que demandem alta resistência à corrosão, como containeres de bebidas e vasos de pressão.

Série 4XXX

As ligas de alumínio da série 4XXX são geralmente utilizadas como ligas para brasagem para junção de alumínio devido ao silício que está presente como elemento mais abundante na liga. O silício ajuda a reduzir a área de fusão sem produzir regiões frágeis. [1]

O titânio também é em geral adicionado em aplicações de soldagem, pois ele ajuda a refinar a estrutura da solda e previne trincas. [5]

Série 5XXX

As ligas de alumínio da série 5XXX possuem resistência relativamente alta devido aos elementos presentes em maior quantidade na liga (magnésio e manganês). O magnésio aumenta a resistência do alumínio sem reduzir a ductilidade, aumentando a resistência à corrosão, melhorando as propriedades de solda e, em contrapartida, permitindo a formação de trincas intergranulares devido à precipitação nos contornos de grão. A adição de manganês induz a precipitação da fase do magnésio, aumentando a resistência e a estabilidade da liga. Essas ligas possuem boas características de solda e boa resistência à corrosão em atmosferas marinhas [1].

Essas ligas são comumente usadas em vasos de pressão e componentes para serviços marinhos e criogênicos. [4]

Série 6XXX

As ligas de alumínio da série 6XXX possuem como principais elementos de liga o silício e o magnésio, na proporção necessária para a formação de silicato de magnésio (Mg_2Si). Essa fase provê o aumento de resistência da liga. Outros elementos, como manganês, cromo e zircônio, são usados para controlar a estrutura de grão e prevenir a recristalização durante o tratamento térmico [1].

Essas ligas possuem boa conformabilidade, soldabilidade, usinabilidade e resistência à corrosão, portanto, utilizadas em chapas automobilísticas, tubulações e aplicações marinhas. [4]

Série 7XXX

As ligas de alumínio da série 7XXX possuem zinco como principal elemento de liga e na presença de outros elementos como cromo e manganês, possuem as maiores resistências à tração. A adição de magnésio induz a formação da fase $MgZn_2$ que aumenta a resistência da liga. Essa adição em contrapartida reduz a resistência à corrosão demandando maior controle da microestrutura, do tratamento térmico e da composição para manter a resistência à corrosão adequada [1].

Zinco e magnésio controlam o processo de envelhecimento e o cobre aumenta a

taxa de envelhecimento. Essas ligas são tratáveis termicamente. Escolhendo adequadamente o tratamento térmico é possível combinações adequadas no que diz respeito às propriedades da liga permitindo que ela possa ser utilizada em componentes sujeitos a altas tensões como estruturas aeronáuticas e vagões de trem. [5]

Série 8XXX

As ligas de alumínio da série 8XXX possuem uma vasta gama de composições. Uma dessas composições pertence às ligas de alumínio lítio que são importantes na redução de peso em estruturas aeronáuticas e aeroespaciais. Essas ligas possuem excelentes propriedades de resistência à fadiga, baixa massa específica e alta resistência à propagação de trincas. [4]

2.2.3. Tratamentos Térmicos

Na Tabela 2-4 estão classificados os tratamentos térmicos básicos realizados nas ligas de alumínio. [1]

Tabela 2-4 - Tratamentos Térmicos das Ligas de Alumínio [1]

Designação	Denominação
F	Como Fabricado
O	Recozido
H	Endurecimento por Deformação
W	Solubilizado
T	Têmpera

Os tratamentos térmicos listados possuem ainda subdivisões. Dado o material utilizado na elaboração deste trabalho será dada maior ênfase ao tratamento tipo têmpera (T).

A têmpera consiste em uma das etapas de um tratamento térmico de endurecimento por precipitação (envelhecimento), na qual as ligas de alumínio são resfriadas bruscamente após a etapa de solubilização, visando a formação de soluções sólidas supersaturadas.

Os principais tratamentos tipo T pode ser classificado em:

- **T1** – Resfriamento a partir da temperatura do processo de conformação, que em geral é alta, e envelhecimento natural até uma condição estável.
- **T2** – Resfriamento a partir da temperatura do processo de conformação, trabalho a frio e envelhecimento natural até uma condição estável.
- **T3** – Solubilização, resfriamento abrupto, trabalho mecânico a frio e envelhecimento natural até uma condição estável.
- **T4** – Solubilização, resfriamento abrupto, envelhecimento natural até uma condição estável.
- **T5** – Resfriamento a partir da temperatura do processo de conformação e envelhecimento artificial para uma condição estável.
- **T6** – Solubilização, resfriamento abrupto e envelhecimento artificial até uma condição estável.
- **T7** – Solubilização, resfriamento abrupto e superenvelhecimento artificial
- **T8** – Resfriamento a partir da temperatura de solubilização, trabalho a frio e envelhecimento artificial até uma condição estável.
- **T9** – Variação de T3 com envelhecimento artificial.
- **T10** – Variação de T2 com envelhecimento artificial.

2.3. A liga de alumínio AA2024 – T3

Esta liga foi introduzida pela Alcoa na década de 30 na forma de chapa Alclad com o tratamento T3 em substituição à liga 2017-T4, também conhecida como Duralumínio. [2]

A liga AA 2024 é uma liga de alumínio-cobre disponível em inúmeras formas e têmperas. As têmperas T3 e T4 são reconhecidas por sua alta tenacidade, enquanto que as têmperas T6 e T8 apresentam maior resistência mecânica. Essa liga possui excelentes propriedades mecânicas e resistência à fluência mesmo em altas

temperaturas. [6]

A liga AA2024 contém cobre, magnésio e manganês como elementos de liga principais e, quando endurecida por precipitação, atinge altos níveis de resistência. A liga também possui boas características de conformabilidade e usinabilidade e está disponível nas mais variadas formas. [2] Na Tabela 2-5 é possível observar os elementos que compõem a liga AA2024 e suas composição aproximadas.

Como ponto fraco, a liga AA2024 possui baixa resistência à corrosão, motivo pelo qual são em geral utilizadas chapas com Clad, que é a deposição de uma película de alumínio puro na superfície do material. Alternativamente as chapas podem ser tratadas em banhos de Alodine. [2]

Tabela 2-5 - Componentes presentes na liga AA2024 [6]

Elemento	Composição
Alumínio	90,7 – 94,5%
Cobre	3,8 – 4,9%
Magnésio	1,2 – 1,8%
Manganês	0,3 – 0,9%
Ferro	<= 0,5%
Silício	<= 0,5%
Zinco	<= 0,25%
Titânio	<= 0,15%
Cromo	<= 0,1%
Outros	<= 0,15%

Características de tensão de escoamento, dureza e rigidez de determinadas ligas de alumínio podem ser aumentadas através do aparecimento de precipitados.

Na Tabela 2-6 estão ilustradas as propriedades básicas do AA2024 T3 segundo a Aluminum Association "AA".

Tabela 2-6 - Propriedades das Ligas AA2024 T3 [6]

	AA2024 T3
Tensão de Escoamento	310 MPa
Tensão de Ruptura	448 MPa
Alongamento na Ruptura	18%
Módulo de Elasticidade	73,1 GPa
Tensão de Cisalhamento	276 MPa
Coeficiente de Poisson	0,33

Na Figura 2-1 pode-se ver quais ligas podem ser endurecidas por precipitação.

Figura 2-1 - Classificação das ligas de alumínio segundo a capacidade de endurecimento por precipitação - adaptado de [7]

Os mecanismos de endurecimento das ligas AlCu são bem estudados e conhecidos [7]. A faixa rica em alumínio do diagrama de fases dessa liga é mostrada na Figura 2-2. De 660°C, ponto de fusão do alumínio puro, a temperatura da fase líquida cai com o aumento do teor de cobre até a temperatura eutética de 548°C.

Caso a liga com concentração de cobre C_0 seja aquecida tempo suficiente na região de temperatura $T_2 < T < T_1$ é formada uma solução sólida homogênea α na qual os átomos de cobre assumem posições desordenadas em uma matriz de alumínio. Se a solução sólida homogênea é resfriada lentamente até a temperatura T_2 , formam-se cristais da fase estável Al_2Cu . Com a temperatura decrescente, é reduzida a fase alfa e o teor de cobre, e ocorre a formação crescente de uma fase intermetálica

Al_2Cu . À temperatura ambiente surge uma liga bifásica com uma matriz α e precipitados de Al_2Cu .

O composto intermetálico Al_2Cu é denominado de fase θ . A solubilidade da fase α para o cobre é bem baixa à temperatura ambiente ($c_1 < 0,1\%$ em massa). Caso uma liga com a mesma concentração C seja aquecida à temperatura entre $T_2 < T < T_1$ e em seguida resfriada rapidamente até a temperatura ambiente, a liga ficará saturada de cristais α com concentração de cobre C_0 . A situação da liga é instável, pois a estrutura do alumínio à temperatura ambiente em repouso somente pode dissolver uma concentração de cobre C_1 .

Figura 2-2 - Diagrama de Equilíbrio do Alumínio Cobre - adaptado de [7]

Após um longo tempo a solução saturada passa por diversas condições intermediárias que podem ser vistas esquematicamente na Figura 2-3.

De acordo com a concentração de cobre, velocidade de resfriamento e tempo de envelhecimento formam-se as seguintes estruturas [7]:

1) Zonas GP1 (Guinier - Preston): são agrupamentos de átomos de cobre em camadas monoatômicas na direção $\{100\}$ na matriz de alumínio com um

comprimento aproximado de cerca de 10 nm.

2) Zonas GP2: formam uma seqüência de camadas monoatômicas de alumínio e cobre em {1100} na matriz de alumínio e são unidas por uma estrutura tetragonal. As zonas alcançam espessuras de até 10 nm e comprimentos de até 15 nm.

3) Fase θ' : é uma fase não estável com estrutura tetragonal em forma de placas. A espessura das placas pode atingir 30 nm.

4) Fase θ : é a fase estável final com estrutura tetragonal Al_2Cu .

Figura 2-3 - Estágios de Endurecimento por Precipitação de uma liga AlCu adaptado de [7]

Na liga de alumínio com 4% em massa de cobre já se formam alguns minutos depois do resfriamento até a temperatura ambiente, zonas GP1. Essa mesma amostra, se aquecida até uma temperatura de 160°C por 5 horas, apresentará zonas GP2. Caso a amostra seja aquecida novamente até uma temperatura de 240°C por 24 horas irá se formar a fase θ' . Somente após o aquecimento acima de 300° irá se formar a fase

estável θ (Al_2Cu) A condição para a seqüência descrita ocorrer é haver uma alta concentração de vazios, que permite uma difusão dos átomos da liga a temperaturas relativamente baixas. Essa condição é conseguida resfriando-se rapidamente a amostra até a temperatura ambiente.

Para a avaliação do efeito da precipitação nas propriedades mecânicas de uma liga com capacidade de endurecimento, o termo coerência é importante. É possível diferenciar precipitados coerentes, semicoerentes e incoerentes [8] (Figura 2-4). Para um precipitado coerente a rede cristalográfica corresponde a matriz. No precipitado semicoerente somente uma aresta corresponde à matriz e no precipitado incoerente, a rede cristalográfica é completamente diferente da matriz.

Figura 2-4 - Precipitado (a) coerente, (b) semi coerente, (c) incoerente [7]

Em ligas AlCu as zonas GP1 e GP2 são coerentes, a fase θ' é semi-coerente e a fase θ é incoerente. Os tipos diferentes de precipitado surgem como obstáculos para a movimentação de discordâncias dentro dos contornos de grão α das ligas AlCu . Para zonas coerentes GP1 e GP2, distribuídas de forma refinada, as tensões devido à coerência prejudicam a movimentação das discordâncias e influenciam a resistência mecânica do material. Nesse sentido as zonas GP1 causam mais efeito do que as zonas GP2. A fase θ' , com uma distribuição mais grosseira, possui as superfícies superiores coerentes e as superfícies laterais incoerentes com a matriz alfa, não gerando assim tensões de coerência.

Com o envelhecimento da liga o tipo de precipitado varia de tal forma que as propriedades também tendem a variar conforme pode ser observado na Figura 2-5.

Figura 2-5 – Curva de endurecimento por envelhecimento da liga Al-Cu isotérmica, a 130° em função do tempo e teor de cobre, explicitando a sequência de formação de fases GP1, GP2 e θ' adaptado de [7]

3. SOLDA POR FRICÇÃO-MISTURA (“FSW”)

3.1. *Histórico*

O processo de solda por fricção-mistura, “FSW”, foi desenvolvido e patenteado em 1991 pela TWI (“The Welding Institute”), na Inglaterra. Atualmente, esta Instituição vende os direitos de permissão de uso deste processo para mais de 42 organizações de ensino e pesquisa em todo o mundo. Outros métodos de solda por fricção são estudados desde os anos 50. Em todos, a solda é realizada na fase sólida. [9]

Desde sua invenção, o processo vem sendo amplamente estudado em centros de pesquisa do mundo e já é utilizado em muitas companhias mundiais, principalmente para junção de ligas de alumínio. [10]-[12]

A indústria aeronáutica, uma das mais interessadas no processo devido a possibilidade de substituição do processo de rebiteagem, vem estudando fortemente o “FSW” e já encontra aplicações para o mesmo. [5][9],[13]

3.2. *O Processo*

As chapas a serem soldadas devem ser fixadas de forma a não se separarem durante a realização do processo. O comprimento do pino utilizada no processo é normalmente pouco menor do que a espessura da superfície a ser soldada, de forma a garantir que a base da ferramenta fique em constante contato com a região a ser soldada (Figura 3-1).

A ferramenta que produz a união entre as chapas fica em geral ligeiramente inclinada, formando um ângulo com a vertical chamado de ângulo de inclinação (“tilt angle”) conforme pode ser visto na Figura 3-2. [14]

ajudada pela severa deformação plástica no estado sólido, envolvendo recristalização do material base. Na Figura 3-3 é possível observar esquematicamente a seqüência descrita enquanto que, na Figura 3-4, é possível observar a direção do fluxo de material durante o processo.

Figura 3-3 - Etapas do processo de solda por fricção-mistura "FSW" [1].

Figura 3-4 - Fluxo de material durante o processo de solda por fricção-mistura [1],[11].

A ferramenta é em geral ligeiramente mais curta que a espessura da chapa a ser

soldada. O seu diâmetro é normalmente maior que essa mesma espessura. A ferramenta possui uma região plana que gera o atrito na superfície externa da junta (ombro da ferramenta), e um pino rosqueado que garante a penetração da ferramenta no material e provoca a mistura mecânica do metal de baixa viscosidade entre as interfaces da junta (Figura 3-5).

Figura 3-5 - Protótipo de ferramenta para o processo de solda por fricção-mistura “FSW” em junção de uma placa de 75mm de AA6082 adaptado de [15]

As ferramentas utilizadas no processo de solda por fricção-mistura – “FSW” demonstraram ser um fator crítico de sucesso para uma junção perfeita e de elevada produtividade. Estudos demonstram que as variáveis de concepção envolvidas na construção de cada uma delas, tais como materiais, geometria, dimensões e tipos de revestimentos, são função do tipo da junta a ser unida, dos parâmetros do processo utilizados e até do equipamento empregado. Atualmente, as características gerais de uma determinada ferramenta “FSW” são alvos de segredos industriais, mas estão protegidas por patentes.

As funções básicas de uma ferramenta “FSW” são: proporcionar um aquecimento, com conseqüente aumento da fluidez nas interfaces da junta, dispersar por ação mecânica a camada de óxido, “clad”, ou qualquer outra camada protetora superficial presente, promover a mistura mecânica do material entre as interfaces pela combinação de extrusão e forjamento e, se possível, proporcionar um resfriamento homogêneo da junta na direção transversal.

Para efetuar as junções por “FSW”, as ferramentas devem requerer uma mínima manutenção e possuir um baixo custo de aquisição, de modo a torná-las comercialmente acessíveis e viabilizar o processo. Em geral no projeto de tais ferramentas deve-se levar em consideração os seguintes aspectos:

- Adequada condutividade térmica (menor do que o material a ser unido);
- Elevados valores de estabilidade dimensional, tenacidade à fratura (500°C), resistência ao desgaste e propriedades mecânicas sob elevadas temperaturas (fluência);
- Boa usinabilidade;
- Baixo custo de aquisição.

Um material adequado para a fabricação de ferramentas de corte é o aço ferramenta para trabalho a quente da série AISI H13, tratado termicamente (têmpera, revenimento e alívio de tensões) para a dureza de 45 Rockwell C ou cerâmica cBN (nitreto boro cúbico), que é um material de alta dureza e boa condutividade térmica. Contudo, sabe-se que o zinco presente como elemento de liga no alumínio da série 7XXX causa uma fragilização no aço ferramenta (migração para os contornos de grãos em temperaturas superiores a 100°C), fato que pode ser contornado pela seleção de materiais alternativos, tais como ligas de titânio, tungstênio, Inconel, Nimonic ou até mesmo aço com revestimentos cerâmicos (zircônia ou nitreto de titânio / silício). [1]

Uma premissa para as ferramentas do processo de “FSW” é que o material aplicado seja também altamente resistente ao desgaste, com boas propriedades tanto dinâmicas como estáticas quando submetidas a altas temperaturas. As ferramentas são desenvolvidas de tal forma que se possam produzir em média 1.000 m de solda (5 mm de espessura) sem a necessidade de troca de ferramenta. [15]

Para aplicação em processos “FSW” deve-se também atentar que existe a necessidade do emprego de um resistente contra-apoio (“backing”) para suportar a força axial imposta pelo equipamento de soldagem e fazer com que a junta permaneça rígida. Na Figura 3-6 pode-se observar diferentes tipos de configurações para ferramentas de “FSW”.

Figura 3-6 – (A) Tipos de Pinos; (B) - Tipos de Ombros; (C) - Exemplo de Ferramenta [1]

As máquinas operatrizes para o processo de “FSW” são em geral similares a máquinas fresadoras, sendo, em alguns casos, fresadoras comuns adaptadas ao processo. Nas Figura 3-7 e Figura 3-8 é possível observar 2 exemplos de máquinas utilizadas, uma de 2 eixos e outra de 3 eixos, respectivamente.

Figura 3-7 - Máquina ESAB (soldagem 2D) [16]

Figura 3-8 - Máquina MTS (soldagem 3D) [16]

Outro fator importante quando se fala em processos de soldagem, é o tipo de junta que pode ser produzida com o processo em questão. O processo de “FSW” permite a obtenção de diferentes tipos de solda [17], conforme citados a seguir e ilustrados na Figura 3-9:

- I. topo (“butt joint”), lineares e circunferenciais em materiais e espessuras

dissimilares;

- II. superpostas (“lap joint”), lineares e circunferenciais em materiais e espessuras dissimilares;
- III. flanges em tubos;
- IV. em “T”;
- V. canto ou de borda; e
- VI. duplo cordão de canto ou borda.

Figura 3-9 - Tipos de juntas soldadas por fricção-mistura "FSW" [18]

3.3. Vantagens e Limites

As vantagens da aplicação do processo de “FSW” estão principalmente relacionadas ao fato da junção ocorrer em estado sólido dos materiais. As vantagens podem ser enumeradas da seguinte forma: [15]

- União de materiais com ponto de fusão difícil de ser atingido (ex. Alumínio séries 2000 e 7000. (Figura 3-10);
- Possibilidade de se utilizar um equipamento não dedicado ao processo;

- Processo pode ser facilmente automatizado;
- Processo possui alta repetibilidade e boa estabilidade dimensional;
- Baixa distorção mesmo em soldas longas;
- Excelentes propriedades mecânicas;
- Não há formação de arco;
- Não há emissão de gases tóxicos;
- Não há a necessidade da utilização de consumíveis;
- Não gera porosidade;
- Possibilidade de redução de peso;
- Redução de custo do produto final através do menor número de prendedores; necessários no produto final;
- Possibilidade de redução do custo de fabricação;
- Possibilidade de operar em diversas posições;
- Alta eficiência energética;
- Ferramenta dura até 1000 m de solda;
- Alguma tolerância a preparações de solda imperfeitas (camadas de óxido são aceitas);
- Não é necessário escovar a solda na produção em massa;
- Não distorce ou encolhe a peça;
- Possibilidade de soldar alumínio e cobre de espessura 50mm em uma única passada;
- Não há a necessidade de mão de obra altamente especializada.

Figura 3-10 - Comparativo das ligas de alumínio soldáveis por "FSW" (adaptado de [1])

Apesar das inúmeras vantagens, alguns pontos fracos do processo também podem ser enumerados:

- Um pequeno furo é deixado no ponto de saída da ferramenta;
- Em alguns tipos de junções o processo pode ser mais lento que a solda convencional;
- Necessidade de elevadas forças para agarrar as chapas a serem soldadas;
- Dificuldade em unir materiais com camada de proteção anti-corrosão na superfície externa como alumínio puro ("clad");
- Dificuldades para lidar com alterações na espessura e para soldas não lineares;
- Impossibilidade de fazer uniões onde há a necessidade de deposição de material.

3.4. Aplicações

O processo "FSW" pode ser usado com os seguintes materiais [9]:

- Alumínio série 2000 (Al-Cu);

- Alumínio série 5000 (Al-Mg);
- Alumínio série 6000 (Al-Mg-Si);
- Alumínio série 7000 (Al-Zn);
- Alumínio série 8000 (Al-Li).

Para ligas de alumínio, a máxima espessura depende da potência da máquina utilizada; entretanto pode-se alcançar valores superiores a 50 mm. Na Figura 3-11 pode-se observar exemplos de reforçadores soldados com “FSW”.

Figura 3-11 - Exemplos de materiais soldados por “FSW” [9]

Outros materiais que também podem ser soldados incluem:

- Cobre (Figura 3-12);
- Titânio;
- Ligas de magnésio;
- Zinco;
- Plásticos;
- Aço (austenítico e martensítico) [19];
- Ligas de níquel.

Figura 3-12 - Exemplo de “FSW” aplicado a junção de chapas de cobre [16]

Utilizando o processo e os materiais citados, as principais aplicações estão ligadas à indústria da mobilidade, em especial à indústria aeroespacial. Entre as principais aplicações podem ser citadas:

- Fuselagem de aeronaves (Figura 3-15);
- Asas;
- Tanques de combustível (Figura 3-14);
- Painéis (Figura 3-13);
- Componentes estruturais;
- Empenagens;
- Plataformas de pouso;
- Componentes automotivos (Figura 3-16);

Figura 3-13 - Exemplo de painel soldado por “FSW” [20]

Figura 3-14 - Tanque de combustível soldado por "FSW" [1],[13]

Figura 3-15 - Fuselagem de aeronaves soldadas por "FSW" [1],[16]

Figura 3-16 - Trinco do porta-malas do Mazda MX5 – “FSW” - Solda a ponto [16],[21]

Em se tratando de materiais aeronáuticos algumas das ligas com grande número de aplicações são a AA7075 e a AA2024. Entre as principais aplicações estão os componentes estruturais da fuselagem; longarinas, cavernas e revestimentos (Figura 3-17) [22],[23]

As longarinas são em geral produzidas com perfis extrudados de alumínio da série AA7075. Longarinas são componentes sujeitos a cargas axiais induzidas pelos momentos fletores atuantes na fuselagem.

Chapas de AA7075, conformadas em perfis “U”, são também utilizadas para a fabricação de cavernas. As cavernas recebem e transmitem cargas concentradas e reduzem o vão livre entre as longarinas, colaborando para a estabilidade estrutural da fuselagem.

Revestimentos são produzidos com chapas de alumínio AA2024, objeto de estudo deste trabalho, e estão sujeitas a cargas de cisalhamento causadas por forças externas transversais e torsionais, suportando também tensões devido à pressurização da cabine.

Figura 3-17 - Partes da fuselagem de uma aeronave [23]

3.5. Microestrutura

No “FSW”, a chapa a ser soldada não atinge o ponto de fusão e as propriedades mecânicas na região da solda são bem mais elevadas se comparadas com processos tradicionais de soldagem, pois as baixas propriedades mecânicas da microestrutura, resultantes da fusão e resolidificação não estão presentes nesse processo [24]. Na Figura 3-18 é possível observar aspectos de soldas “FSW” realizadas em diferentes ligas de alumínio.

Figura 3-18 – “FSW” aplicado em diferentes ligas de alumínio [16]

As zonas obtidas pelo processo de “FSW” podem ser divididas da seguinte forma:

- 1) A zona de revolução (“stir zone”) é a zona de recristalização dinâmica [25], onde está o material mais deformado durante o processo. Em geral coincide com o ponto de ação da broca. Normalmente os grãos dessa região estão uma ordem de magnitude menor que os grãos da região vizinha.[26]
- 2) O braço de escoamento (“flow arm”) fica na parte superior da solda e consiste do material revolvido pela parte anterior da ferramenta e que é depositado no lado do seu avanço.
- 3) A região afetada termomecanicamente, ZTMA (zona termomecanicamente afetada) ou TMAZ (“Thermo-mechanically Affected Zone”), ocorre em ambos os lados da zona de revolução. Nessa região a deformação e a temperatura são menores e o efeito da solda na microestrutura é correspondentemente menor. Dentro dessa região está uma região chamada “nugget” ou lentilha, que é a região recristalizada em ligas de alumínio [27].

Uma maneira de se medir a largura da zona afetada termicamente é pela medição da distribuição de dureza. Assim, é possível identificar os diferentes tipos de tratamentos térmicos que ocorrem em diversas distâncias no ponto de solda. Na Figura 3-19 pode-se observar a distribuição de dureza em relação ao ponto de incidência da ferramenta que coincide com a região do “nugget”.

- 4) A região do “nugget” é uma área adjacente ao pino, onde ocorre grande deformação plástica e o fluxo de calor é intenso [24]. Nesta região, o aspecto microestrutural resultante é de grãos finos e equiaxiais, com tamanho médio de 2,5 μm , devido ao fracionamento das partículas constituintes pela ação mecânica da ferramenta e também pela recristalização dinâmica induzida pela deformação mecânica. Esta característica microestrutural favorece várias propriedades mecânicas da junta, tais como resistência à fadiga e tenacidade à fratura.

A forma da região do “nugget” ou lentilha varia para diferentes ligas, dependendo das condições de solda e das ferramentas utilizadas no processo. Em geral, o formato assemelha-se a um círculo que vai formando diversos anéis (os “onion rings” ou anéis de cebola). Esse formato é proveniente do formato da ferramenta utilizada

no processo. No trabalho de Biallas, apud [5], tendem a desaparecer os traços do “nugget” quando a velocidade de solda é aumentada. Já em [26], fica claro que existe uma mudança abrupta na microestrutura na passagem do “nugget” para a zona termicamente afetada.

A região afetada pelo calor, ZAC (Zona Afetada pelo Calor) ou HAZ (“Heat Affected Zone”) é comum a todos processos de soldagem. Conforme indicado pelo nome, essa região fica sujeita a um ciclo térmico, mas não se deforma durante a soldagem. As temperaturas são mais baixas do que na ZTMA, mas ainda assim possuem efeito significativo caso a microestrutura seja termicamente instável. Em ligas de alumínio envelhecidas, essa região normalmente apresenta as propriedades mecânicas mais baixas.

Figura 3-19 - Distribuição de dureza em relação à distância ao centro da ferramenta [28]

Segundo [29], essa zona apresenta um tamanho de grão similar ao grão do material base. Na Figura 3-20 pode-se ver um esquema com as regiões formadas pelo processo de solda por fricção, “FSW”. Já na Figura 3-21, é possível observar aspectos macrográficos da junta.

Figura 3-20 - Regiões da solda “FSW” - adaptado de [30]

Figura 3-21 - Aspecto microestrutural das diferentes regiões da junta - adaptado de [1]

No trabalho de Cao & Kou [14] é feita uma comparação da micrografia de uma liga de alumínio da série 2 soldada através do método de “FSW” com outra com solda MIG (Figura 3-22).

Figura 3-22 – Comparação dos processos de soldagem “FSW” e MIG - (esq) Seção transversal de liga soldada por processo MIG. (dir) Seção transversal de liga soldada por “FSW” [14]

A tradução dos termos em inglês da figura (Figura 3-22) se faz da seguinte forma

“BM” = Metal Base;

“Weld” = solda;

Na Figura 3-22 à esquerda, solda por arco sob proteção gasosa (GMAW / MIG), em (A) é possível ter uma visão macroscópica do elemento soldado. Em (B) tem-se uma imagem de microscópio eletrônico de varredura no ponto B mostrando aparecimento de liquação em temperaturas eutéticas e em (C) pode-se ver uma imagem de microscópio eletrônico de varredura do ponto C mostrando o aparecimento de liquação.

Na mesma figura à direita percebe-se que, nas imagens feitas por microscópio eletrônico de varredura, não há o aparecimento de liquação em nenhum ponto da solda “FSW”, podendo-se observar somente a fase θ .

Em [31] é feita outra comparação entre a junção feita por “FSW” e uma solda TIG aplicadas em chapas de AA2024-T3. Nesse estudo fica claro o decaimento das propriedades mecânicas da solda TIG através dos resultados obtidos nos ensaios de microdureza. Os mesmos ensaios aplicados às juntas soldadas por “FSW” evidenciam a diferença de propriedades mecânicas das diferentes regiões da solda “FSW”.

Na Figura 3-23 pode-se ver a microestrutura de chapas soldadas por “FSW”. A região central da solda “FSW” (ponto 1) possui uma microestrutura refinada. No ponto 3, correspondente aproximadamente ao limite do pino de solda, ocorre uma transição abrupta entre grãos refinados equiaxiais do “nugget” com grãos deformados de material base. Em uma posição equivalente ao raio do ombro da ferramenta no lado do avanço, ponto 4, é encontrada uma estrutura de grãos recristalizados. A 4,5 mm do ombro da ferramenta a microestrutura assemelha-se à do material base.

Figura 3-23 - Microestrutura de chapas soldadas por “FSW” de acordo com a distância em relação ao centro da solda – adaptado de [32]

Avançando do topo da junta “FSW” até sua base percebe-se que o tamanho do grão reduz. Isso ocorre muito possivelmente devido ao calor ser maior no topo da solda causando crescimento do grão nesta região (Figura 3-24).

Figura 3-24 - Microestrutura da solda “FSW” em função da posição em relação à espessura da chapa – adaptado de [32]

Na Figura 3-25 pode-se observar as microestruturas de diferentes camadas ao longo da espessura de chapas soldadas.

Figura 3-25 - Aspectos microscópicos da superfície das camadas ao longo de chapas soldadas por “FSW” - adaptado de [32]

Observações recentes de microestruturas associadas ao “FSW” em uma série de ligas de alumínio evidenciaram que a zona da solda consiste em uma estrutura de grãos recristalizados dinamicamente, resultante da deformação plástica em estado sólido que caracteriza o processo. Estudos recentes [33] demonstram que as temperaturas do processo variam entre 400 e 500°C na linha central de solda.

Devido às solubilidades associadas com os vários precipitados em ligas AA7075 e AA6061. Devido ao fato de que os precipitados estão divididos homoganeamente, tanto no material base como na zona de solda, é complicado seguir a movimentação das partículas estáveis de segunda fase do material base até a zona da solda.

Na investigação de [34], uma liga 1100 modificada em termos de composição formando uma estrutura equiaxial microdendrítica (segunda fase) foi submetida ao processo de “FSW”. Os precipitados termicamente estáveis com geometria bem definida no material base foram comparados com sua disposição na zona de “FSW”.

As partículas de segunda fase no metal base são essencialmente não deformadas e quase sempre monocristais. Por outro lado, os precipitados levados para a zona do “FSW” exibem mais irregularidades em consequência do processo de soldagem. Muitas partículas são fragmentadas ou deformadas quando turbilhonadas dentro da zona de solda. Entretanto, não existe evidência de reprecipitação ou aglomeração dos precipitados dentro da zona do “FSW”.

3.6. Resistência à Corrosão

Até hoje, poucos trabalhos estudaram a resistência à corrosão das uniões soldadas por “FSW”. Entretanto, como a composição do material base permanece inalterada após a solda e não ocorre segregação de elementos da liga, existe a tendência da resistência à corrosão das juntas soldadas por “FSW” ser alta. [35]. Essa mesma tendência não é encontrada em ligas de alumínio soldadas por arco gasoso, uma vez que esse tipo de solda aumenta o potencial de problemas devido à corrosão por ocorrerem modificações na microestrutura causadas pelos ciclos térmicos e à introdução do efeito galvânico [36].

Ensaio com AA6013 e 6056 T6 revelaram que a área do “nugget” não é susceptível a trincas devido à corrosão por tensão, enquanto que o material base apresentou algum ataque. Estudos em ligas de alta resistência, como AA2024-T3 e 7075-T6, demonstraram que a solda e a zona afetada pelo calor adjacente à zona afetada termomecanicamente são susceptíveis à corrosão intergranular. [28]

Em [36] o autor conclui que as zonas afetadas pelo calor e as zonas termomecanicamente afetadas, produzidas durante o processo de “FSW”, são suscetíveis a esfoliação e corrosão intergranular. Além disso, as ligas AA 7xxx quando submetidas ao processo de “FSW”, ficam mais suscetíveis a trincas de corrosão por tensão do que as ligas AA2024, que praticamente não apresentam esse problema.

Outro estudo a respeito da corrosão em juntas soldadas por “FSW” é feito em [37] onde placas de AA2219 e AA 2195 unidas por “FSW” são ensaiadas para checar a ocorrência de corrosão geral, formação de pites, e trincas causadas por corrosão por tensão. No estudo evidencia-se que as zonas de “FSW” possuem uma formação não uniforme de pites. Os ensaios também comprovam que a zona do “FSW” possui uma resistência melhor em relação à corrosão do que o material base.

Em mais um estudo recente [38], verifica-se que as áreas mais sujeitas a ataques de corrosão por formação de pites são as áreas da solda com dureza maior. Dessa forma, áreas como a termomecanicamente afetada e a região afetada pelo calor, que possuem uma dureza em geral mais baixa, tendem a ser menos suscetíveis à formação de pites.

3.7. Resistência à Fadiga

Muitas investigações demonstram que a resistência à fadiga de ligas de alumínio soldadas por “FSW” é boa e em alguns casos, pode ser até melhor do que a do material base [2],[28]. Em [39] o autor faz ensaios de fadiga em corpos de prova soldados com diferentes velocidades de rotação e diferentes avanços

As primeiras soldas por “FSW” tinham o mecanismo de início da fadiga devido a defeitos na solda, como porosidade. Entretanto, com a melhoria do processo, a vida em fadiga foi aumentada. [28]

Alguns fatores levam a solda “FSW” a ter boa vida em fadiga. Entre eles está o fato da estrutura de solda ser composta por grãos finos, que reduzem a taxa de crescimento de trincas, além da baixa tensão residual deixada na solda em

comparação com outros processos. [28]

Conforme visto anteriormente, chapas soldadas por “FSW” também possuem regiões com microestruturas e propriedades plásticas diferentes. As diferenças entre as propriedades do cordão, da zona termomecanicamente afetada, da zona termicamente afetada e do material base podem influenciar a propagação da trinca por fadiga. Além disso, os altos gradientes térmicos do processo geram tensões residuais que também podem afetar a nucleação e a propagação da trinca por fadiga [2].

Ainda em [2], o autor conclui que a junta soldada apresenta maior resistência à propagação da trinca por fadiga do que o material base para baixos valores de ΔK e que, próximo à fratura final, a junta soldada apresenta maiores taxas de propagação, apesar da existência de um K_r negativo.

3.8. Parâmetros Importantes

As velocidades a serem consideradas no processo de “FSW” são as velocidades de rotação e avanço da ferramenta. A qualidade do produto final está intimamente relacionada com esses fatores. [22]

De uma forma geral, quanto maior a velocidade de rotação e menor a velocidade de avanço maior será o calor gerado pela solda. Para garantir uma maior vida da ferramenta é necessário minimizar as forças atuantes sobre ela, dessa forma se o material não se aquece suficientemente as forças tendem a ser maiores e vazios na microestrutura do material podem vir a quebrar a ferramenta.

De forma similar temperaturas muito altas produzem uma solda de má qualidade, uma vez que podem resultar em defeitos e trincas. Dessa forma é preciso garantir que esses parâmetros sejam adequadamente selecionados de forma a permitir uma plasticidade mínima do material sem prejudicar o produto final da solda.

Ainda em relação à temperatura do processo estudos demonstram que o tamanho do grão diminui à medida que se gera menos calor no processo. Ou seja, com uma

menor velocidade de rotação obtêm-se produtos com tamanhos de grão menores. [40]

O material da ferramenta deve obrigatoriamente ser rígido e resistente o suficiente para suportar as altas temperaturas do processo. Ele também deve possuir boa resistência à oxidação e baixa condutividade térmica para minimizar a perda de calor e evitar que o calor se propague até a máquina ferramenta. Conforme visto anteriormente para utilização com alumínio, uma ferramenta de aço para trabalho a quente AISI H13 ou uma ferramenta de nitreto de boro cúbico cBN seria adequada.

A profundidade que a ferramenta entra nas chapas a serem soldadas também influi no processo, uma vez que ela determina a pressão que a ferramenta aplicará nas chapas. Dessa forma é importante garantir que essa profundidade permanece constante, mesmo caso as altas cargas atuantes no processo causem deflexão na máquina. Para tanto pode-se utilizar sensores que corrijam possíveis deflexões.

Na Figura 3-26 é possível observar um gráfico com o avanço por revolução recomendado para tipos diferentes de ligas de alumínio.

Figura 3-26 - Avanço por revolução conforme a espessura de diferentes ligas de alumínio [1]

Os parâmetros citados são todos dependentes do tipo de liga e suas dimensões. Os

parâmetros de processo e tipos de ferramenta devem, portanto, ser escolhidos conforme a aplicação.

Como o calor gerado é função também do raio do ombro da ferramenta, e está relacionado a este por uma função cúbica – R^3 , é importante seleccionar adequadamente a ferramenta para garantir a formação de calor necessária para a união. [28]

Em [41] conclui-se também que existe uma relação praticamente linear entre a força axial no ombro da ferramenta e a deformação plástica equivalente na zona do “nugget”, sendo que quanto maior a força aplicada, maior a deformação.

Na Figura 3-27 é possível visualizar as variáveis e parâmetros do processo de forma resumida.

Figura 3-27 – Variáveis e parâmetros do processo de “FSW” (elaborado pelo autor)

Algumas das falhas que podem ocorrer caso os parâmetros não sejam adequadamente seleccionados podem ser observadas na Figura 3-28 [42]. Essas falhas são caracterizadas segundo [28] como:

- **Formação de vazios** – Falhas que ficam abaixo da superfície e se constituem em falhas volumétricas onde há completa ausência de material

- Baixa penetração – Essa falha é em geral caracterizada por uma região de solda que não atinge a totalidade da profundidade desejada. Pode ocorrer devido a uma baixa profundidade de penetração do pino da ferramenta, a um pino muito curto, ou a um mau alinhamento da ferramenta em relação ao cordão de solda.
- Falha superficial – Essa falha consiste de pequenos vazios próximos à superfície de solda. Esses vazios podem ser corrigidos através de uma usinagem fina da superfície de solda.

Figura 3-28 - Falhas típicas causadas pela seleção inadequada de parâmetros de processo [28]

Em [43] e [29] são avaliados corpos de prova de AA2024 T3 e AA2524 T3, respectivamente, com soldas “FSW” obtidas com diferentes parâmetros e também corpos-de-prova somente de material base. Entre os parâmetros estudados estão a velocidade de solda, a rotação da ferramenta, a potência e a quantidade de energia por unidade de comprimento de solda. O autor divide em três conjuntos, denominados solda fria, solda média e solda quente.

Nos resultados obtidos fica clara a importância dos parâmetros de solda serem bem escolhidos, uma vez que estes mesmos parâmetros afetam diretamente os resultados obtidos para o perfil de resistência à fratura.

O deslocamento de abertura da trinca é um parâmetro viável para prever tanto a direção como a ocorrência do crescimento estável da trinca em chapas finas de material homogêneo. O efeito da orientação da trinca em uma microestrutura anisotrópica, como a resultante do processo de laminação, altera o deslocamento de abertura da trinca crítico em até 25% em casos de tração pura (modo I). Uma série de ensaios em chapas soldadas por “FSW” determinou que os perfis das trincas em relação ao comprimento da trinca são consideravelmente diferentes no material base e no material soldado por “FSW”.

Em [44] é conduzido um estudo do efeito da variação dos parâmetros de solda em uma liga da série 6xxx. O autor conclui que a resistência à tração da junta “FSW” está diretamente relacionada com a velocidade de solda. Outra observação realizada pelo autor é que, independentemente dos parâmetros utilizados, ocorre uma queda de dureza na região da solda afetada pelo calor, que fica mais evidente no lado de avanço de solda, lado este que coincide com o lado de início da falha nos ensaios de tração realizados.

3.9. Estado da arte

Tendo em vista que o processo de solda por fricção-mistura “FSW” é um processo para o qual ainda não se têm um conhecimento muito aprofundado e consolidado, percebe-se que toda e qualquer tentativa de se entender melhor os parâmetros que regem esta forma junção é de extrema importância, uma vez que o “FSW” vem ganhando cada dia mais terreno nas indústrias. [45]

Existem estudos para identificar fatores que levem à melhor qualidade do produto. A determinação experimental de dados sobre “FSW” está sendo feita por empresas que já estão desenvolvendo produtos com esta técnica e por faculdades que estão tomando conhecimento nessa área. Uma das preocupações é descobrir diferentes materiais que possam ser utilizados, otimizar o controle dos parâmetros para que se possa atingir uma maior qualidade do produto e desenvolver ferramentas que tragam um produto final com propriedades mecânicas adequadas e possuam uma relação custo benefício alto.

Na Tabela 3-1 é possível ver propriedades mecânicas de algumas ligas soldadas por “FSW” comparadas com as propriedades mecânicas do material base.

Tabela 3-1 - Propriedades de ligas soldadas por “FSW” comparadas ao material base [16]

Liga	Propriedades (Material Base)			Propriedades das Juntas		
	R _m (MPa)	R _p 0,2% (MPa)	A%	R _m (MPa)	R _p 0,2% (MPa)	A%
7075-T651	622	556	12	445	309	7
7020-T651	395	356	14	348	260	9
6082-T651	325	305	11	237	152	8
6061-T4	280	175	23	268	166	10

Em [23] é apresentado o resultado do trabalho de Khaled [46], que consiste em um resumo de dados obtidos por diversos autores, onde é feita uma comparação de propriedades, tanto para AA2024 como para AA7075 (Tabela 3-2 e Tabela 3-3).

Tabela 3-2 - Propriedades de Junções com AA2024 - apud [23],[46]

AA2024	Hashimoto et al	Von Strombeck et al	Piallas et al	Talwar et al	Zettler et al	Kumagai et al
Eficiência da União	78%	83%	90%	88%	70% a 97%	83%
Resistência à Tração		77%		91%		79%
Alongamento		27%	30% a 50%	41%		19%
Resistência à Fadiga			80%			

Tabela 3-3 - Propriedades de Junções com AA7075 - apud [23],[46]

AA7075	Magnusson & Kallman	Mahoney et al	Talwar et al
Eficiência da União	90%		84%
Resistência a Tração		80%	71%
Alongamento		24%	33%
Resistência à Fadiga	Aprox.100%		

Os valores refletidos nestas tabelas são resultados da razão entre os valores de resistência mecânica de materiais unidos por “FSW” em relação ao material base.

4. MODELAGEM DO COMPORTAMENTO MECÂNICO DE JUNÇÕES “FSW”

Quando submetido à tensão, um corpo começa a se deformar. Enquanto estiver ocorrendo deformação elástica, o corpo sob tensão retorna ao seu estado inicial caso a tensão seja removida. Nessa zona de deformação a tensão e a deformação estão relacionadas por constantes elásticas, usualmente E e ν (lei de Hooke). Para causar deformação plástica, deve ser alcançado um nível particular de tensão; essa é a chamada tensão de escoamento. Para a maioria dos materiais dúcteis, tanto a extensão da deformação como a mudança na forma do corpo, no estado inicial, podem continuar até um grau elevado antes do rompimento, caso a tensão que causou o escoamento inicial for continuamente aumentada. [47],[48]

4.1. *Anisotropia*

Antes que sejam apresentados critérios de escoamento é importante que se entenda o que é anisotropia e como ela é importante na conformação de metais.

A anisotropia plástica representa a variação das propriedades mecânicas em função da direção em que elas estão sendo medidas. Nos metais, a causa mais importante da anisotropia plástica é a orientação dos grãos, ou seja, a orientação da estrutura cristalográfica. Macroscopicamente, a anisotropia possui ligação direta com o processo de fabricação das peças metálicas, especialmente no caso de chapas laminadas, pois é a laminação que alinha os grãos em um determinado sentido, o que gera uma orientação preferencial que irá modificar a capacidade de deformação do material nas diferentes direções em relação à direção de laminação.[49]

Por esse motivo, a anisotropia é de tanta importância para processos de conformação, pois assim ela é responsável pela variação de espessura e pela formação de “orelhas” no caso, por exemplo, da estampagem profunda.

Valores elevados de anisotropia significam menos instabilidade plástica; por esse motivo valores altos são preferencialmente utilizados para que se possa aumentar a

capacidade de deformação na largura com reduções pequenas na espessura. A equação para a determinação da anisotropia é apresentada a seguir, bem como algumas de suas funções e importância.

O fenômeno da anisotropia surge devido à orientação preferencial dos planos e direções cristalinas do metal após uma grande deformação por trabalho mecânico (anisotropia cristalográfica), ou devido ao alinhamento de inclusões, vazios, segregação ou alinhamento de uma segunda fase precipitada, também devido ao trabalho mecânico. Um valor útil para se avaliar a anisotropia plástica é o índice de anisotropia R ou r (Figura 4-1).

Figura 4-1 - Cálculo da anisotropia

Os valores de R podem ser plotados com função do ângulo. ΔR é a diferença entre R_{45} e a média dos valores de R_0 e R_{90} .

A direcionalidade ocorre em três direções; entretanto, sua ausência no plano da chapa não significa que propriedades medidas em uma direção perpendicular ou

normal à chapa são iguais àquelas do plano da chapa.

A importância prática desta anisotropia normal não foi totalmente reconhecida até recentemente por duas razões [48]:

- as propriedades na direção da espessura são geralmente desconhecidas e nem sempre podem ser medidas;
- os efeitos da anisotropia normal não são visualmente evidentes, como no caso da trinca.

Ultimamente, tem sido dado reconhecimento ao fato que chapas de metal muitas vezes exibem um fluxo de força na direção de sua espessura bem diferente daquela de seu plano. É de fato possível ter um nível de anisotropia normal muito alto (espessura) em uma chapa com pouca ou nenhuma anisotropia planar (rotacional).

Se R for maior do que a unidade, o material é caracterizado como tendo resistência à diminuição de espessura e tem um aumento da força transversal à espessura. Infelizmente, materiais com uma anisotropia normal alta, geralmente possuem também uma alta anisotropia planar

4.2. Critério de escoamento de Hill

Um critério de escoamento para descrever comportamento ortotrópico do material, que é muito utilizado por programas de elementos finitos é o critério de escoamento de Hill [50]. Esse critério é uma extensão do critério isotrópico de Von Mises. O critério de escoamento de Hill em sua forma mais geral é escrito como:

$$2\phi(\sigma) = \frac{2}{3}(F+G+H)\sigma_y^2 = F(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + G(\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + H(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 2(L\sigma_{yz}^2 + M\sigma_{xz}^2 + N\sigma_{xy}^2) = 1 \quad (4.1)$$

As direções x, y, z do material coincidem com os eixos de ortotropia. Os parâmetros G, H, L, M e N descrevem a anisotropia do material. As constantes F, G e H podem ser expressas em termos das tensões de escoamento; os parâmetros L, M e N, pelas tensões de escoamento. A equação (4.1) pode ser reescrita:

$$\phi = \sqrt{\sigma : P : \sigma} - \sqrt{\frac{2}{3}(F + G + H)\sigma_y} = 1 \quad (4.2)$$

O último termo representa um valor médio da tensão de escoamento. Os componentes do tensor P e os componentes do tensor de tensão σ são escritos como:

$$P = \begin{pmatrix} G+H & -H & -G & 0 & 0 & 0 \\ -H & F+H & -F & 0 & 0 & 0 \\ -G & -F & F+G & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2N & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2M & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2L \end{pmatrix} \quad (4.3)$$

$$\sigma = \begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{xy} \\ \sigma_{xz} \\ \sigma_{yz} \end{Bmatrix}$$

A derivada de ϕ com a notação da equação (4.2) é representada por:

$$\frac{\partial \phi}{\partial \sigma} = \frac{P : \sigma}{\sqrt{\sigma : P : \sigma}} \quad (4.4)$$

O próximo passo é determinar os parâmetros da anisotropia. Para metais a taxa de deformação plástica satisfaz a lei de escoamento:

$$\dot{\varepsilon}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial \phi}{\partial \sigma} = \dot{\lambda} \frac{P : \sigma}{\sqrt{\sigma : P : \sigma}} \quad (4.5)$$

Considerando uma chapa de metal, a direção x e a direção y da chapa coincidem com a direção de rotação (“RD”) e com a direção transversal (“TD”), respectivamente. Considera-se o corpo-de-prova recortado da chapa (Figura 4-2(a)). A direção longitudinal do corpo-de-prova é inclinada de modo a fazer um certo ângulo θ com a “RD”. Uma tensão uniaxial σ é aplicada na direção do eixo longitudinal sobre o corpo-de-prova (Figura 4-2(b)). Durante o teste é válida a hipótese de condição de tensão plana, $\sigma_{zz}=0$.

Chapa de metal com corpo-de-prova

Teste uniaxial do corpo-de-prova

Figura 4-2- Teste uniaxial em um corpo-de-prova inclinado a um ângulo θ em relação às coordenadas do material [51]

A tensão uniaxial pode ser transformada de acordo com as tensões das coordenadas do material, ou seja:

$$\sigma_{xx} = \sigma \cos^2 \theta \quad (4.6)$$

$$\sigma_{yy} = \sigma \sin^2 \theta$$

$$\sigma_{xy} = \sigma_{yx} = \frac{1}{2} \sigma \sin 2\theta$$

A transformação dos incrementos de deformação plástica, das coordenadas x, y, z para os eixos longitudinal e lateral x' e y' , respectivamente, dá-se pela substituição da equação (4.6) na equação (4.5):

$$\dot{\epsilon}_{xx}^p = \dot{\lambda} \sigma \left((H + G) \cos^4 \theta - 2H \sin^2 \theta \cos^2 \theta + (F + H) \sin^4 \theta + \frac{1}{2} N \sin^2 2\theta \right) \quad (4.7)$$

$$\dot{\epsilon}_{yy}^p = \dot{\lambda} \sigma \left((2H + F + G) \sin^2 \theta \cos^2 \theta - H (\sin^4 \theta + \cos^4 \theta) + \frac{1}{2} N \sin^2 2\theta \right)$$

$$\dot{\epsilon}_{xy}^p = \dot{\lambda} \sigma \left(\frac{1}{2} \sin^2 \theta [(F + H) \sin^2 \theta - (H + G) \cos^2 \theta] + \frac{1}{2} H [\sin^2 \theta \sin 2\theta - \cos^2 \theta \cos 2\theta] + \frac{1}{2} N \sin 2\theta \cos 2\theta \right)$$

A anisotropia da chapa é caracterizada pela relação largura-espessura do incremento de deformação plástica. O parâmetro anisotrópico R é adquirido para qualquer inclinação a partir da equação (4.7) e transforma-se em:

$$R_{\theta} = \frac{\dot{\epsilon}_{yy}^p}{\dot{\epsilon}_{zz}^p} = - \frac{\left((2H + F + G) \sin^2 \theta \cos^2 \theta - H (\sin^4 \theta + \cos^4 \theta) - \frac{1}{2} N \sin^2 2\theta \right)}{(G \cos^2 \theta + F \sin^2 \theta)} \quad (4.8)$$

Nessa equação, R_{θ} denota o valor R para tensão de direção θ para a direção de laminação do material. A maioria dos aços para estampagem profunda apresenta um comportamento de formação de quatro “orelhas”. Com o objetivo de determinar os parâmetros anisotrópicos para esse material, são requeridos testes uniaxiais com $\theta = 0^\circ$, 45° e 90° . A direção x do material, $\theta = 0^\circ$, é escolhida como a direção de rotação. A partir daí são definidas a direção transversal, $\theta = 90^\circ$, e a direção intermediária, $\theta = 45^\circ$. Substituindo $\theta = 0^\circ$, 45° e 90° na equação (4.8) os valores R desejados são:

$$\begin{aligned} R_0 &= \frac{H}{G} \\ R_{45} &= \frac{-G - F + 2N}{2(G + F)} \\ R_{90} &= \frac{H}{F} \end{aligned} \quad (4.9)$$

Ao efetuar três testes de ductilidade, podem ser determinados os três valores R . Esses valores de R são suficientes para derivar os parâmetros H , G , F e N , desde que somente as relações entre os quatro parâmetros sejam de interesse. Os quatro parâmetros descrevendo a anisotropia planar da chapa podem ser escritos como:

$$\begin{aligned} G &= R_{90} \\ H &= R_0 \cdot R_{90} \\ F &= R_0 \\ N &= (R_{45} + 0,5)(R_0 + R_{90}) \end{aligned} \quad (4.10)$$

Os dois parâmetros restantes M e L não podem ser determinados por um teste uniaxial. Como as tensões correspondentes têm efeitos pequenos no processo de conformação da chapa de metal, os parâmetros são escolhidos iguais aos três correspondendo ao caso isotrópico. No caso isotrópico, todos os valores de R são iguais. Ao substituir os seis parâmetros na equação de escoamento (4.2), a descrição de material planar anisotrópico está completa.

Para representações gráficas, o critério de escoamento é apresentado no espaço plano de tensão $\sigma_{zz} = 0$. Esse estado de tensão plana usualmente ocorre durante a conformação de chapas de metal. O critério de escoamento é apresentado em tensões principais, o que significa que as tensões de cisalhamento estão ausentes. A Figura 4-3 apresenta duas superfícies de escoamento que descrevem um comportamento planar isotrópico; o valor de R não varia com θ . A linha contínua representa a função de escoamento com o valor de R igual a 1, a função de escoamento de Hill degenerada à função de Von Mises. A linha pontilhada representa a função de escoamento com um valor de R igual a 2; a elipse é mais esticada.

Figura 4-3 - Uma representação da função de escoamento de Hill e da função de escoamento de Von Mises [51]

5. ELEMENTOS FINITOS

Quando se pretende construir modelos numéricos para a simulação por elementos finitos, há uma forte necessidade de estudar os fundamentos do método de elementos finitos a fim de se entender a teoria que está por detrás dos códigos utilizados pelos softwares comerciais disponíveis no mercado. Dessa forma, pode-se compreender o que realmente está sendo feito para poder analisar a correção ou não de uma simulação bem como utilizar os parâmetros corretos na hora da discretização do sistema para geração da carta de elementos finitos. Neste capítulo são explicados alguns desses parâmetros, bem como parte da teoria necessária para seu correto uso e algumas das teorias de grande importância aplicadas para a construção de elementos utilizados no MEF. [51],[52].

5.1. Sistema discreto padrão [51]

Para explicar o sistema discreto padrão é considerada uma estrutura construída a partir de módulos lineares elásticos (Figura 5-1). Os módulos denotados por números em negrito são conectados nos nós. No nó 2 é aplicada uma força externa. O procedimento seguinte é usado para resolver o deslocamento de cada nó e a força interna de cada módulo.

Figura 5-1 - Uma estrutura constituída de três módulos (a) e estes módulos podendo ser apresentados como molas (b). [51]

Para cada nó n , é definido um vetor de deslocamento u_n :

$$u_n = \begin{Bmatrix} u_n \\ v_n \end{Bmatrix} \quad (5.1)$$

Um vetor de força f_n é definido por:

$$f_n = \begin{Bmatrix} U_n \\ V_n \end{Bmatrix} \quad (5.2)$$

Os módulos têm comportamento linear elástico. Por isso eles podem se denotados como molas lineares com constante de amortecimento k_i (Figura 5.1b). O comportamento característico dos módulos é da forma:

$$K^c \cdot u^c = f^c \quad (5.3)$$

Em que K^c representa a rigidez do módulo, u^c representa os deslocamentos nodais e f^c representa as forças nodais. Dependendo da orientação do módulo no sistema de coordenadas global, os elementos de K^c são expressos em termos da rigidez k_i . Para cada módulo da estrutura pode se determinar um comportamento característico. Com o objetivo de encontrar a solução da estrutura inteira duas condições básicas precisam ser satisfeitas:

- Compatibilidade de deslocamento
- Equilíbrio

A primeira condição é satisfeita automaticamente pela definição de um vetor nodal u no qual participam todos os módulos da estrutura.

Para obter o equilíbrio é necessário estabelecer o equilíbrio nos nós da estrutura. Para isso é definido o vetor de força f , que contém todas as forças nodais. Para estabelecer o equilíbrio cada elemento de f deve ser igual à soma das forças nodais:

$$f_n = \sum_{c=1}^m f_n^c \quad (5.4)$$

Em que f_n^c é a força contribuída ao nó n pelo módulo c . A somatória apenas leva em conta os módulos que contribuem ao nó n . Pela substituição da equação (5.3) na equação (5.4), a contribuição de força ao nó n é:

$$f_n = \sum_{c=1}^m K_n^c u_n^c \quad (5.5)$$

Para cada nó n é utilizada a equação (5.5). Essa reunião resulta na seguinte equação para o sistema inteiro:

$$K \cdot u = f \quad (5.6)$$

Em que K é a matriz de rigidez da estrutura, u é o vetor com os deslocamentos nodais e f é o vetor com as forças nodais. Esse processo pode ser encontrado como sendo a característica comum e fundamental a todos cálculos de elementos finitos. O sistema de equações pode ser resolvido quando as condições de contorno forem substituídas. Sem essas condições de contorno é impossível resolver o sistema. Para esse sistema discreto os deslocamentos nas direções X e Y são suprimidos para o nó 1 e o deslocamento na direção Y para o nó 3. No nó 2 é aplicada uma carga F na direção Y . Assim, as condições de contorno são:

$$u_1 = v_1 = v_3 = 0 \quad (5.7)$$

$$V_2 = F$$

Ao substituir as condições de contorno na equação (5.6) o sistema pode ser resolvido e os deslocamentos nodais e as forças internas em cada módulo podem ser obtidos.

5.2. Energia Virtual [51]

Quando um sistema não existe a partir de componentes bem definidos, ele deve ser dividido em elementos, como no exemplo dado anteriormente (Figura 5-2). Para cada elemento é obtida uma matriz de elementos de rigidez. As matrizes de elementos são reunidas em uma matriz de sistema.

O método de elementos finitos é aplicado para resolver as equações diferenciais do processo de conformação, ou seja, a área da chapa é dividida em um número finito de elementos e esses elementos são constituídos por nós. Com isso as equações de equilíbrio em cada elemento podem ser resolvidas por aproximação.

Figura 5-2 - Um sistema que não existe a partir de componentes bem definidos (a) é dividido em elementos (b) – elaborado pelo autor.

O equilíbrio mecânico em um volume V e sobre uma superfície S é considerado:

$$\nabla \cdot \sigma + \rho f = 0 \quad (5.8)$$

Em que f representa uma força de corpo por unidade de massa e ρ representa a densidade de massa. A tração de superfície por unidade de superfície externa t pode ser desprezada. A inércia também não é levada em conta. As equações de equilíbrio podem ser escritas na formulação simples:

$$\delta W = - \int_V \delta v \cdot (\vec{\nabla} \cdot \sigma + \rho f) dV + \int_S \delta v \cdot (n \cdot \sigma) dS = 0 \dots \forall \delta v \quad (5.9)$$

Em que δv é chamado de velocidade virtual e n representa o vetor normal externo da superfície. O primeiro termo da equação (5.9) transforma-se pelo uso do teorema da divergência. A forma simples da equação (5.9), torna-se:

$$\delta W = \int_V (\vec{\nabla} \delta v : \sigma - \delta v \cdot \rho f) dV = 0 \quad (5.10)$$

para qualquer δv

A equação (5.10) é conhecida como a equação da energia virtual. O tensor de tensão não pode ser diretamente eliminado, pois a equação constitutiva é uma expressão para a taxa de tensão, não para a tensão total. Uma formulação simples contendo a taxa de tensão é obtida a partir da equação de equilíbrio pela consideração da taxa de transformação do material de (5.10) com a exigência de que a expressão resultante desaparece para qualquer campo de velocidade virtual dependente do tempo. Pode então ser deduzido que:

$$\delta \dot{W} = \int_V \left((\vec{\nabla} \delta v) : \sigma + \vec{\nabla} \delta v : \dot{\sigma} - \delta \dot{v} \cdot \rho f - \delta v \cdot (\rho f) \right) dV + \int_V \left(\vec{\nabla} \delta v : \sigma - \delta v \cdot \rho f \right) \vec{\nabla} \cdot \delta v dV = 0 \quad (5.11)$$

A taxa material de mudança do gradiente da velocidade virtual pode ser escrita como:

$$(\vec{\nabla} \delta v)^{\bullet} = \vec{\nabla} \delta \dot{v} - \vec{\nabla} v \cdot \vec{\nabla} \delta v \quad (5.12)$$

Substituindo a equação (5.12) na equação (5.11) e separando os termos que contêm δv e $\delta \dot{v}$ é encontrada a seguinte equação:

$$\delta \dot{W} = \int_V \left(\vec{\nabla} \delta v : \dot{\sigma} - (\vec{\nabla} v \cdot \vec{\nabla} \delta v) : \sigma + \vec{\nabla} \delta v : \sigma \vec{\nabla} \cdot v \right) dV - \int_V \left(\delta v \cdot (\rho f) + \delta v \cdot \rho f \vec{\nabla} \cdot v \right) dV - \int_V \left(\vec{\nabla} \delta v : \sigma - \delta v \cdot \rho f \right) dV = 0 \quad (5.13)$$

Por causa da equação (5.10) os termos que contêm $\delta \dot{v}$ desaparecem. Substituindo a expressão para a taxa de Jaumann na equação (5.13) resulta:

$$\delta \dot{W} = \int_V \left(\vec{\nabla} \delta v : L : D + \vec{\nabla} \delta v : (W \cdot \sigma - \sigma \cdot W) - (\vec{\nabla} v \cdot \vec{\nabla} \delta v) : \sigma + \vec{\nabla} \delta v : \sigma \vec{\nabla} \cdot v \right) dV - \int_V \left(\delta v \cdot (\rho f) + \delta v \cdot \rho f \vec{\nabla} \cdot v \right) dV = 0 \quad (5.14)$$

Na conformação de metal, as variações da massa específica são muito pequenas comparadas à taxa de deformação. Por essa razão os termos que contêm $\vec{\nabla} \cdot v$ podem ser desconsiderados. O tensor da taxa virtual de deformação é então definido por:

$$\delta D = \frac{1}{2} (\delta v \vec{\nabla} + \vec{\nabla} \delta v) \quad (5.15)$$

A primeira integral da equação (5.14) pode ser reescrita e com a notação da equação (5.15) é encontrada a seguinte equação:

$$\delta \dot{W} = \int_V \left(\delta D : C : D - 2(\delta D \cdot D) : \sigma + (\vec{\nabla} \delta v \cdot v \vec{\nabla}) : \sigma \right) dV - \int_V \left(\rho \delta v \cdot f \right) dV = 0 \quad (5.16)$$

5.3. Discretização de elementos finitos [51]

O volume de integração é dividido em um número finito de elementos:

$$x = \sum_n \Psi^n x^n \quad (5.17)$$

$$v = \sum_n \Psi^n v^n$$

$$\delta v = \sum_n \Psi^n \delta v^n$$

Aqui Ψ^n é a função de interpolação relativa ao ponto nodal n . A função de interpolação depende das coordenadas locais naturais. Os gradientes de velocidade e da velocidade virtual são, respectivamente:

$$\vec{\nabla} v = \sum_n \vec{\nabla} \Psi^n \delta v^n \quad (5.18)$$

$$\vec{\nabla} \delta v = \sum_n \vec{\nabla} \Psi^n \delta v^n$$

O tensor da taxa de deformação pode ser escrito como:

$$D = \sum_n B^n \cdot v^n \quad (5.19)$$

Em que B^n é um tensor de terceira ordem que depende da função de interpolação. Para a relação de deformação virtual uma equação similar à equação (5.19) assegura:

$$\delta D = \sum_n B^n \cdot \delta v^n = \sum_n \delta v^n \cdot B^{*n} \quad (5.20)$$

Em que B^{*n} é também um tensor de terceira ordem dependente da função de interpolação. A substituição das equações (5.17) a (5.20) na equação (5.16) resulta:

$$\delta \dot{W} = \sum_{m,n} (\delta v^m \cdot (K^{mn}) \cdot v^n) - \sum_m \delta v^m \cdot \dot{f}^m = 0 \quad (5.21)$$

Em que:

$$K^{mn} = \int_V (B^{*m} : (C - H \cdot \sigma - \sigma \cdot H) : B^n) dV + \int_V (I (\vec{\nabla} \Psi^m \cdot \sigma \cdot \vec{\nabla} \Psi^n)) dV \quad (5.22)$$

Com H e I tensores unitários de segunda e quarta ordem obtêm-se:

$$\dot{f}^m = \int_V (\Psi^m \rho \dot{f}) dV \quad (5.23)$$

Todos os graus nodais de liberdade podem ser considerados como um vetor multidimensional $\dot{u}$. O requisito que a equação (5.21) desaparece para todos os valores de δv resulta em um conjunto de equações algébricas para os componentes de $\dot{u}$, que é formalmente escrito como:

$$K \cdot \dot{u} - \dot{f} = 0 \quad (5.24)$$

ou

$$K \cdot \dot{u} = \dot{f}$$

5.4. *Formulação Incremental [51]*

As taxas de velocidade nodal podem ser resolvidas a partir da equação (5.24). Entretanto, não é apenas a velocidade instantânea que é de interesse, mas também o progresso do processo. Por isso é usado um procedimento incremental. Durante um incremento de tempo Δt a velocidade é aproximada como sendo constante. Os incrementos de deslocamento são dados por:

$$\Delta u = \hat{v} \Delta t \quad (5.25)$$

Em que $\hat{v}$ é a velocidade máxima durante o incremento de tempo. A equação (5.24) torna-se:

$$\hat{K} \cdot \Delta u = \Delta f \quad (5.26)$$

O circunflexo indica que os valores máximos são obtidos durante o incremento de tempo. Esses valores máximos ainda não são conhecidos nesse ponto, o que se tem é apenas uma aproximação. Os incrementos de deslocamento são estimados pela solução de:

$$K^0 \cdot \Delta u^1 = \Delta f \quad (5.27)$$

A partir dos incrementos de deslocamento dos pontos nodais solucionados, é calculada a taxa de deformação máxima nos pontos de integração com a ajuda da equação (5.19):

$$\hat{D} = \left(\sum_n B \cdot \Delta u^n \right) \frac{1}{\Delta t} \quad (5.28)$$

As tensões são calculadas por integração numérica da equação constitutiva, assumindo que a taxa de deformação durante o incremento é constante.

A partir das tensões nos pontos de integração, podem ser calculadas as forças de

reação no ponto nodal:

$$R^m = \int_V (B^{*m} : \sigma) dV \quad (5.29)$$

Essas forças de reação geralmente não estão em equilíbrio com as forças prescritas do ponto nodal f^m . O resíduo é denotado como a razão de desbalanceamento mecânico:

$$R^f = \frac{\|f^m - R^m\|}{\|R^m\|} \quad (5.30)$$

A razão de desbalanceamento mecânico é uma medida para a precisão do incremento calculado. Se a razão não é suficientemente pequena, o incremento de deslocamento é recalculado em um processo iterativo. Os incrementos após a iteração i podem ser escritos como:

$$\Delta u^i = \Delta u^{i-1} + \Delta \Delta u^i \quad (5.31)$$

Onde $\Delta \Delta u^i$ é encontrado pela resolução de:

$$K^{i-1} \cdot \Delta \Delta u^i = (f - R^{i-1}) \quad (5.32)$$

As tensões, o trabalho mecânico e as forças de reação nodais são recalculadas com o novo incremento Δu^i . O processo de iteração é interrompido caso a razão de desbalanceamento seja suficientemente pequena. A decisão se a razão de desbalanceamento é aceitável, dependerá do tipo de problema que está sendo analisado.

5.5. Modelo da Chapa [51]

Nas seções anteriores foi apresentada uma formulação geral de elementos finitos. Dependendo do tipo de problema, diferentes tipos de elementos podem ser usados. Estruturas com uma espessura muito pequena comparada com suas outras dimensões são normalmente descritas como lâminas ou chapas. A idéia da teoria da chapa é que a sua geometria é descrita somente usando variáveis no plano médio. A espessura da chapa é denotada por h . O plano médio está situado no plano xy ; o

eixo z é normal ao eixo médio.

Um ponto material da chapa pode ser representado como a soma de um vetor para um ponto no plano médio e um vetor normal ao plano. Isso é escrito como:

$$r = r^0 + zn \quad (5.33)$$

$$-\frac{h}{2} \leq z \leq \frac{h}{2}$$

Com:

- r : vetor para o ponto material
- r^0 : vetor para o ponto material no ponto médio
- z : distância perpendicular ao plano médio
- n : vetor normal
- h : espessura da chapa

Ao analisar uma estrutura, o elemento laminar é orientado arbitrariamente em um espaço 3D. Para isso, é necessária uma transformação do sistema de coordenadas locais para o sistema de coordenadas globais. A relação entre os dois sistemas é:

$$x_{loc} = Rx_{glob} \quad (5.34)$$

Em que R é uma matriz ortogonal.

Para a chapa, a tensão na direção normal é desprezível comparada às outras tensões. Como resultado o estado de tensões é bidimensional e é chamado de tensão plana. Podem ser distinguidas três diferentes teorias de deformação laminar:

- Teoria da membrana
- Teoria de Kirchhoff
- Teoria de Mindlin

A descrição realizada neste trabalho é restrita a pequenas deformações elásticas.

5.5.1. Teoria de membrana ou casca

A teoria da membrana assume que a rigidez de dobramento e de cisalhamento pode ser desconsiderada se comparadas à rigidez da membrana. Isso é verdade quando

a lâmina é fina comparada à curvatura que se deseja atingir. Por causa da curvatura pequena no elemento de membrana, os deslocamentos no elemento inteiro são aproximados pelo deslocamento do plano médio, na forma:

$$\begin{Bmatrix} u \\ v \\ w \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} u_0(x, y) \\ v_0(x, y) \\ w_0(x, y) \end{Bmatrix} \quad (5.35)$$

O campo de tensões se torna:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{yz} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} u_{0,x} \\ v_{0,y} \\ f(\varepsilon_{xx}, \varepsilon_{yy}) \\ u_{0,y} + v_{0,x} \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (5.36)$$

A tensão da espessura não pode ser derivada das relações cinemáticas. Esse componente é derivado dos componentes de tensão do plano usando as relações constitutivas. No estado elástico o estado plano de tensão resulta em:

$$\varepsilon_{zz} = -\frac{\nu}{(1-\nu)}(\varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy}) \quad (5.37)$$

Onde ν é o coeficiente de Poisson

No estado plástico é válida a condição de incompressibilidade. Assim:

$$\varepsilon_{zz} = -\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy} \quad (5.38)$$

Nos cálculos elasto-plásticos a tensão na direção da espessura é calculada usando o componente elástico e o plástico da tensão.

5.5.2. Teoria de Kirchhoff

A teoria de Kirchhoff leva em conta a rigidez de dobramento. Pontos na normal em relação ao plano médio permanecem nessa normal após a deformação. Os deslocamentos de acordo com a teoria de Kirchhoff são expressos como:

$$\begin{Bmatrix} u \\ v \\ w \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} u_0(x, y) \\ v_0(x, y) \\ w_0(x, y) \end{Bmatrix} + z \begin{Bmatrix} \theta_y \\ -\theta_x \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (5.39)$$

Em que u_0 , v_0 e w_0 são os deslocamentos do plano médio e onde θ_x e θ_y são as rotações da normal sobre o eixo x e o eixo y, respectivamente. As deformações são dados por:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{yz} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} u_{0,x} \\ v_{0,y} \\ f(\varepsilon_{xx}, \varepsilon_{yy}) \\ u_{0,y} + v_{0,x} \\ w_{0,x} + \theta_y \\ w_{0,y} - \theta_x \end{Bmatrix} + z \begin{Bmatrix} \theta_{y,x} \\ -\theta_{x,y} \\ 0 \\ \theta_{y,y} - \theta_{x,x} \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (5.40)$$

A tensão da espessura é novamente derivada das equações constitutivas. A deformação de cisalhamento na direção normal da lâmina deve ser zero. Essa deformação de cisalhamento é definida como:

$$\begin{Bmatrix} \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} w_{0,x} + \theta_y \\ w_{0,y} - \theta_x \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (5.41)$$

As rotações θ_x e θ_y são unidas com a derivada do deslocamento w_0 ; ou seja:

$$\begin{aligned} w_{0,x} &= -\theta_y \\ w_{0,y} &= \theta_x \end{aligned} \quad (5.42)$$

5.5.3. A teoria de Mindlin

A teoria de Mindlin leva em conta a dureza de dobramento e a dureza de cisalhamento. Os pontos na normal ao plano médio permanecem em uma linha reta após a deformação, porém essa linha reta não permanece necessariamente normal ao plano médio. De acordo com a teoria de Mindlin, os deslocamentos e o campo de deformações são idênticos àqueles da teoria de Kirchhoff, equação (5.39) e equação (5.40) respectivamente. Resumindo, o campo de deformações para a teoria de deformação laminar pode ser separado em uma parte de membrana, uma de dobramento e uma de cisalhamento, representado por:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{yz} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} u_{0,x} \\ v_{0,y} \\ f(\varepsilon_{xx}, \varepsilon_{yy}) \\ u_{0,y} + v_{0,x} \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} + z \begin{Bmatrix} \theta_{y,x} \\ -\theta_{x,y} \\ 0 \\ \theta_{y,y} - \theta_{x,x} \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ w_{0,x} + \theta_y \\ w_{0,y} - \theta_x \end{Bmatrix} \quad (5.43)$$

Em notação reduzida tem-se:

$$\varepsilon = \eta + z\kappa + \gamma \quad (5.44)$$

Integrando as tensões obtêm-se as seguintes resultantes para as forças da membrana:

$$\begin{aligned} N_{xx} &= \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{xx} dz \\ N_{yy} &= \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{yy} dz \\ N_{xy} &= \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{xy} dz \end{aligned} \quad (5.45)$$

Para os momentos de dobramento obtêm-se:

$$\begin{aligned} M_{xx} &= \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} z \sigma_{xx} dz \\ M_{yy} &= \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} z \sigma_{yy} dz \\ M_{xy} &= \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} z \sigma_{xy} dz \end{aligned} \quad (5.46)$$

E para as forças transversais de cisalhamento:

$$S_x = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{xy} dz \quad (5.47)$$

$$S_y = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{yz} dz$$

As equações de equilíbrio da lâmina são expressas como:

$$N_{xx,x} + N_{xy,y} = 0 \quad (5.48)$$

$$N_{xy,x} + N_{yy,y} = 0$$

$$M_{xx,x} + M_{xy,y} - S_x = 0 \quad (5.49)$$

$$M_{xy,x} + M_{yy,y} - S_y = 0$$

$$S_{x,x} + S_{y,y} + q = 0 \quad (5.50)$$

Em que q denota a carga superficial transversal.

Com a tensão e os campos de deslocamento mencionados, as resultantes podem ser definidas com a ajuda das equações constitutivas. Para o caso linear elástico, as forças normais podem ser obtidas na forma da equação (5.45):

$$\begin{Bmatrix} N_{xx} \\ N_{yy} \\ N_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{Eh}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1-\nu \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = D_\eta \cdot \eta \quad (5.51)$$

Os momentos tomam a forma da equação (5.46):

$$\begin{Bmatrix} M_{xx} \\ M_{yy} \\ M_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1-\nu \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = D_\kappa \cdot \kappa \quad (5.52)$$

As forças de cisalhamento transversais tomam a forma da equação (5.47):

$$\begin{Bmatrix} S_x \\ S_y \end{Bmatrix} = kGh \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \gamma_{xz} \\ \gamma_{yz} \end{Bmatrix} = D_\gamma \cdot \gamma \quad (5.53)$$

Com:

- E : módulo de Young
- ν : coeficiente de Poisson
- G : módulo de cisalhamento

k : fator de correção de cisalhamento.

O fator de correção de cisalhamento vale para as tensões de cisalhamento nas faces exteriores da chapa igual a zero. O fator de correção do cisalhamento é tomado como $5/6$, o mesmo valor aplicado para problemas de plasticidade.

6. ENSAIO DE ARCAN E TEORIA ENVOLVIDA

6.1. *Mecânica da Fratura [53],[54]*

O conceito de mecânica da fratura foi introduzido por Griffith durante a Primeira Guerra Mundial, com o intuito de justificar, prevenir e prever a falha tanto em materiais frágeis como em materiais dúcteis.

Cálculos teóricos da época demonstravam que qualquer estrutura que possuísse uma trinca iria falhar, não importando o tamanho da trinca ou o carregamento aplicado. Segundo a teoria desenvolvida por Griffith, quando uma trinca é introduzida em uma placa de material elástico tensionada, deve existir um balanço entre o decréscimo na energia potencial (relacionado à liberação de energia elástica armazenada e ao trabalho realizado pelo movimento das forças externas) e o aumento na energia de superfície resultante da presença de uma trinca.

Dessa forma, uma trinca existente cresceria se a energia de superfície adicional necessária fosse fornecida pelo sistema. Essa energia de superfície provém do fato que existe uma configuração de não-equilíbrio dos átomos vizinhos mais próximos de qualquer superfície de um sólido.

Griffith chegou às seguintes equações para avaliar as tensões em uma placa infinita com uma trinca elíptica (eq. 6.1):

$$G = \frac{\pi \sigma^2 a}{E} \quad (6.1)$$

Em que E é o módulo de Young e G é a taxa de absorção de energia pela trinca. Quando se atinge a condição (eq.6.2):

$$G \geq \frac{\pi \sigma_f^2 a}{E} \quad (6.2)$$

A trinca começa a se propagar.

Baseado no trabalho de Griffith, Irwin propôs as seguintes relações para a

tenacidade à fratura do material (eq 6.3):

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \quad (6.3)$$

São consideradas as seguintes condições para estado plano de tensões (eq. 6.4):

$$K_C = \sqrt{EG_C} \quad (6.4)$$

Para estado plano de deformações (eq. 6.5):

$$K_C = \sqrt{\frac{EG_C}{1-\nu^2}} \quad (6.5)$$

A fratura ocorre sempre que K_I for maior ou igual a K_C .

Os campos de tensões circundando a ponta de uma trinca podem ser divididos em três modos principais de carregamento, que envolvem deslocamentos diferentes das superfícies da trinca. Os três modos de fratura podem ser vistos na Figura 6-1.

Figura 6-1 - Principais modos de carregamento envolvendo deslocamento da superfície da trinca adaptado de [53],[54]

Apesar de toda a teoria demonstrada, como o desenvolvimento da mecânica da fratura é relativamente recente, ainda existem algumas limitações da teoria e algumas áreas ainda são pouco exploradas. Entre as dificuldades que ainda não são totalmente resolvidas, mas possuem grande importância no estudo da engenharia, estão as falhas causadas por trincas sendo submetidas a carregamentos mistos (tensões normais e de cisalhamento – Modos I e II) e trincas submetidas a tensões de cisalhamento puro (Modo II)

Nos últimos anos foi dada especial atenção ao estudo de critérios de falha sob modo de cisalhamento puro. Inúmeros ensaios foram propostos com o objetivo de determinar valores de K_{IIC} e taxas de crescimento de trinca por fadiga sob o modo de carregamento II. Esses ensaios utilizam CDPs com diferentes configurações geométricas, de carregamentos e trincas e são projetados de forma a proporcionar tensões de cisalhamento puro (modo II) na ponta de uma ou duas trincas. Alguns desses ensaios são apud [55]:

1. CDP de cisalhamento proposto por Erdogan e Sih (1963) [56]
2. CDP de cisalhamento V proposto por Iosipescu (1967) [57]
3. CDP de cisalhamento proposto por Liu (1974) [58]
4. CDP tubo proposto por Shah (1974) [59]
5. CDP com trinca curvada internamente proposta por Hussain et al. (1974) [60]
6. CDP compacto de cisalhamento proposto por Chisholm e Jones (1977) [61]
7. CDP de cisalhamento de três pontos com trinca proposto por Barrett e Foschi (1977) [62]
8. CDP de cisalhamento compacto proposto por Kordisch e Sommer (1978) [63]
9. CDP em disco proposto por Awaji e Sato (1979) [64]
10. CDP de cisalhamento de quatro pontos proposto por Smith e Penney (1979) [65]
11. CDP de cisalhamento de três pontos proposto por Raju (1981) [66]
12. CDP de cisalhamento compacto com trinca proposto por Richard (1981) [67]
13. CDP de cisalhamento compacto com trinca proposto por Banks-Sills e Arcan (1982) [68]
14. CDP de modo misto em formato Y proposto por Royer (1984) [69]
15. CDP de teste de modo II NASA LeRC proposto por Buzzard, Gross e Srawley (1986) [70]

6.2. O Ensaio de Arcan

O ensaio de Arcan consiste em um dispositivo que possibilite obter uma carga combinada de tração e cisalhamento (modos I e II, respectivamente) utilizando uma máquina de ensaios de tração. Dessa forma é possível, por exemplo, caracterizar o comportamento não linear de materiais heterogêneos [71]. Ainda segundo o trabalho realizado em [71], no ensaio de Arcan, é possível caracterizar o comportamento do material e identificar parâmetros para modelos constitutivos; entretanto alguns parâmetros, como o coeficiente de Poisson, não podem ser identificados.

Esse dispositivo ainda permite ajustes em diferentes ângulos, fazendo com que o ensaio varie de cisalhamento puro 90° até o ensaio de tração puro 0° [71]-[85]. Na Figura 6-2 pode-se observar um dispositivo típico de ensaio de Arcan.

Inúmeros autores propuseram adaptações do modelo de Arcan original para avaliações de diferentes materiais. Liu [72] e Oliveira [83] propuseram um ferramental melhorado para ensaios com madeira, enquanto Yen [74] também propôs um ensaio de Arcan melhorado para avaliação de juntas.

Figura 6-2 - Exemplo de dispositivo de ensaio Arcan

No manual elaborado por [85] são colocadas algumas vantagens e desvantagens do ensaio de Arcan quando utilizado para avaliar juntas adesivas.

Outra utilização comum do ensaio de Arcan é a análise de deslocamento de abertura da trinca. Em [86] os autores utilizam uma simulação em MEF do ensaio de Arcan para avaliar trincas planas e oblíquas sob carregamento em modo I em ligas

AA2024-T3 e entender o porque da trinca plana carregada em modo I tender a crescer de forma oblíqua. Uma simulação similar é realizada em [87].

Em [71], Blanchard et al. provam que o ensaio de Arcan permite a caracterização do comportamento do material em junções “FSW” e a identificação de parâmetros de modelos constitutivos pode ser feita através do ensaio na configuração de tração pura. Na Figura 6-3 pode-se observar as curvas tensão x deformação do material base quando ensaiado pelo dispositivo de Arcan e quando ensaiado pelo ensaio de tração comum. Na figura, nota-se a correlação dos resultados até o momento em que ocorre a estricção do material.

Figura 6-3 - Comparação da curva tensão x deformação quando CDPs são submetidos ao ensaio de Arcan e ao ensaio de tração [71]

Ainda no mesmo trabalho, são apresentados os resultados de ensaios de Arcan para a situação de cisalhamento puro e tração pura, e demonstra-se que o material soldado por “FSW” chega a ser de 15 a 20% menos resistente do que o material base (Figura 6-4).

Figura 6-4 - Comparação dos resultados obtidos pelo ensaio de Arcan para o metal base e a solda “FSW” [71]

Entre as principais vantagens e desvantagens do ensaio de Arcan que podem ser enumeradas para a análise de chapas de alumínio estão:

Vantagens:

- Módulo e tensão de escoamento no cisalhamento.
- Baixo uso de material
- Adequado para uso em ensaios de fluência

Desvantagens

- Demanda extensômetros
- Estado de tensão de cisalhamento não uniforme
- Necessidade de ferramental específico para o ensaio
- Não adequado para uso em condições de carregamento cíclico
- Inexistência de padrões internacionais para o ensaio

6.3. Estudo Analítico do Ensaio

O corpo-de-prova em formato borboleta garante um campo de deformações homogêneo, que possui um máximo local exatamente sobre a região central. Conforme [88], existem duas formas de se montar o arranjo experimental na máquina de ensaios. (Figura 6-5)

Na condição tradicional, a garra Arcan pode rotacionar, pois ela está presa em somente um ponto com rotação livre sobre seu eixo. Na forma modificada proposta por [88], a garra perde o grau de liberdade de rotação, pois é presa em dois pontos distintos. Dessa forma, é criada uma nova reação perpendicular à força aplicada pela máquina de ensaio. Esse tipo de arranjo pode ser muito útil em chapas finas onde pode existir uma maior tendência a ocorrer alguma instabilidade durante o ensaio, fazendo com que ocorra torção durante o ensaio e prejudicando assim o resultado final.

Tendo em vista as reações no corpo-de-prova tem-se a situação descrita na Figura 6-6, (sendo que a força F_H só existe na configuração com o grau de liberdade de rotação restrito).

Dessa forma, as tensões normal e de cisalhamento na região crítica do corpo de prova podem ser calculadas na forma das equações 6.6 e 6.7, respectivamente:

$$\sigma_y = \frac{F_v}{A} \sin \alpha - \frac{F_H}{A} \cos \alpha \quad (6.6)$$

$$\tau_{xy} = \frac{F_v}{A} \cos \alpha + \frac{F_H}{A} \sin \alpha \quad (6.7)$$

Em que A é a área da seção transversal da seção em estudo e α é o ângulo formado entre a força aplicada pela garra e a direção da seção central de estudo. Deve-se ressaltar que a força F_H é zero para garras Arcan sem restrição de rotação.

Figura 6-5 - Configurações possíveis para o ensaio de Arcan [88]

Figura 6-6 – [a] Diagrama de forças resultantes no corpo-de-prova do ensaio Arcan
[b] Corte de uma metade do corpo-de-prova [88]

Considerando que as garras Arcan são rígidas o campo de deslocamentos no contorno do corpo de prova pode ser determinado como (equações. 6.8 e 6.9):

$$u_x = \frac{\tilde{u}_x}{2} + \frac{\tilde{u}_x}{H} y \quad (6.8)$$

$$u_y = \frac{\tilde{u}_y}{2} + \frac{\tilde{u}_y}{H} y \quad (6.9)$$

Em que H é a altura do corpo de prova. (Figura 6-7)

O perfil do carregamento proporcional é definido pelo ângulo de aplicação da força α (eq. 6.10):

$$\tan \alpha = \frac{\tilde{u}_y}{\tilde{u}_x} \quad (6.10)$$

Figura 6-7 - Condições de contorno para CDP em ensaio de Arcan [89]

Em seguida assumindo pequenas deformações, pode-se calcular a deformação na direção x local, ε_x , (eq. 6.11), a deformação na direção y local, ε_y , (eq. 6.12), e a distorção devido ao cisalhamento, γ_{xy} , (eq. 6.13):

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u_x}{\partial x} = 0 \quad (6.11)$$

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u_y}{\partial y} = \frac{\tilde{u}_y}{H} \quad (6.12)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u_x}{\partial y} + \frac{\partial u_y}{\partial x} = \frac{\tilde{u}_x}{H} \quad (6.13)$$

No caso de força horizontal nula, rotação das garras Arcan liberada, pode-se demonstrar que é satisfeita a seguinte condição [89] (eq. 6.14):

$$\tan \alpha = \frac{\varepsilon_y}{\gamma_{xy}} = \frac{\sigma_y}{\tau_{xy}} \quad (6.14)$$

Em [55] é feita uma análise da teoria envolvida no ensaio de Arcan aplicado em materiais compósitos, dando destaque à delaminação que ocorre nestes materiais.

7. MATERIAIS E MÉTODOS

7.1. Materiais

O material para o corpo-de-prova foi escolhido de forma que pudesse vir a suportar outros projetos de pesquisa, sendo o mesmo um material altamente utilizado e com aplicações práticas na indústria.

Dessa forma, escolheu-se o alumínio AA2024-T3 que é um material que apresenta inúmeras aplicações, não somente na indústria aeronáutica como em outros ramos.

Na Tabela 7-1 é possível observar a composição da liga AA2024 utilizada.

Tabela 7-1 - Propriedades da liga AA2024 utilizada (% em peso)

Cu	Mg	Si	Mn	Fe	Zn	Cr	Ti
3,8-4,9	1,2-1,8	0-0,5	0,3-0,9	0-0,5	0-0,25	0-0,1	0-0,15

As chapas utilizadas nos ensaios possuem uma espessura de 1,6 mm e o processo de soldagem “FSW”, foram proporcionados pela Embraer. Para a realização da solda foi utilizada uma máquina fresadora CNC de 5 eixos adaptada ao processo. (Figura 7-1).

A ferramenta de solda utilizada é feita de aço rápido M42 temperado e revenido com dureza 58-65 HRC. Na Figura 7-2 é possível observar a ferramenta utilizada no ensaio com o esquema de fixação posicionado para a realização do processo.

Figura 7-1 - Fresadora Vertical de 5 eixos adaptada ao processo de FSW [90]

Figura 7-2 - Realização da solda por “FSW” - adaptado de [90]

Os parâmetros utilizados no processo, como velocidade de rotação, avanço e forças aplicadas, entre outros são confidenciais à Embraer e podem ser vistos esquematicamente na Figura 7-3.

Figura 7-3 - Parâmetros utilizados no processo de solda FSW

- A = Avanço da ferramenta (mm/min)
- S = Rotação da ferramenta (RPM)
- e_{ef} = Penetração efetiva da ferramenta (mm)
- h_f = Comprimento do pino (mm)
- h_{ef} = Comprimento efetivo do pino (mm)
- E = Espessura da chapa (mm)
- ER = Espessura remanescente (mm)
- θ = Ângulo de inclinação da ferramenta (graus)
- α = Conicidade do pino (graus)
- R = Raio de arredondamento no ombro (mm)
- r = Raio de arredondamento no pino (mm)
- $\varnothing 0$ = Diâmetro do ombro da ferramenta (mm)
- $\varnothing 1$ = Diâmetro inicial do pino (mm)
- $\varnothing 2$ = Diâmetro final do pino (mm)

7.2. Ferramental

O ferramental projetado foi baseado em propostas anteriores, e na melhor maneira construtiva para o dispositivo [75],[76],[82],[84],[91],[92]. Além do dispositivo de ensaio, foram projetadas também as garras para adaptar o ferramental à máquina de ensaios de tração.

O ferramental principal é dividido em quatro peças, sendo duas superiores e duas inferiores, todas com um rebaixo central de 0,8 mm que permite o perfeito encaixe e fixação do corpo de prova. O material utilizado foi o aço ABNT1020.

Na Figura 7-4 é possível visualizar o esquema do ferramental com o CDP posicionado. O dispositivo real pode ser visto na Figura 7-5 enquanto que, na Figura 7-6 está o desenho esquemático do dispositivo com as dimensões selecionadas. Os desenhos de fabricação podem ser vistos nos anexos.

Figura 7-4 - Esquema do ferramental com o CDP posicionado

Na garra Arcan foram projetados 7 furos, de forma a permitir desde o ângulo de tração pura até o cisalhamento puro, passando por sete posições angulares possíveis com defasagem de 15° entre elas.

Na Figura 7-7 pode-se ver uma foto das garras Arcan fabricadas abertas.

Figura 7-7 - Garras Arcan fabricadas

No centro das garras foram feitos três furos para garantir a fixação do corpo-de-prova na garra.

As garras para fixação das garras Arcan na máquina de ensaios foram fabricadas com aço ABNT1020 e podem ser vistas na Figura 7-8. Na Figura 7-9 estão as garras reais fabricadas para o ensaio.

Figura 7-8 - Garra de fixação do dispositivo Arcan na máquina de tração (dimensões em mm)

Figura 7-9 - Garras fabricadas para a fixação das garras Arcan na máquina de ensaio de tração

O esquema completo do dispositivo, com o CDP, as garras Arcan e as garras de fixação, pode ser visto na Figura 7-10. Na Figura 7-11 está o dispositivo montado e na Figura 7-12, está o ferramental com o CDP e todos componentes utilizados.

Figura 7-10 - Desenho esquemático do dispositivo completo

Figura 7-11 - Dispositivo montado na configuração 60°

Figura 7-12 - Ferramental completo utilizado na realização dos ensaios

7.3. *Corpos de Prova*

O corpo de prova foi projetado em formato borboleta, sendo que o cordão de solda fica exatamente na linha central da chapa. O formato borboleta visa garantir um concentrador de tensão na região central da chapa para que a falha ocorra justamente na linha central onde está localizada a solda a ser avaliada.

Para a confecção do corpo-de-prova foram utilizadas chapas da liga AA2024-T3 com espessura de 1,6mm. Todas as chapas foram soldadas na Embraer e gentilmente cedidas para a realização dos ensaios.

O corte dos corpos-de-prova foi realizado em uma máquina de corte por jato d'água no Laboratório de Mecânica de Rochas do PMI/EPUSP. Esta máquina foi escolhida para o corte dos corpos-de-prova por evitar a formação de uma zona termicamente afetada pelo calor causada por outros processos como o corte a laser.

Na Figura 7-13 pode-se observar fotos de corpos-de-prova usinados para os

ensaios.

Os três furos realizados nos corpos-de-prova visam fixá-los na garra Arcan. Esses furos foram posicionados a uma distância mínima do cordão de solda para não influir no resultado dos ensaios.

Na Figura 7-14 é possível visualizar o corpo-de-prova projetado para os ensaios.

Figura 7-13 – Corpo-de-prova borboleta usinado para os ensaios

Figura 7-14 – Corpo-de-prova projetado para o ensaio (dimensões em mm)

7.4. Métodos

Para a realização dos ensaios de Arcan foi utilizado um equipamento EMIC DL5000 (Figura 7-15) com célula de carga de 50kN. A velocidade de carregamento utilizada foi de 2 mm/min, simulando uma condição quase-estática de carregamento.

Como resultado final, o equipamento forneceu gráficos tensão x deformação, força máxima F , tensão média de ruptura $\tau_{\text{média}}$, acompanhados de dados estatísticos como: média, mediana, desvio-padrão e coeficiente de variação de cada combinação.

Figura 7-15 - Equipamento EMIC DL5000 com célula de carga de 50kN – cortesia Henkel

No lugar das garras padrão do equipamento foi utilizada a garra Arcan projetada e construída para o ensaio.

Não foram utilizados extensômetros externos ao equipamento de teste, sendo o deslocamento medido pela própria máquina referente ao deslocamento do cabeçote.

Para o ensaio foram selecionados cinco ângulos a serem ensaiados: 0° (cisalhamento puro), 30° , 45° , 60° (esforços combinados) e 90° (tração pura). Para cada posição foram ensaiados cinco corpos-de-prova soldados por “FSW”. Além dos corpos-de-prova soldados por “FSW”, foram ensaiados mais dois corpos-de-prova sem a solda (somente o material base AA2024 T3) com os ângulos de 0° , 30° , 60° e 90° para fins comparativos.

Figura 7-16 - Ensaio realizado - (a) cisalhamento puro - (b) esforços combinados - (c) tração pura

Para buscar alguma correlação dos resultados obtidos com as propriedades da junta soldada foram ainda realizados ensaios visando a determinação da microdureza na região da solda e adjacências. Para os ensaios foi utilizado um microdurômetro Leitz Wetzlar modelo 8390 (Figura 7-17).

Figura 7-17- Microdurômetro utilizado na determinação da dureza por indentação da solda FSW ensaiada

8. RESULTADOS E DISCUSSÕES

8.1. Ensaio de Arcan

Após a realização dos ensaios foram obtidos dados com a tensão de ruptura e a força de ruptura em relação ao deslocamento das garras da máquina. Os resultados foram todos tabelados e são apresentados a seguir.

Na Tabela 8-1 pode-se observar os resultados para o caso de cisalhamento puro (0°) A tensão média de ruptura ficou em torno de 325 MPa com um desvio-padrão baixo, o que indica boa correlação dos dados.

Comparando-se a média da tensão de ruptura do corpo-de-prova com o cordão de solda FSW com o corpo de prova do material de base, Tabela 8-2, pode-se notar que a força de ruptura é ligeiramente diferente, sendo esta maior para o corpo de prova de material base AA2024 T3.

Tabela 8-1 – Resultados - condição 0° c/ solda “FSW”

nº CDP	Tensão de Ruptura (MPa)	Força de Ruptura (N)
1	331	12390
2	320	11980
3	320	11970
4	318	11910
5	338	12640
Média	325	12180
Desvio Padrão	8,6	320
Variação %	2,7	2,7

Tabela 8-2 - Resultados - condição 0° Material base AA2024 T3

nº CDP	Tensão de Ruptura (MPa)	Força de Ruptura (N)
1	329,1	12320
2	325	12170
Média	327	12240
Desvio Padrão	2,9	110
Variação %	0,9	0,9

O ângulo seguinte ensaiado foi o de 30°. O aumento de força de ruptura já é

significativo. Os resultados podem ser observados na Tabela 8-3.

Comparando-se os resultados obtidos para o corpo-de-prova com o cordão de solda “FSW” com o corpo-de-prova de material base (Tabela 8-4), percebe-se novamente pequena diferença entre as forças necessárias para que ocorra o rompimento do corpo de prova.

Tabela 8-3 - Resultados - condição 30° c/ solda “FSW”

nº CDP	Tensão de Ruptura (MPa)	Força de Ruptura (N)
1	353,3	13230
2	345,7	12940
3	351,9	13180
4	355,6	13310
5	351,3	13150
Média	351,6	13160
Desvio Padrão	3,7	140
Variação %	1	1

Tabela 8-4 - Resultados - condição 30° Material base AA2024 T3

nº CDP	Tensão de Ruptura (MPa)	Força de Ruptura (N)
1	354,5	13270
2	357,8	13400
Média	356,1	13330
Desvio Padrão	2,3	90
Variação %	0,7	0,7

Para a condição de 45° foi ensaiado somente o corpo-de-prova com o cordão de solda “FSW”, uma vez que este é o objeto de estudo deste trabalho e pretendia-se afinar melhor a curva final com o limite de tensão para os modos de carregamento combinados. Os resultados podem ser vistos na Tabela 8-5.

Tabela 8-5 - Resultados - condição 45° c/ solda “FSW”

nº CDP	Tensão de Ruptura (MPa)	Força de Ruptura (N)
1	388,3	14640
2	380,2	14240
3	370,3	13860
4	386,6	14470
5	380,1	14230
Média	381,1	14270
Desvio Padrão	7,1	270
Variação %	1,9	1,9

O ângulo seguinte ensaiado foi o de 60°. Pode-se novamente notar um aumento significativo na força necessária para o rompimento do corpo-de-prova (Tabela 8-6).

Comparando-se esses resultados com os obtidos para o caso de corpo de prova sem o cordão de solda “FSW” percebe-se que o material base obteve uma resistência significativamente maior para este ângulo de carregamento (da ordem de 10%) (Tabela 8-7).

Tabela 8-6 - Resultados - condição 60° c/ solda “FSW”

nº CDP	Tensão de Ruptura (MPa)	Força de Ruptura (N)
1	408,3	15290
2	417	15610
3	431,5	16160
4	443,1	16590
5	423,4	15850
Média	424,7	15900
Desvio Padrão	13,4	500
Variação %	3,2	3,2

Tabela 8-7 - Resultados - condição 60° Material base AA2024 T3

nº CDP	Tensão de Ruptura (MPa)	Força de Ruptura (N)
1	446	16700
2	449,5	16830
Média	447,7	16760
Desvio Padrão	2,5	90
Variação %	0,6	0,6

O último ângulo ensaiado foi o de 90°, que corresponde ao ensaio de tração puro. Os resultados obtidos comprovam que a resistência a tração é realmente maior do que os casos de esforços combinados (Tabela 8-8).

Comparando-se os resultados do corpo-de-prova com o cordão de solda “FSW” com os resultados obtidos para o material base, (Tabela 8-9), pode-se notar que os resultados foram similares, não havendo diferença na tensão de ruptura para esse caso.

Tabela 8-8 - Resultados - condição 90° c/ solda “FSW”

nº CDP	Tensão de Ruptura (MPa)	Força de Ruptura (N)
1	531,7	19910
2	531,9	19920
3	527,7	19760
4	520,3	19480
5	544,4	20380
Média	531,2	19890
Desvio Padrão	8,7	330
Variação %	1,7	1,7

Tabela 8-9 - Resultados - condição 90° Material base AA2024 T3

nº CDP	Tensão de Ruptura (MPa)	Força de Ruptura (N)
1	543,4	20350
2	512,3	19180
Média	527,9	19760
Desvio Padrão	22	820
Variação %	4,2	4,2

Juntando-se os dados obtidos nos diferentes ensaios pode-se traçar um gráfico com a linha que define as tensões máximas de tração e cisalhamento combinadas que levam à ruptura do material (Figura 8-1)

Visando obter uma melhor análise dos resultados foi feita uma análise estatística para corrigir o valor do desvio-padrão, uma vez que a quantidade de amostras é relativamente pequena. Para tanto, foi utilizada a distribuição t de Student.

Figura 8-1 - Gráfico comparativo entre os resultados obtidos com o material base AA 2024 T3 e com o material soldado por “FSW”

A distribuição t de Student diz que (eq. 8.1):

$$t = \frac{\bar{x} - \mu}{S_n / \sqrt{n}} \quad (8.1)$$

Em que:

$\bar{x}$ = amostra

μ = média hipotética

S_n = desvio padrão

n = tamanho da amostra

Para a análise foi utilizado um intervalo de 85% de confiabilidade.

Para os ensaios com o cordão de solda, onde foram realizados cinco ensaios, o número de graus de liberdade é 4, já para os ensaios do material base o número de

graus de liberdade é 1. Assim pela tabela t de Student pode-se obter os intervalos dentro dos quais a distribuição se encaixa (Tabela 8-10).

Tabela 8-10 - Tabela t de student

v	75%	80%	85%	90%	95%	97.5%	99%	99.5%
1	1.000	1.376	1.963	3.078	6.314	12.71	31.82	63.66
2	0.816	1.061	1.386	1.886	2.920	4.303	6.965	9.925
3	0.765	0.978	1.250	1.638	2.353	3.182	4.541	5.841
4	0.741	0.941	1.190	1.533	2.132	2.776	3.747	4.604
5	0.727	0.920	1.156	1.476	2.015	2.571	3.365	4.032

Para se encontrar os limites dentro dos quais cada média obtida nos ensaios se encaixa foi utilizada a equação (8.2):

$$\bar{x} \pm A \frac{S_n}{\sqrt{n}} \quad (8.2)$$

Assim obtiveram-se os seguintes resultados (Tabela 8-1 e Tabela 8-2), plotados no gráfico da Figura 8-2:

Tabela 8-11 - Resultados obtidos para as diferentes configurações (CDP c/ solda “FSW”) com o limites calculados pela distribuição de t de Student

Condição	Força de Cisalhamento (kN)	Limites (t de student)	Força Normal (kN)	Limites (t de student)
0°	12,18	0,17	0,00	0,00
30°	11,40	0,06	6,58	0,04
45°	10,09	0,10	10,09	0,10
60°	7,95	0,13	13,77	0,23
90°	0,00	0,00	19,89	0,18

Tabela 8-12 - Resultados obtidos para as diferentes configurações (CDP de material base AA2024) com o limites calculados pela distribuição de t de Student

Condição	Força de Cisalhamento (kN)	Limites (t de student)	Força Normal (kN)	Limites (t de student)
0°	12,24	0,15	0,00	0,00
30°	11,54	0,11	6,67	0,06
60°	8,38	0,06	14,51	0,11
90°	0,00	0,00	19,76	1,14

Figura 8-2 - Gráfico comparativo entre os resultados obtidos com o material base AA 2024 T3 e com o material soldado por “FSW” considerando os limites calculados pela distribuição de t de Student

Pode-se notar que as forças máximas para o material sem o cordão de solda “FSW” são ligeiramente maiores do que as mesmas forças obtidas para o material soldado por “FSW”.

Essa tendência torna-se mais perceptível para os casos de esforços combinados de tração e cisalhamento, sendo imperceptível para o caso de tração pura.

Em relação ao padrão encontrado nas amostras ensaiadas, fica claro o ponto onde ocorre o rompimento das amostras, pois este seguiu um padrão, rompendo em praticamente todos os CDPs ensaiados no ponto de transição entre a solda e o material base. O perfil também é quase sempre o mesmo e faz um ângulo de 45° em relação ao plano da chapa.

No caso do ensaio de cisalhamento puro, 0° , o CDP demonstrou certa instabilidade no momento de ruptura, possuindo uma tendência a dobrar, adicionando assim uma imprecisão maior nos resultados. Tal fato deve-se à espessura do CDP ser muito

baixa (1,6mm). Entretanto, para efeito comparativo com o material base, o resultado permanece válido.

8.2. *Análise de Dureza por Microindentação*

O resultado obtido nas análises de dureza por microindentação pode ser visto na Figura 8-3.

Figura 8-3 - Análise de dureza por microindentação da região da solda “FSW”

Os valores mais baixos de dureza foram encontrados nas regiões correspondentes aos pontos de alta temperatura durante o processo, a zona afetada pelo calor e a zona termomecanicamente afetada. Esse fato pode ocorrer devido à dissolução do precipitado após o aquecimento e resfriamento da amostra no processo de “FSW”.

O envelhecimento natural da amostra leva essas regiões a endurecerem um pouco; entretanto, esses pontos permanecem sendo os pontos de menor dureza.

Na região do “nugget” também ocorre a dissolução de precipitados durante a soldagem; entretanto, o fato da dureza ser maior nessa zona do que na ZTMA e na ZAC pode indicar que a precipitação é mais rápida na região do “nugget”

Além do ensaio com o material não ensaiado foram também realizados ensaios de dureza por microindentação com os CDPs ensaiados (Figura 8-4). Nesse caso utilizou-se um corpo de prova não ensaiado (definido como normal), um corpo de prova ensaiado sob cisalhamento puro e um corpo de prova ensaiado sob tração pura.

No resultado dessa medição de dureza por microindentação com os CDPs ensaiados é notável o fato de que o CDP ensaiado sob cisalhamento puro possui uma microdureza relativamente mais alta do que o CDP ensaiado sob tração ou mesmo o CDP não ensaiado, que possuem perfil de dureza similar entre si. Tal fato pode caracterizar uma maior precipitação da zona de Guinier Preston e da fase θ

Figura 8-4 - Ensaio de dureza por microindentação com os CDPs ensaiados

8.3. Análise pelo Método de Elementos Finitos (MEF)

Visando realizar uma comparação dos resultados obtidos experimentalmente com resultados teóricos, foram realizadas simulações através do método dos elementos finitos. Para a realização das simulações foi utilizado o software comercial Ansys.

O software Ansys é um software que permite desde análises simples, lineares e estáticas até análises complexas com características não lineares e dinâmica transiente [93].

O estudo de elementos finitos pode ser dividido em quatro etapas:

1. Construção do Modelo
2. Aplicação de Forças e Condições de Contorno
3. Cálculo da Solução
4. Revisão dos Resultados

Uma das tarefas mais difíceis de um estudo por elementos finitos é a construção do modelo. Nessa fase utiliza-se o pré-processador e aqui são definidos aspectos como a geometria, os tipos de elemento e as propriedades dos materiais.

A geometria do corpo de prova a ser ensaiado foi retirada diretamente do modelo CAD gerado para sua fabricação. Para tanto utilizou-se a ferramenta de importação de geometrias CAD do Software Ansys.

O modelo de elemento utilizado foi o elemento de membrana Shell 43, que é um modelo com seis graus de liberdade, sendo três de translação e três de rotação. O elemento possui possibilidade de assumir características de plasticidade, fluência, endurecimento por tensão, grandes deflexões e grandes deformações.

O material foi simulado como sendo isotrópico com um modelo bilinear. Foram adicionadas ao modelo as seguintes propriedades:

- Coeficiente de Poisson = 0,33
- Módulo de elasticidade = 73,1 GPa

- Tensão de escoamento = 310 MPa
- Módulo tangente = 787 MPa

A malha foi desenhada com 1067 elementos, de forma a deixar a parte central onde ocorreria a ruptura, com uma malha mais refinada do que no restante do modelo. Na Figura 8-5 pode-se observar o modelo em MEF com a malha modelada em Ansys. Nota-se que foi dada maior importância à região central do CDP, que coincide com a região da solda FSW.

Figura 8-5 - Modelo em MEF com o elementos e nós modelados

Com o modelo pronto partiu-se para a aplicação dos carregamentos e condições de contorno.

Visando uma melhor adequação da simulação com o ensaio, foi aplicada uma restrição a todos os graus de liberdade dos furos inferiores do CDP. Nos furos superiores foi aplicado um carregamento de deslocamento com velocidade constante de 2 mm/min, simulando a máquina de ensaio de tração utilizada no ensaio. Para simular os diferentes ângulos da garra Arcan, foram feitas diversas simulações e, em cada uma delas, o ângulo de aplicação representou um dos ângulos ensaiados.

Foram feitas simulações visando checar qual a melhor correlação com o ensaio

realizado. Nas simulações foi modelado somente o CDP sem as garras Arcan.

Para o cálculo da solução foi utilizada uma análise do tipo estática com pequenos deslocamentos e foi aplicado um incremento de tempo de 0,1 para cada impressão de resultados.

Uma vez que a solução foi calculada, o pós processador do próprio Ansys foi utilizado para visualização dos resultados. Para comparar o ponto onde ocorre a ruptura durante o ensaio com o ponto calculado pelo MEF para a maior tensão foi plotada a tensão de von Mises no corpo-de-prova. A escala foi ajustada de tal forma que sempre a tensão atingisse a tonalidade de cor vermelha o material haveria atingido a tensão de ruptura.

Entre a Figura 8-6 e a Figura 8-10 pode-se observar a distribuição de tensões no momento de ruptura para as diferentes condições de carregamento.

Figura 8-6 - Distribuição de tensões no momento de ruptura (0°)

Figura 8-7 - Distribuição de tensões no momento de ruptura (30°)

Figura 8-8 - Distribuição de tensões no momento de ruptura (45°)

Figura 8-9 - Distribuição de tensões no momento de ruptura (60º)

Figura 8-10 - Distribuição de tensões no momento de ruptura (90º)

Dos resultados obtidos observa-se uma grande correlação entre o modelo em MEF e o ensaio realizado quanto ao ponto de concentração de tensão, onde existe a maior probabilidade de ocorrer a ruptura do corpo-de-prova.

É ainda possível notar que existe uma anti-simetria entre os pontos de maior concentração de tensão em ambos os lados do CDP, o que também está de acordo com os resultados do ensaio, uma vez que a ruptura ocorreu sempre em pontos opostos, podendo ocorrer tanto na parte inferior como na superior do lado oposto do CDP.

8.4. Análise Metalográfica

Para os ensaios metalográficos deste trabalho os corpos de prova passaram pela preparação padrão com lixamento na seqüência de lixas de granulometrias 100, 220, 400, 600, 1200 e polidas com alumina em granulometria de 0,3 μm . Em seguida, foi utilizado o reagente Keller (2ml HF, 3ml HCl, 5ml HNO₃, 190ml H₂O) para preparação dos corpos de prova.

Na Figura 8-11 é possível visualizar uma montagem com as fotos realizadas, remontando a liga AA2024 soldada pelo processo de fricção-mistura. Entre a Figura 8-12 e a Figura 8-22 pode-se observar diferentes fotografias obtidas na análise da solda “FSW” utilizada na realização dos ensaios Arcan com variação no aumento microscópico utilizado (sempre utilizando o ataque tipo Keller).

Figura 8-11 - Seqüência de fotos com aumento de 50X remontando a liga com a junção “FSW” – ataque Keller

Figura 8-12 - Imagem do cordão com ampliação de 200X – ataque Keller

Figura 8-13 - Imagem do cordão com ampliação de 500X – ataque Keller

Figura 8-14 - Imagem do material base com ampliação de 200X – ataque Keller

Figura 8-15 - Imagem do material base com ampliação de 500X – ataque Keller

Figura 8-16 – Sequência de fotos com aumento de 50X (foto 1 – Material base em destaque) ataque Keller

Figura 8-17 - Sequência de fotos com aumento de 50X (foto 2 – interface “FSW” x material base) – ataque Keller

Figura 8-18 - Seqüência de fotos com aumento de 50X (foto 3 - interface “FSW” x material base) – ataque Keller

Figura 8-19 - Seqüência de fotos com aumento de 50X (foto 4 – solda “FSW” em destaque) – ataque Keller

Figura 8-20 - Sequência de fotos com aumento de 50X (foto 5 - interface “FSW” x material base) – ataque Keller

Figura 8-21 - Sequência de fotos com aumento de 50X (foto 6 – interface “FSW” x material base) – ataque Keller

Figura 8-22 - Sequência de fotos com aumento de 50X (foto 7 – material base em destaque) – ataque Keller

Das imagens obtidas fica clara a diferença entre o lado de avanço da ferramenta, onde a interface entre o material base e a zona termicamente afetada do cordão da solda é bem definida, e o lado de retrocesso da mesma, onde não existe uma interface tão clara entre essas regiões, havendo uma dispersão maior dos grãos.

Outro ponto notável é a hipótese da existência de precipitados de fase θ , que poderiam ser identificados nos pontos pretos das imagens com ampliação de 200x e 500x. A validação desta hipótese depende da análise por MEV das amostras.

Além disso, percebe-se ainda que a estrutura de grãos na região termicamente afetada é mais refinada, com tamanho de grão inferior ao restante da amostra.

9. CONCLUSÕES

O trabalho realizado serviu como uma primeira base de dados para o estudo dessa nova tecnologia de junção que é a solda por fricção-mistura (“FSW”).

O ferramental produzido demonstrou-se apto para a avaliação de junções de materiais sob solicitações mistas (cisalhamento e tração). Assim como o ferramental, o modelo de ensaio de Arcan comprovou ser útil para esse tipo de estudo. Uma pequena alteração poderia ser realizada no CDP, que seria a redução do raio de curvatura do centro da amostra, visando garantir que a maior tensão ocorra mais centralmente na região da solda “FSW”.

Em relação aos resultados obtidos do ensaio, conclui-se que a liga soldada por “FSW” possui uma resistência menor do que o material base. Essa característica fica mais evidente no ângulo de 60° (em torno de 10 a 12%). Este resultado é concordante com o resultado obtido na bibliografia em [71]. Para o ângulo de 60° esse fato pode estar relacionado ao ângulo formado pelos anéis (“onion rings”) oriundos do processo de “FSW”, uma vez que o ângulo de 60° pode coincidir com o ângulo desses anéis.

Nos ensaios metalográficos ficaram bem visíveis as diferentes zonas da solda “FSW”, desde o material base até o “nugget”. A zona de mistura aparece como a zona com uma estrutura de grãos mais refinada. Outro ponto a se notar é que o lado do avanço da ferramenta possui uma interface mais bem definida entre o material base e a região da solda do que o lado do retrocesso (ou lado do reaquecimento) onde a interface é mais esparsa.

Outro fator comprovado na realização do trabalho foi o amolecimento que ocorre em determinados pontos da solda. A dureza cai abruptamente na interface da solda, em seguida apresenta um acréscimo na zona termicamente afetado, voltando a cair na região do “nugget”. Este comportamento foi também identificado na maioria dos ensaios realizado por autores da bibliografia utilizada, demonstrando correlação do resultado aqui obtido com a realidade.

Outro resultado que chama a atenção é o obtido pelo ensaio de dureza por microindentação das amostras ensaiadas, onde a amostra ensaiada a um ângulo de 90° possui uma microdureza ligeiramente mais alta do que amostras ensaiadas no ensaio de tração pura, fato este que pode indicar uma maior precipitação de fases GP - θ .

O modelo de elementos finitos simulado apresentou boa correlação com os ensaios realizados, e apontou corretamente o ponto onde a concentração de tensão é maior, ponto este onde ocorre a ruptura do material.

10. TRABALHOS FUTUROS

Por se tratar de uma tecnologia recente, a solda pelo processo de fricção-mistura (“FSW”) abre portas para inúmeros estudos de caracterização e entendimento desse tipo de junção.

Estudos futuros incluem, por exemplo, uma campanha de ensaios Arcan extensiva e com a variação de parâmetros da solda, como velocidade do avanço da ferramenta que produz a junção, tipo de ferramenta utilizada e velocidade de rotação da ferramenta.

O estudo do comportamento de tensões residuais, através da utilização de equipamentos de difração de raios X, é um tópico que também possui grande interesse pela indústria aeronáutica.

Outras ligas de alumínio também devem ser ensaiadas, assim como outros materiais como o cobre e o aço. Junções de ligas diferentes também constituem um novo objeto de estudo.

Em se tratando de elementos finitos, estudos futuros podem caminhar para uma discretização da região da solda “FSW” e para que possa haver, além da avaliação do ponto de falha do material, uma comparação de dados obtidos numericamente para o ensaio de Arcan de junções por fricção-mistura com os dados obtidos neste trabalho

Na questão econômica pode-se avaliar se existe vantagem financeira na aplicação do “FSW” em substituição aos rebites comumente usados na indústria aeronáutica, levando-se em conta a resistência de ambos.

11. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] Rosato Jr., A.; **“Estrutura Integral por Soldagem por Atrito “Friction Stir Welding – FSW” – Requisitos Básicos Para o Projeto Estrutural”**; Tese de Mestrado; ITA – São José dos Campos. 2003
- [2] Pereira, L. E., **“Propagação de Trinca por Fadiga em Uma Liga de Alumínio 2024-T3 soldada por fricção-mistura (FSW): O Papel das Tensões Residuais”**, Tese de Doutorado, EESC – USP São Carlos. 2005
- [3] Xavier, A. C.; **“Considerações para Análise de Juntas Aeronáuticas Unidas Mecanicamente”**; Dissertação de Mestrado Profissional; ITA - São José dos Campos. 2006
- [4] Horn, H.; **“Neue Entwicklungen bei Reibschweisverfahren”** Institut für Werkstoffkunde und Schweisstechnik FH Hamburg – Jahrbuch Schweisstechnik. 2002
- [5] Soki, C. A.; **“Study of Contact Tolerance for Aluminum Sheets A2024-T3 Welded by Friction Stir Welding”**; Tese de Mestrado; ITA – São José dos Campos. 2005
- [6] Rice, R.; Jackson J.; Bakuckas J.; Thompson S.; **“Metallic Materials Properties Development and Standardization (MMPDS)”** Scientific Report - U.S. Department of Transportation, Federal Aviation Administration (FAA). 2002
- [7] Macherauch, E.; **“Praktikum in Werkstoffkunde”**; Braunschweig/Wiesbaden: Vieweg-Verlag. 1992
- [8] Medraj, M.; Notas de Aula – Mech. Eng. Dept – Concórdia University – MECH 321
- [9] The Welding Institute - TWI website **“www.twi.co.uk”** acessado em 13/12/2007
- [10] Kallee, S.W.; **“Invention, Implementation and Industrialisation of Friction Stir Welding”**, 2nd EuroStir Workshop. 2002

- [11] Threadgill, P.L., **“A Review of Friction Stir Welding: Part 2 – Selection of Tool Material”**, TWI Internal Report. Feb 2003
- [12] Kallee, S.W.; Nicholas, E.D., **“Causing a Stir in the Future”**, Welding and Joining Journal, February. 1998
- [13] Boeing website **“<http://www.boeing.com/defense-space/space/delta/>”** acessado em 12/12/2007.
- [14] Cao, G.; Kou, S., **“Friction Stir Welding of 2219 Aluminum: Behaviour of θ (Al₂Cu) particles”**, Welding Journal 84. pp. 1s-8s. 2005
- [15] Nicholas, E. D.; Kallee S. W.; **“Friction Stir Welding – A Decade On”**; IIW Asian Pacific International Congress. Sydney 2000
- [16] Laye, J. ; Goussain, J. C., **“Soudage FSW et applications industrielles”**, Institut de Soudure. Le Bourget 2007
- [17] Threadgill, P.L.; Nunn, M.E, **“A Review of Friction Stir Welding: Part 1 – Process Overview”**, TWI Internal Report. Feb 2003
- [18] Hiller, D.; Ferreira M.; **“Adaptação de Uma Máquina Fresadora Vertical para Soldagem FSW – “Friction Stir Welding” de ligas de Alumínio”** III Cobef –Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, 2005, Joinville. Anais do III COBEF. Joinville: ABCM. 2005
- [19] Lienert, T. J. et al.; **“Friction Stir Welding Studies on Mild Steel”**, Supplement to The Welding Journal. Jan 2003
- [20] Tawar, R.; **“Friction Stir Welding of Airframe Structures”**; TWI Aerospace Industry Panel. 2004
- [21] Thomas, W. M.; **““Friction stir butt welding”. International Patent Application PCT/GB92”**, Patent Application GB9125978.8. Dez 1991
- [22] Reynolds, A. P.; Lockwood, W. D.; Seidel, T. U.; **“Processing-Property Correlation in Friction Stir Welds”**; Materials Science Forum, Vols. 331-337; 1719-1724. 2000
- [23] Genicolo, M. A. C., **“Estudo de viabilidade para implementação de uniões soldadas pelo método friction stir welding em estruturas aeronáuticas”** Dissertação de Mestrado – Programa de pós-graduação em Engenharia

- Mecânica, PPGEM - EPUSP - São Paulo. 2007
- [24] Threadgill, P. L., **“FSW in Aluminium Alloys - Preliminary Microstructural Assessment”**, TWI Bulletin. 1999
 - [25] Jata, K. V.; **“Friction Stir Welding of High Strength Aluminum Alloys”**; Materials Science Forum, Vols. 331-337. pp. 1701-1712. 2000
 - [26] Norman, A. F., Brough I., Prangnell P.B.; **“High Resolution EBSD Analysis of the Grain Structure in an AA2024 Friction Stir Weld”**; Materials Science Forum, Vols. 331-337. pp. 1713-1718. 2000
 - [27] Lockwood, W., Tomaz B., Reynolds A.; **“Mechanical response of friction stir welded AA2024: experiment and modeling”** Materials Science and Engineering A323. pp. 348–353. 2002
 - [28] Ericson, M., **“Fatigue Strength of Friction Stir Welded Joints in Aluminium”**, Tese de Doutorado, Royal Institute of Technology, Holanda 2005
 - [29] Sutton, M. A.; Reynolds, A. P.; Yan, J.; Yang, B; Yuan, N., **“Microstructure and mixed mode I/II fracture of AA2524-T351 base material and friction stir welds”**; Eng. Fracture Mechanics 73. pp. 391-407. 2006
 - [30] Bradley, J. R.; James, M. N.; **“Weld Geometry and Microstructure of Metal Inert Gas and Friction Stir Welds in Aluminium Alloy 5383-H321”**, – TWI Report. Out 2000
 - [31] Squillace, A.; De Fenzo, A.; Giorleo, G.; Bellucci, F.; **“A comparison between FSW and TIG welding techniques: modifications of microstructure and pitting corrosion resistance in AA 2024-T3 butt joints”**, Journal of Materials Processing Technology 152. pp. 97–105. 2004
 - [32] Sutton, M.; Yang, B.; Reynolds, A.; Taylor, R.; **“Microstructural studies of friction stir welds in 2024-T3 aluminum”** Materials Science and Engineering A323. pp. 160–166. 2002
 - [33] Genevois, C.; Deschamps, A.; Denquin, A.; Doisneau-cottignies, B.; **“Quantitative investigation of precipitation and mechanical behaviour for AA2024 friction stir welds”** Acta Materialia 53. pp. 2447-2458. 2005

- [34] Flores, O.; Kennedy, C.; Murr, L.; Brown, D.; Pappu, S.; Nowak, B.; McClure, J.; **“Microstrutural Issues in a Friction-Stir-Welded Aluminum Alloy”** Scripta Materialia Vol. 38, No. 5. pp. 703-708. 1998
- [35] Hu, W.; Meletis, E.; **“Corrosion and Environment-Assisted Cracking Behaviour of Friction Stir Welded Al 2219 Alloys”**, Materials Science Fórum, Vols. 331-337. pp. 1683-1688. 2000
- [36] Lee, C.; **“Corrosion testing of aluminium alloy friction stir welds – literature review”**, Relatório de Pesquisa TWI – The Welding Institute. 2003
- [37] Hu, W.; Meletis, E.; **“Corrosion and Environment-Assisted Behavior of Friction Stir Welded Al 2195 and Al 2219 Alloys”**, Materials Science Forum Vols. 331-337. pp. 1683-1688. 2000
- [38] Lee, C.-M.; Lee, B.; Goodfellow, C.; **“Pitting corrosion of friction stir welds in 7050-T7451 aluminium alloy”** Relatório de Pesquisa TWI – The Welding Institute. 2006
- [39] Cavaliere, P.; Campanile, G.; Panella, F.; Squillace, A.; **“Effect of welding parameters on mechanical and microstructural properties of AA6056 joints produced by Friction Stir Welding”**; Journal of Materials Processing Technology, 180. pp. 263-270. 2006
- [40] Cavaliere, P.; Squillace, A.; **“High temperature deformation of friction stir processed 7075 aluminium alloy”**; Materials Characterization, 55. pp. 136-142. 2005
- [41] Zhang, H.; Zhang, Z.; Chen, J.; **“3D modeling of material flow in friction stir welding under different process parameters”** Journal of Materials Processing Technology 183. pp. 62–70. 2007
- [42] 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, 186. pp. 291-297. 2007
- [43] Sutton, M. A.; Reynolds, A. P.; Yang, B.; Taylor, R.; **“Mixed mode I/II fracture of 2024-T3 friction stir welds”**; Eng. Fracture Mechanics 73. pp. 2215-2234. 2003
- [44] Adamowski, J.; Szkodo, M.; **“Friction Stir Welds (FSW) of Aluminum alloy**

- AW6082-T6**"; Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, Vol. 20 Issues 1-2. 2007
- [45] Threadgill, P. L., "**Friction Stir Welding - The State of the Art**", TWI Internal Report. 678. Documento particular. Mai 1999
- [46] Khaled, T.; "**An Outsider Looks at Friction Stir Welding**" Federal Aviation Administration – Report ANM-112N-05-06 - FAA – USA. Jul 2005
- [47] Abrantes, J. P.; "**Simulação Numérica via Elementos Finitos da Conformação de Chapas Metálicas por Pressão Hidrostática (Bulge Test)**", Dissertação de Mestrado – Programa de pós-graduação em Engenharia Mecânica, PPGEM - EPUSP - São Paulo. 2003
- [48] Abrantes, J. P.; Cerveira, R. L. L. P.; Batalha, G. F., "**3D FEM Simulation of Sheet Metal Hydrostatic Bulging for IF Steel Sheet Metal Forming**" IDDRG Conference. ISBN 972-8953-06-2. pp. 169-176. 2006
- [49] Kalpakjian, S.; Schmid, S.; "**Manufacturing Engineering and Technology**", 4^a Ed., Prentice Hall, EUA. 2001.
- [50] Hill, R. "**The mathematical Theory of Plasticity**", Oxford University Press. ISBN 0 19 850367 9. 1950.
- [51] Johnson, W.; Mellor, P. B., "**Engineering Plasticity**", Van Nostrand, Princeton-NJ. 1973.
- [52] Chenot, J. L.; Bay, F.; "**An overview of numerical modeling techniques**", J. Material Processing Technology, 80-81, pp. 8-15. 1998
- [53] Fortes, C.; "**Mecânica da Fratura**" – Apostila ESAB. www.esab.com.br/br/por/Instrucao/biblioteca/upload/ApostilaMecanicaFratura.pdf - acesso em 20/03/2008. 2003
- [54] Strohaecker, T.; "**Mecânica da Fratura**" – Apostila UFRGS – Escola de Engenharia. www.lamef.demet.ufrgs.br/mecfrat.pdf - acesso em 20/03/2008
- [55] Yuan, W.; Lai, M.; Lee, K.; "**Evaluation of K_{II} test specimens using J-integral**" Finite Elements in Analysis and Design 18. pp. 211-224. 2004
- [56] Erdogan, F.; Sih, G.C.; "**On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear**"; J. Basic Eng. ASME Trans., 85, pp. 519-

527. 1963

- [57] Iosipescu, N.; **“New accurate procedure for single shear testing of metals”**, J. Mater. 2(3). pp. 537 566. 1967
- [58] Liu, A. F.; **“Fracture growth and failure of aluminium plate under in-plane shear”**, AIAA. pp. 73-253. 1973
- [59] Shah, R. C.; **“Fracture under combined mode in 4340 steel”**, Fracture Analysis, ASTM STP 560. pp. 29-52. 1974
- [60] Hussain, M. A.; Pu, S. L.; Underwood, J.; **“Fracture under combined mode in 4340 steel”**, Fracture Analysis. ASTM STP 560. pp. 2-28. 1974
- [61] Chisholm, D. B.; Jones, D.L.; **“An analytical and experimental stress analysis of a practical mode II fracture test specimen”**, Exp. Mech. 17. pp. 7-13. 1977
- [62] Barrett, J. D.; Foschi, R. O.; **“Mode II stress-intensity factors for cracked wood beams”**, En 9. Fract. Mech. 9. pp. 371-378. 1977
- [63] Kordisch, H.; Sommer, E.; DFG-bericht, So 104/2, IWM-W6/77, Freiburg, 1978
- [64] Awaji, H.; Sato, S.; **“Diametral compressive testing method”**, J. Eng. Mater. Tech. 101. pp. 139 147. 1979
- [65] Smith, F. W.; Penney, D. T.; **“Fracture mechanics analysis of butt joints in laminated-wood beam”**, Proc. 1st Conf. on Wood Fracture, Forintek Canada Corp., Vancouver, BC., Canada. pp. 239 257. 1979
- [66] Raju, K. R.; **“On the sliding mode stress intensity factors for a three-point bend K n specimen and mode II fracture toughness”**, Int. J. Fraet. 17. pp. R193 - R197. 1981
- [67] H. A. Richard, **“A new compact shear specimen”**, Int. J. Fract. 17. pp. R105-R107. 1981
- [68] Banks-Sills, L.; Arcan, M.; **“Toward a pure shear specimen for KH determination”**, Int. J. Fract. 22. pp. R9 R14. 1982
- [69] Royer, J.; **“A specimen geometry for plane mixed modes”**, Eng Fract. Mech. 23(4). pp. 763 – 775. 1986
- [70] Buzzard, J. R.; Grosss, B.; Srawley, J. E.; **“Mode II fatigue crack growth**

- specimen development**", Fract. Mech. 17, ASTM STP 905. pp. 329-346. 1986
- [71] Blanchard, S.; Langrand, B.; Fabis, J.; Denquin, A.; **"Arcan test and strain field measurement to study material behaviour in 6056T78 FSW specimens"**, 6th International FSW Symposium, Saint-Sauveur, Canada. Out 2006
- [72] Choupani, N.; **"Experimental and Numerical Investigation of the Mixed Mode Delamination in Arcan Laminated Specimens"**, Materials Science & Engineering A, doi:10.1016/j.msea.2007.05.103. 2007
- [73] Liu, J. Y.; Ross, R. J.; Rammer, D. R.; **"Improved Arcan Shear Test For Wood"**, Gopu, Vijaya K.A., ed. Proceedings of the International Wood Engineering Conference; 28-31; New Orleans, LA. Baton Rouge, LA: Louisiana State University: Vol. 2. pp. 85-90. Out 1996
- [74] Yen, S. -C.; Cradock, J. N.; The, K. T.; **"Evaluation of a modified Arcan fixture for the in-plane shear test of materials"**, Experimental Techniques, pp. 22-25. 1988
- [75] Sutton, M. A.; Reynolds, A. P.; Wang, D. -Q.; Hubbard, C. R.; **"A Study of Residual Stresses and Microstructure in 2024-T3 Aluminum Friction Stir Butt Welds"**, J. of Eng. Materials and Technology, 124. pp. 124-221. 2002
- [76] Sutton, M. A.; Boone, M. L.; Ma, F.; Helm, J. D.; **"A combined modeling-experimental study of the crack opening displacement fracture criterion for characterization of stable crack growth under mixed mode I/II loading in thin sheet materials"**, Eng. Fracture Mechanics 66. pp. 171-185. 2000
- [77] Choupani, N.; Ye, L.; Mai, Y.; **"Mixed-Mode Fracture Of Adhesively Bonded Joints"**; Structural Integrity and Fracture – SIF. 2004
- [78] Langrand, B.; Fabis, J.; Deudon, A.; Mortier, J.; **"Experimental characterization of mechanical behaviour and failure criterion of assemblies under mixed mode loading. Application to rivets and spot welds"**, Mécanique & Industries, 4. pp. 273-283. 2003
- [79] Voloshin, A.; Arcan, M.; **"Failure of Unidirectional Fiber-reinforced Materials – New Methodology and Results"**, Experimental Mechanics, pp.

22-25. 1980

- [80] Wierzbicki, T.; Zheng, L.; Teng, Q.; Mohr, D.; Rudolph, S.; **“Biaxial Testing of the HSSA Fiber Core”**, Impact and Crashworthiness Lab, MIT. 2003
- [81] Kavamura, H. A.; **“Aplicação de Solda Laser em Carrocerias Automotivas: Estudo Comparativo Entre a Solda Laser e a Solda Ponto por Resistência”**, Trabalho de Conclusão de Curso – Mestrado Profissional em Engenharia Automotiva – EPUSP, São Paulo, 2007
- [82] Kavamura, H. A.; Batalha, G. F.; **“Mechanical strength evaluation for Nd-YAG laser and electric resistance spot weld (ERSW) joint under multiaxial loading”** Journal of Materials Processing Technology xxx Lausanne, v 201, n 1-3, pp. 507-514. 2008
- [83] Oliveira, M.; Xavier, J.; Morais, J.; **“Utilização do Ensaio de Arcan para a Identificação do Comportamento ao Corte da Madeira de Pinho”**. Iº Congresso Ibérico: a madeira na construção, Universidade de Minho, Guimarães, 2004
- [84] Sutton, M.; Boone, M.; Ma, F.; Helm, J.; **“A combined modeling-experimental study of the crack opening displacement fracture criterion for characterization of stable crack growth under mixed mode I/II loading in thin sheet materials”** Engineering Fracture Mechanics 66. pp. 171-185. 2000
- [85] Broughton, B.; Gower, M.; **“Preparation and Testing of Adhesive Joints, Measurement Good Practice Guide No. 47”**, NPL Materials Centre.
- [86] Mahgoub, E.; Deng, X.; Sutton, M.; **“Three-dimensional stress and deformation fields around flat and slant cracks under remote Mode I loading conditions”** Engineering Fracture Mechanics 70. pp. 2527-2542. 2003
- [87] Deng, X.; Newman Jr, J.; **“A study of some issues in stable tearing crack growth simulations”** Engineering Fracture Mechanics, 64. pp. 291-304. 1999
- [88] Mohr, D.; Doyoyo, M.; **“A New Method for the Biaxial Testing of Cellular Solids”** – Experimental Mechanics, 43, n. 2. pp. 1-10. 2003
- [89] Mohr, D.; Doyoyo, M.; **“Analysis of the Arcan Apparatus in the Clamped**

- Configuration”** – Journal of Composite Materials, 36, n. 22. 2002
- [90] Cruz, M. F.; **“Estudo do processo Friction Stir Welding - FSW aplicado na junção de topo de chapas de alumínio 2024 T3 com espessura 3,175mm, para utilização aeronáutica”** Trabalho de Graduação - Univap São José dos Campos. 2002
- [91] Arcan, M.; Hashim, Z.; Voloshin, A.; **“A method to produce uniform plane-stress states with the applications to fiber-reinforced materials”**, Exp. Mechan. 18 (4). pp. 141–146. 1978
- [92] Santos, D. J. dos; **“Estudo experimental da resistência mecânica de junções adesivas”**; Dissertação de Mestrado - Programa de pós-graduação em Engenharia Mecânica, PPGEM - EPUSP - São Paulo. 2007
- [93] Vepakomma K. H.; **“Three Dimensional Thermal Modeling of Friction Stir Processing”** Tese de Mestrado em engenharia mecânica, Florida State University. 2006

ANEXOS

Anexo 1 - Desenho de Fabricação da Garra Arcan Superior

ELABORADO POR RENATO CERVEIRA		DESENHO DE FABRICAÇÃO FERRAMENTA DE ENSAIO SUPERIOR			
DATA 05/05/2007
MATERIAL	UNIDADE MM	QUANTIDADE 1	ESCALA 1:1	NUMERO 2

Anexo 2 - Desenho de Fabricação do Coro de Prova

Anexo 3 - Desenho de Fabricação da Garra de Fixação

ELABORADO POR RENATO CERVEIRA		DESENHO DE FABRICACAO GARRA			
DATA 05/05/2007
MATERIAL	UNIDADE MM	QUANTIDADE 50	ESCALA 1:1	NUMERO 4

Anexo 4 - Ensaio com material base na condição de 0º

Sem solda – 0º

Corpo de Prova	Área (cm2)	Força Máxima (kgf)	Tensão Máxima (kgf/cm2)	Força na Ruptura (kgf)	Tensão na Ruptura (kgf/cm2)
CP 1	0.37	1232.07	3290.79	*	*
CP 2	0.37	1216.60	3249.47	1212.96	3239.74
Número CPs	2	2	2	1	1
Média	0.3744	1224	3270	1213	3240
Mediana	0.3744	1224	3270	1213	3240
Desv.Padrão	0.0000	10.94	29.22	*	*
Coef.Var.(%)	0.0000	0.8935	0.8935	*	*
Mínimo	0.3744	1217	3249	1213	3240
Máximo	0.3744	1232	3291	1213	3240

Anexo 5 - Ensaio com material base na condição de 30°

Sem solda – 30°

Corpo de Prova	Área (cm ²)	Força Máxima (kgf)	Tensão Máxima (kgf/cm ²)	Força na Ruptura (kgf)	Tensão na Ruptura (kgf/cm ²)
CP 1	0.37	1327.17	3544.80	1326.11	3541.96
CP 2	0.37	1339.46	3577.61	*	*
Número CPs	2	2	2	1	1
Média	0.3744	1333	3561	1326	3542
Mediana	0.3744	1333	3561	1326	3542
Desv.Padrão	0.0000	8.687	23.20	*	*
Coef.Var.(%)	0.0000	0.6516	0.6516	*	*
Mínimo	0.3744	1327	3545	1326	3542
Máximo	0.3744	1339	3578	1326	3542

Força (kgf)

Anexo 6 - Ensaio com material base na condição de 60º

Sem solda – 60º

Corpo de Prova	Área (cm2)	Força Máxima (kgf)	Tensão Máxima (kgf/cm2)	Força na Ruptura (kgf)	Tensão na Ruptura (kgf/cm2)
CP 1	0.37	1669.66	4459.56	1669.66	4459.56
CP 2	0.37	1682.85	4494.80	1682.85	4494.80
Número CPs	2	2	2	2	2
Média	0.3744	1676	4477	1676	4477
Mediana	0.3744	1676	4477	1676	4477
Desv.Padrão	0.0000	9.331	24.92	9.331	24.92
Coef.Var.(%)	0.0000	0.5566	0.5566	0.5566	0.5566
Mínimo	0.3744	1670	4460	1670	4460
Máximo	0.3744	1683	4495	1683	4495

Anexo 7 - Ensaio com material base na condição de 90°

Sem solda – 90°

Corpo de Prova	Área (cm ²)	Força Máxima (kgf)	Tensão Máxima (kgf/cm ²)	Força na Ruptura (kgf)	Tensão na Ruptura (kgf/cm ²)
CP 1	0.37	2034.59	5434.28	2033.99	5432.66
CP 2	0.37	1918.11	5123.15	1918.11	5123.15
Número CPs	2	2	2	2	2
Média	0.3744	1976	5279	1976	5278
Mediana	0.3744	1976	5279	1976	5278
Desv.Padrão	0.0000	82.37	220.0	81.94	218.9
Coef.Var.(%)	0.0000	4.168	4.168	4.147	4.147
Mínimo	0.3744	1918	5123	1918	5123
Máximo	0.3744	2035	5434	2034	5433

Anexo 8 - Ensaio com chapas soldadas por FSW na condição de 0°

Com solda – 0°

Corpo de Prova	Área (cm ²)	Força Máxima (kgf)	Tensão Máxima (kgf/cm ²)	Força na Ruptura (kgf)	Tensão na Ruptura (kgf/cm ²)
CP 1	0.37	1238.74	3308.61	1238.29	3307.40
CP 2	0.37	1197.94	3199.64	*	*
CP 3	0.37	1197.19	3197.61	1185.35	3166.01
CP 4	0.37	1190.66	3180.19	1177.77	3145.76
CP 5	0.37	1264.38	3377.08	*	*
Número CPs	5	5	5	3	3
Média	0.3744	1218	3253	1200	3206
Mediana	0.3744	1198	3200	1185	3166
Desv. Padrão	0.0000	32.26	86.18	32.97	88.06
Coef. Var.(%)	0.0000	2.649	2.649	2.746	2.746
Mínimo	0.3744	1191	3180	1178	3146
Máximo	0.3744	1264	3377	1238	3307

Anexo 9 - Ensaio com chapas soldadas por FSW na condição de 30°

Com solda – 30°

Corpo de Prova	Área (cm ²)	Força Máxima (kgf)	Tensão Máxima (kgf/cm ²)	Força na Ruptura (kgf)	Tensão na Ruptura (kgf/cm ²)
CP 1	0.37	1322.77	3533.05	1320.35	3526.57
CP 2	0.37	1294.41	3457.29	1286.52	3436.23
CP 3	0.37	1317.47	3518.87	1316.71	3516.85
CP 4	0.37	1331.42	3556.14	1330.81	3554.52
CP 5	0.37	1315.34	3513.20	1314.73	3511.58
Número CPs	5	5	5	5	5
Média	0.3744	1316	3516	1314	3509
Mediana	0.3744	1317	3519	1317	3517
Desv. Padrão	0.0000	13.71	36.62	16.47	44.00
Coef. Var. (%)	0.0000	1.042	1.042	1.254	1.254
Mínimo	0.3744	1294	3457	1287	3436
Máximo	0.3744	1331	3556	1331	3555

Anexo 10 - Ensaio com chapas soldadas por FSW na condição de 45°

Com solda – 45°

Corpo de Prova	Área (cm ²)	Força Máxima (kgf)	Tensão Máxima (kgf/cm ²)	Força na Ruptura (kgf)	Tensão na Ruptura (kgf/cm ²)
CP 1	0.37	1453.67	3882.67	1452.61	3879.83
CP 2	0.37	1423.49	3802.05	1423.49	3802.05
CP 3	0.37	1386.33	3702.79	1375.41	3673.63
CP 4	0.37	1447.30	3865.65	1447.30	3865.65
CP 5	0.37	1423.18	3801.24	1423.18	3801.24
Número CPs	5	5	5	5	5
Média	0.3744	1427	3811	1424	3804
Mediana	0.3744	1423	3802	1423	3802
Desv.Padrão	0.0000	26.48	70.72	30.51	81.49
Coef.Var.(%)	0.0000	1.856	1.856	2.142	2.142
Mínimo	0.3744	1386	3703	1375	3674
Máximo	0.3744	1454	3883	1453	3880

Força (kgf)

Anexo 11 - Ensaio com chapas soldadas por FSW na condição de 60°

Com solda – 60°

Corpo de Prova	Área (cm ²)	Força Máxima (kgf)	Tensão Máxima (kgf/cm ²)	Força na Ruptura (kgf)	Tensão na Ruptura (kgf/cm ²)
CP 1	0.37	1528.75	4083.20	1515.25	4047.15
CP 2	0.37	1561.06	4169.49	1560.60	4168.28
CP 3	0.37	1615.66	4315.34	1614.90	4313.31
CP 4	0.37	1658.89	4430.80	1657.22	4426.34
CP 5	0.37	1585.17	4233.91	1584.57	4232.29
Número CPs	5	5	5	5	5
Média	0.3744	1590	4247	1587	4237
Mediana	0.3744	1585	4234	1585	4232
Desv.Padrão	0.0000	50.04	133.7	53.76	143.6
Coef.Var.(%)	0.0000	3.147	3.147	3.388	3.388
Mínimo	0.3744	1529	4083	1515	4047
Máximo	0.3744	1659	4431	1657	4426

Anexo 12 - Ensaio com chapas soldadas por FSW na condição de 90º

Com solda – 90º

Corpo de Prova	Área (cm ²)	Força Máxima (kgf)	Tensão Máxima (kgf/cm ²)	Força na Ruptura (kgf)	Tensão na Ruptura (kgf/cm ²)
CP 1	0.37	1990.76	5317.20	1990.30	5315.98
CP 2	0.37	1991.52	5319.22	1991.52	5319.22
CP 3	0.37	1975.89	5277.50	1975.89	5277.50
CP 4	0.37	1947.83	5202.55	1947.83	5202.55
CP 5	0.37	2038.39	5444.41	2038.08	5443.60
Número CPs	5	5	5	5	5
Média	0.3744	1989	5312	1989	5312
Mediana	0.3744	1991	5317	1990	5316
Desv. Padrão	0.0000	32.84	87.72	32.72	87.40
Coef. Var. (%)	0.0000	1.651	1.651	1.645	1.645
Mínimo	0.3744	1948	5203	1948	5203
Máximo	0.3744	2038	5444	2038	5444