

JAQUELINE MÁRA DE CARVALHO

# ANÁLISE ESTÁTICAE DE FADIGA DE UNIÕES SOLDADAS PORFRICTION STIR WELDING

02/2013

CAMPINAS 2012



## UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

### JAQUELINE MÁRA DE CARVALHO

# Análise Estática e de Fadiga de Uniões Soldadas por Friction Stir Welding

Orientador Prof. Dr. Renato Pavanello

Dissertação de Mestrado apresentada à Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas para obtenção do título de Mestra em Engenharia Mecânica, na Área de Concentração de Mecânica dos Sólidos e Projeto Mecânico

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A VERSÃO FINAL DA DISSERTAÇÃO DEFENDIDA PELA ALUNA JAQUELINE MÁRA DE CARVALHO, E ORIENTADA PELO PROF. DR. RENATO PAVANELLO

ASSINATURA DO ORIENTADOR

CAMPINAS 2012

### FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - UNICAMP

C253a	Carvalho, Jaqueline Mára de Análise estática e de fadiga de uniões soldadas por friction stir welding / Jaqueline Mára de Carvalho Campinas, SP: [s.n.], 2012.
	Orientador: Renato Pavanello. Dissertação de Mestrado - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.
	1. Método dos elementos finitos. 2. Soldagem. 3. Alumínio. 4. Fadiga. 5. Tensões residuais. I. Pavanello, Renato, 1959 II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

Título em Inglês: Static and fadigue analysis of joints welded by friction stir welding
Palavras-chave em Inglês: Finite Element Method, Welding, Aluminum, Fatigue, Residual stress
Área de concentração: Mecânica dos Sólidos e Projeto Mecânico
Titulação: Mestra em Engenharia Mecânica
Banca examinadora: Paulo Sollero, Walter Jesus Paucar Casas
Data da defesa: 14-12-2012
Programa de Pós Graduação: Engenharia Mecânica

## UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA DEPARTAMENTO DE MECÂNICA COMPUTACIONAL

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADÊMICO

# Análise Estática e de Fadiga de Uniões Soldadas por Friction Stir Welding

Autora: Jaqueline Mára de Carvalho Orientador Prof. Dr. Renato Pavanello

A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Dissertação:

Prof. Dr. Renato Pavanello Instituição: Universidade Estadual de Campinas

Prof. Dr. Paulo Sollero Instituição: Universidade Estadual de Campinas

NUNA

Prof. Dr. Walter Jesus Paucar Casas Instituição: Universidade Federal do Rio Grande do Sul

Campinas, 14 de dezembro de 2012

Dedico este trabalho a Deus, ao meu esposo Ricardo, a minha filha Cecília, aos meus pais Maria e Armando, aos meus irmãos Evanilson, Elelson e Edivaldo, ao meu afilhado Gabriel, aos sobrinhos e amigos.

### Agradecimentos

Agradeço a Deus, pela graça de receber conhecimento, capacitação e por todos os meios por Ele propiciados para a concretização deste trabalho. Agradeço ao meu esposo Ricardo pelo carinho, amizade e incentivo. Agradeço aos meus pais Maria e Armando que estão sempre presentes e unidos a mim na minha vida. Agradeço aos meus irmãos Evanilson, Elelson e Edivaldo pelo incentivo e apoio.

Agradeço ao meu orientador Dr. Renato Pavanello, pela orientação, oportunidade de trabalhar com assuntos tão interessantes e suporte para a realização do trabalho.

Agradeço à Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas e o Departamento de Mecânica Computacional pela recepção e estrutura.

Agradeço à CAPES, pelo auxílio financeiro que viabilizou a realização do trabalho.

Agradeço à equipe Embraer: Andreza Franchim, Fernando Fernandez, Márcio Cruz, Marcos Miyazaki pelo auxílio e estrutura concedida.

Agradeço à equipe da Unicamp: Dr. Alberto Serpa, Dr. Janito Ferreira, Dr. Cedric Bravo, Edson Miyaura, pela contribuição ao trabalho e amizade.

Agradeço aos amigos do laboratório: Renan Ozello, René Quispe, Fabrício Fanton, pela contribuição e amizade.

Agradeço às amigas: Thaís dos Santos Barbosa, Iura Botelho e Lucilene Pereira Maduro pelo apoio e amizade.

"É necessário estudar...Mas não é suficiente.

Que se pode conseguir de quem se mata para alimentar o seu egoísmo, ou de quem não persegue outro objetivo senão o de garantir a tranqüilidade, para dentro de uns anos? É preciso estudar...para ganhar o mundo e conquistá-lo para Deus. Então elevaremos o nível do nosso esforço, procurando que o trabalho realizado se converta em encontro com o Senhor, e sirva de base aos outros, aos que seguirão ao nosso caminho... - Deste modo o estudo será oração"

São Josemaria Escrivá

### Resumo

Este trabalho apresenta um modelo numérico do comportamento mecânico elastoplástico e de fadiga de juntas soldadas de topo em chapas finas de liga de alumínio usando a técnica de Friction Stir Welding. O modelo leva em consideração a presença de tensões residuais transversais e longitudinais em relação à linha da solda. Foi utilizado o Método dos Elementos Finitos (MEF) para construção dos modelos aproximados bi e tridimensionais, ambos considerando a não linearidade geométrica e não linearidade física. Uma das principais vantagens do MEF foi à possibilidade de trabalhar com propriedades diferentes dos materiais em elementos adjacentes, utilizando um modelo de chapa fina soldada composta por três regiões. A região do material base que não foi alterada pelo processo de soldagem, a região térmica afetada, que foi alterada apenas pela temperatura e a região do núcleo da solda onde foi alterada pela temperatura e pelo atrito entre a ferramenta de soldagem e a peca. Para a lei constitutiva do material foi utilizada a lei de Hooke em combinação com a Lei da Potência, isotrópica e homogênea, aplicadas em cada região, obtendo-se respostas mecânicas locais. A resposta mecânica global foi obtida, aplicando-se a regra da mistura às regiões da solda, considerando o comportamento de um corpo de prova soldado, que compreende diferentes camadas de material, semelhante a um modelo de associação de rigidezes em série. Os dados experimentais locais e globais, dados de entrada para o modelo, foram obtidos da literatura. Os modelos foram verificados pelas comparações das propriedades mecânicas tais como tensão de escoamento (a 0,2% de deformação), módulo de elasticidade, tensão última e parâmetros de encruamento: K e n. Finalmente a curva S-N da chapa soldada foi estimada baseando-se na análise estática e em dados experimentais de fadiga, a partir de um procedimento de correção efetuado usando-se os resultados da simulação. Esta metodologia foi aplicada a um caso de um corpo de prova solicitado por cargas axiais.

Palavras chaves: Método dos Elementos Finitos, Soldagem, Alumínio, Fadiga, Tensões Residuais

### Abstract

This work presents a numerical model of a elasto-plastic mechanical behavior and fatigue of a thin metal sheets butt welded aluminum alloy joint by Friction Stir Welding. The model take into account the presence of transverse and longitudinal residual stresses with respect to the weld line. The Finite Element Method (FEM) was used to build two and tridimensional model, both with geometric and physical nonlinearities. Using the FEM, it is possibility to work with different properties of materials in adjacent elements, using three different zones. The basic material zone, that wasn't changed by the weld process, a heat affected zone, that it was changed only by the temperature variations and a nugget zone, where it was changed by the temperature variation and friction between the tool weld and the sheets. The constitutive law used to represent the material behavior is the Hooke's Law combining with Power Law, isotropic and homogeneous; It was adopted in each specific zone giving local responses. The global response has obtained applying a mixture rule in welded plate, considering the weld specimen behavior which consists of different layers of material, like a simple spring-in-series model. The experimental local and global data, used for calibrate the model, was obtained of literature. The models was verified by comparing of mechanical properties like yield stress (0,2% offset yield strain), Young modulus, ultimate stress, strength coefficient K and strain hardening exponents n. Finally, the S-N curve of welded plate was estimated based on static analysis and fatigue test, from the procedure of correction accomplished using the results simulation. This methodology was applied to the case of specimen it loaded by axial forces.

Key words: Finite Element Method, Welding, Aluminum, Fatigue, Residual stress

# Lista de Figuras

Figura 2.1 – Solda FSW entre chapas de alumínio (adaptado de Nandan et. al., 2008).	8
Figura 2.2 - Representação das juntas soldadas mais aplicadas na indústria aeronáutica.	9
Figura 2.3 - Esboço do processo FSW – (Adaptado de Moreira, 2008).	11
Figura 2.4 - Representação das regiões da microestrutura resultante da soldagem FSW de topo	5 a)
Vista frontal da solda FSW ensaiada na Unicamp; b) Vista lateral representativa das regiões.	14
Figura 2.5 - Corpos de prova para solda de topo: configurações transversal em (a )e longitudi	nal
em (b) da solda.	16
Figura 2.6 - Curvas tensão x deformação das regiões da liga 2024 – T351 (Liu and Chao, 200	)5). 17
Figura 3.1 - Diagrama S-N para a liga de alumínio 6063-T6 soldado por FSW (Adaptado	de
Moreira, 2008).	25
Figura 3.2 - Padrão senoidal de tensão alternada.	27
Figura 3.3 - Curva S-N típica da solda FSW, MIG, Laser e metal base Al 6005 (Mishra, R.,	S.,
2006).	28
Figura 3.4 - Curvas de falha para as tensões pulsantes (repetidas).	30
Figura 4.1 - Geometria sem solda. Dimensões em mm.	34
Figura 4.2 - CDP de tração com a representação da solda. Dimensões em mm.	35
Figura 4.3 - CDP de fadiga com a representação da solda. Dimensões em mm.	35
Figura 4.4 - Geometria do modelo 3D de tração.	36
Figura 4.5 - Vista lateral da geometria 3D. Dimensões em mm. N - núcleo, RTA - região térm	iica
afetada e MB - material base.	36
Figura 4.6 - Corpos de prova soldados do ensaio de tração realizado na Unicamp.	38
Figura 4.7 - Curva tensão-deformação da liga 2024-T3 soldada por FSW.	38
Figura 4.8 - Curva da Lei da Potência para n= 0 até n=0,5 e K=743 MPa.	39
Figura 4.9 - Representação gráfica da equação de Ramberg-Osgood.	41
Figura 4.10 - Condições de contorno aplicadas ao modelo estático.	42
Figura 4.11 - Path central do CDP de tração – tensões $S_{22}$ antes do equilíbrio da simula	ção
térmica (Ayala, B., 2012).	43
Figura 4.12 - Tensões residuais $S_{11}$ e $S_{22}$ da simulação térmica (Ayala, B., 2012).	44
Figura 4.13 - Perfil de tensões residuais longitudinal.	45
Figura 4.14 - Subrotina SIGINI-Abaqus®.	46
Figura 4.15 - Tensões residuais $S_{22}$ após o equilíbrio.	46
Figura 4.16 - Comparação das tensões $S_{11}$ .	47
Figura 4.17 - Comparação das tensões $S_{22}$ .	48
Figura 4.18 - Caminho traçado para a análise das tensões residuais após o equilíbrio.	49
Figura 4.19 – Comparação das tensões $S_{11}$ .	49
Figura 4.20 - Comparação das tensões $S_{22}$ .	50
Figura 4.21 - Configuração transversal ao carregamento da solda.	52
Figura 5.1 - Dimensões do CDP do ensaio de tração em mm.	56
Figura 5.2 - Curva $\sigma$ - $\varepsilon$ experimental da liga Al2024-T3 sem solda (Fornecida pela Embraer).	56
Figura 5.3 - Curva $\sigma$ - $\epsilon$ experimental para três regiões da solda (Liu and Chao, 2005).	58
Figura 5.4 - Curva S-N - espessura de 2,3 mm (Adaptado de Fioravante, 2008).	61

Figura 5.5 - Curva S-N que melhor se ajusta a solda da liga Al2024-T3 (fornecida pela Embra	aer).
	62
Figura 5.6 - Malha bidimensional.	63
Figura 5.7 - Mapa da tensão de von Mises para o alumínio 2024 - T3.	63
Figura 5.8 - Comparação da curva $\sigma$ - $\epsilon$ 2024 – T3 experimental x numérico.	64
Figura 5.9 - Malha do modelo bidimensional com solda.	65
Figura 5.10 - Elementos selecionados na malha bidimensional.	66
Figura 5.11 - Comparação da curva $\sigma$ - $\epsilon$ do modelo 2D - numérico x experimental Al2024-T	[351
soldada.	66
Figura 5.12 - Campo de deformações longitudinal a solda.	67
Figura 5.13 - Experimental x numérica Al2024-T351 soldada.	68
Figura 5.14 - Curvas tensão-deformação local com tensão residual Al2024-T351 soldada.	70
Figura 5.15 - Malha refinada nas regiões do núcleo e região térmica afetada.	73
Figura 5.16 – Elementos selecionados na malha tridimensional.	74
Figura 5.17 - Comparação das curvas σ-ε para as três regiões da solda AL2024- T351.	74
Figura 5.18 - Tensão de von Mises ao longo da espessura.	76
Figura 5.19 - Tensões de von Mises ao longo da largura do CDP.	76
Figura 5.20 – Deslocamento em x do modelo deformado no Abaqus.	77
Figura 5.21 – CDP da liga 2024-T3 soldada do ensaio realizado na Unicamp.	78
Figura 5.22 - Máquina de ensaio de tração (Unicamp).	78
Figura 5.23 - Modelo 3D numérico com tensão residual x experimental Al 2024-T351 soldada	a. 79
Figura 5.24 - Distribuição da tensão de Mises para o modelo global.	80
Figura 5.25 - Variação da tensão de von Mises ao longo da espessura.	81
Figura 5.26 - Curva tensão - deformação global para a liga 2024 - T351.	81
Figura 5.27 - Curva tensão-deformação global com tensão residual.	82
Figura 5.28 - Malha na região da solda.	84
Figura 5.29 - Pontos escolhidos na curva S-N do material base 2024-T3.	85
Figura 5.30 - Tensões máximas de von Mises para região crítica.	86
Figura 5.31 - Fluxograma do traçado da curva S-N.	88
Figura 5.32 - Curva S-N estimada para a liga 2024-T3 soldada versus material base.	89
Figura 5.33 - Diagrama de Goodman Modificado.	91

### Lista de Tabelas

Tabela 4.1 - Especificação dos modelos.	32
Tabela 4.2 - Características dos elementos utilizados.	33
Tabela 4.3 - Dados de entrada do modelo global da liga 2024-T351.	53
Tabela 5.1 - Dados da região elástica da liga 2024 - T3.	57
Tabela 5.2 - Dados da região plástica da liga 2024-T3.	57
Tabela 5.3 - Resultados do ensaio de tração da liga 2024-T3 soldada.	58
Tabela 5.4 - Propriedades de tração FSW Al2024 - T351 (Liu and Chao, 2005).	59
Tabela 5.5 - Dados de entrada do modelo referentes ao material Al 2024-T351.	60
Tabela 5.6 - Propriedades mecânicas experimentais x Numérica Al2024 - T3.	64
Tabela 5.7 – Ajuste das propriedades mecânicas a partir das curvas experimentais	s e Numéricas
Al2024 - T351.	67
Tabela 5.8 - Propriedades mecânicas experimentais X Numérica Al2024 - T351.	69
Tabela 5.9 - Comparação das propriedades mecânicas com tensão residual Al2024-	T351 soldada.
	70
Tabela 5.10 - Variáveis refinadas na malha.	71
Tabela 5.11 - Valores de ajuste.	71
Tabela 5.12 - Valores de tensão e deformação obtidos nas análises.	72
Tabela 5.13 - Propriedades experimental x numérica modelo 3D (Abaqus <sup>®</sup> )	Al2024-T351
soldada.	75
Tabela 5.14 - Comparação modelo 3D com tensão residual (Abaqus®).	79
Tabela 5.15 - Propriedades mecânicas globais Al2024 - T351 sem tensão residual.	82
Tabela 5.16 - Propriedades mecânicas globais Al2024-T351 com tensões residuais.	83
Tabela 5.17 - Tensões selecionadas na curva S-N e tensões aplicadas no modelo.	86
Tabela 5.18 - Valores de tensões máximas obtidas no modelo.	87
Tabela 5.19 - Tensões consideradas para construção do diagrama de fadiga.	91

# Lista de Siglas e Abreviaturas

AA	Associação do Alumínio
FSW	Friction Stir Welding
MEF	Método dos Elementos Finitos
TWI	The Welding Institut
MIG	Metal Inert Gas
MAG	Metal Active Gas
DIC	Digital Image Correlation
CDP	corpo-de-prova
MB	Material base
RTA	Região térmica afetada
Ν	núcleo
TR	Tensão Residual
n	Expoente de dureza
Κ	Coeficiente de resistência
$A_1, A_2, A_3, A_4$	Parâmetros do modelo de vida de fadiga
$N_f$	Numero de ciclos para a falha
R	Razão de tensão
$S_{eq}$	Tensão equivalente (ksi)
S <sub>max</sub>	Tensão máxima (ksi)
$F_m$	Força média
F <sub>min</sub>	Força mínima
F <sub>max</sub>	Força máxima
$F_a$	Força alternada
$\sigma_m$	Tensão média
$\sigma_{max}$	Tensão máxima
$\sigma_{min}$	Tensão mínima
$\Delta \sigma$	Intervalo de tensão

R	Razão de amplitude
S <sub>a</sub>	Tensão alternada
S <sub>f</sub>	Limite de fadiga
S <sub>f</sub>	Limite de fadiga de componente real
D	Dano
$\sigma_e$	Tensão de escoamento
$\sigma_R$	Tensão de ruptura
$\sigma_U$	Tensão última
$\mathcal{E}_U$	Deformação última
Е	Módulo de elasticidade
e,S	Deformação e tensão de engenharia
ε,σ	Deformação e tensão verdadeira

# SUMÁRIO

FI	CHA	CA	FALOGRÁFICA ELABORADA PELA	iv
BI	BLIC	OTEC	CA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - U	NICAMP iv
Ą	grad	ecim	entos	ix
Re	esun	no		xiii
A	ostra	act		xv
Li	sta c	de Fig	guras	xvii
Li	sta c	le Ta	ıbelas	xxi
Li	sta c	de Si	glas e Abreviaturas	xxiii
SU	J <b>MÁ</b>	RIO.		xxvii
1	IN	TRO	DUÇÃO	1
	1.1	Obj	etivos	
	1.2	Org	anização do trabalho	4
2	RE	EVIS	ÃO BIBLIOGRÁFICA	6
	2.1	A li	iga de alumínio 2024	6
	2.2	Car	acterísticas do processo de Friction Stir Welding	7
	2.3	Des	scrição dos Parâmetros do Processo FSW	
	2.4	Ana	álise das Tensões Residuais em Juntas Soldadas por FSW	
	2.5	Ava	aliação da Microestrutura em Sub-regiões de Juntas Soldadas por FSW	
	2.6	Pro	priedades Mecânicas de uniões por FSW	15
	2.7	Pro	priedades de Fadiga de Uniões por FSW	
	2.8	Rev	visão da Modelagem Numérica de Uniões por FSW	19
3	DI	MEN	ISIONAMENTO POR FADIGA	
	3.1	Mé	todo da vida sob tensão	
	3.2	Para	âmetros de fadiga	
	3.3	Cur	va S-N	
	3.4	Crit	térios de falha por fadiga	
4	M	ODE	LAGEM DA JUNTA SOLDADA POR FSW	
	4.1	Mo	delo numérico	
	4.1	1.1	Construção da geometria	
	4.1	1.2	Características do material	
	4.1	1.3	Condições de contorno	
	4.1	1.4	Tensão Residual	
	4.2	Mo	delo global	51

	4.2	.1	Regra da mistura	51
5	VE	RIFI	CAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS	55
	5.1	Agr	rupamento dos dados experimentais e definição do modelo de referência	55
	5.1	.1	Parâmetros adotados para a simulação do ensaio de tração	56
	5.1	.2	Parâmetros e curvas de referência para o ensaio de fadiga	61
	5.2	Mo	delo do material base	62
	5.2	.1	Modelo 2D da liga Al2024-T3 – Modelo M1	62
	5.3	Mo	delo da junta FSW - geometria bidimensional – Modelo M2	65
	5.3	.1	Influência da tensão residual ao modelo 2D	69
5.4		Ref	inamento da malha	71
	5.5	Mo	delo da junta FSW – geometria tridimensional - Modelo M3	73
	5.5	.1	Modelo global homogeneizado tridimensional – Modelo M4	80
	5.6	Cur	va S-N da liga 2024-T3 soldada por FSW comparada ao material base	84
	5.6	.1	Obtenção da curva S-N numérica da FSW	84
	5.7	Crit	térios de Goodman modificado e linha de escoamento	90
6	CC	NCI	LUSÃO E TRABALHOS FUTUROS	93
	REFE	ERÊN	NCIAS BIBLIOGRÁFICAS	95
A	PÊND	DICE	A - Dados de entrada no Abaqus <sup>®</sup> da liga 2024-T351 para cada região	100

### 1 INTRODUÇÃO

Uma das principais metas do setor de transporte é a redução do peso dos veículos, normalmente associada à redução de consumo, o que é um requisito fortemente associado a questões ambientais. O alumínio e suas ligas estruturais vêm sendo cada vez mais utilizados neste setor por apresentarem propriedades que favorecem a relação peso/resistência e a redução dos custos de produção. A utilização intensa do alumínio e suas ligas estruturais geram a necessidade de pesquisar processos de soldagem eficientes, uma vez que este metal não se adéqua bem aos métodos convencionais de soldagem (MIG, MAG) (Moreira, 2008).

O processo de rebitagem é uma técnica de união de chapas, comumente utilizada pela indústria aeronáutica na junção das partes metálicas da fuselagem e vem garantindo os requisitos de segurança exigidos pelo projeto, embora possam propiciar algumas desvantagens como baixa capacidade de automação do processo, a redução das propriedades mecânicas devido aos furos por onde passam os rebites e o aumento do peso estrutural. O processo de união por Friction Stir Welding vem demonstrando ser um concorrente a altura do processo de rebitagem, pois como será visto, competem com as propriedades mecânicas das juntas rebitadas e superam as desvantagens mencionadas acima.

A soldagem Friction Stir Welding (FSW), patenteada em 1991 pelo Instituto Tecnológico de Soldagem na Inglaterra (The Welding Institute - TWI), é uma técnica que vem sendo cada vez mais empregada na indústria aeronáutica, mas também na indústria automobilística e de petróleo.

Para o caso das ligas de alumínio, trata-se de um processo de soldagem em estado sólido, ou seja, geralmente não há fusão do metal envolvido no processo. Neste caso o processo combina os efeitos do calor e trabalho mecânico, obtendo-se alta qualidade da junta (Reynolds, 2000).

O processo foi utilizado inicialmente para as ligas de alumínio, mas outros materiais também se adequaram a união pelo processo FSW, tais como aços de alta resistência e mesmo materiais dissimilares.

O processo FSW consiste no movimento de translação de uma ferramenta associado a uma rotação pré-estabelecida, sendo a mesma pressionada contra a linha de união de duas peças. O aquecimento local causado pelo atrito entre ferramenta e a peça induz um amolecimento e

mistura dos metais, suficiente para que os materiais se unam. Há uma severa deformação plástica na região afetada, onde a estrutura granular pode ser alterada.

A presença de distorções e tensões residuais são menores nas juntas FSW quando comparado a outras técnicas de soldagem convencionais, mas o seu efeito precisa ser avaliado e modelado.

Embora, sob determinadas condições, a solda FSW tenha uma boa qualidade, é possível também produzir soldas com falhas devido à utilização de parâmetros de soldagem inapropriados (Caizhi Zhou, 2005a).

A fadiga é uma das principais causas das falhas de estruturas soldadas. Numerosos estudos foram realizados para caracterizar a microestrutura dos materiais na região da solda, mas ainda existe uma carência de dados das propriedades do material e dados de fadiga (Caizhi Zhou, 2005b) para estas regiões. Os locais de iniciação de trinca são observados em diferentes regiões da solda, onde há alteração micro-estrutural, além de uma distribuição de tensão residual não uniforme entre as regiões afetadas pelo processo de soldagem. Isto indica que as falhas são decorrentes da propagação de trincas por fadiga oriundas dos defeitos da solda (Aidy Ali, 2008).

Evidências experimentais mostram que a propagação de trinca por fadiga é alterada conforme há variação da microestrutura, dureza e tensão residual da junta soldada, sendo que tais propriedades podem variar de acordo com o do tipo de material a ser unido, o processo de união empregado assim como os parâmetros do processo empregado (A.F. Golestaneh, 2009).

Neste trabalho será analisado o efeito da tensão residual no comportamento mecânico de estruturas soldadas por FSW, nas propriedades mecânicas de tração simuladas e a influência na curva S-N, visto que, mesmo sendo baixa a tensão residual gerada, comparada a outros processos, há uma influência deste parâmetro sobre os parâmetros de propagação de trinca por fadiga (G. Pouget, 2007).

A resistência à fadiga é um quesito fundamental para o projeto de estruturas tolerantes ao dano. A falha por fadiga é um fenômeno que ocorre a ciclos repetidos de tensão e deformação. Devido à complexidade da tensão local em pontos de concentração de tensão, devem ser feitas aproximações baseadas em parâmetros locais a fim de introduzir uma tensão de referência para se estimar a resistência a fadiga. O Método dos Elementos Finitos é muito utilizado para se determinar os parâmetros locais (Shahri, 2009), incluindo-se os efeitos de tensões residuais além

dos efeitos de alteração microestruturais. A Técnica de Elementos Finitos será usada neste trabalho para estimar o estado de tensões em juntas soldadas pelo processo FSW.

Neste trabalho, os modelos de Elementos Finitos considerando as sub-regiões serão implementados, usados para análises estática e de fadiga. Serão testados modelos bidimensionais sob a hipótese de estado plano de tensão e modelos tridimensionais conforme proposto por (Reynolds, Loockwood e Genovois).

Foram usados dados experimentais da literatura para extrair a propriedades de cada região usando-se um modelo constitutivo do tipo Lei da Potência.

Um modelo de mistura também foi implementado para avaliação do comportamento global das juntas soldadas.

A partir do modelo de análise de tensões e deformações representativo da solda, propôs-se uma nova técnica de ajuste das curvas de fadiga de corpo de prova soldados por FSW a partir dos resultados experimentais obtidos para o material base e dos resultados da simulação de juntas soldadas.

Este trabalho se insere em um projeto de pesquisa realizado em colaboração entre a Unicamp/FEM/DMC e a empresa Embraer, que tem potencial interesse em aplicar este processo em alguns componentes aeronáuticos.

### 1.1 Objetivos

O objetivo amplo deste trabalho é gerar um modelo estrutural de juntas soldadas pelo processo FSW utilizando o Método dos Elementos Finitos a fim de realizar uma análise estática e uma análise de fadiga para predição do comportamento mecânico de peças com configurações geométricas simples.

Os objetivos específicos deste trabalho, destacando-se os de maior importância, são:

- Elaborar um estudo bibliográfico sobre as técnicas de modelagem de juntas soldadas por FSW, as propriedades mecânicas da junta soldada e conceitos relativos à fadiga. Nesta etapa do trabalho foi realizada uma revisão da literatura, aquisição de dados de testes e parâmetros importantes para o desenvolvimento do modelo da solda.
- Modelar uniões de topo soldada por FSW e analisar o seu comportamento estático, comparando os resultados da simulação aos resultados experimentais; foi definido um

campo de tensões e deformações pela aplicação de forças externas pressupondo as condições de contorno e obtendo-se os deslocamentos, utilizando o Método dos Elementos Finitos. As regiões da solda foram caracterizadas obtendo-se as propriedades mecânicas das mesmas e traçando-se a curva tensão-deformação; foi construído um modelo global partindo-se das propriedades locais utilizando a equação da Lei da Potência.

• Modelar uniões de topo soldada por FSW visando à análise de fadiga e comparação com resultados experimentais; foi analisado o comportamento de elementos estruturais submetidos a carregamentos cíclicos, sujeitos à fadiga, com base nas abordagens da tensão, incluindo a análise de fadiga pelo método das tensões para alto ciclo, análise dos resultados experimentais da literatura e estimação da curva S-N para o material soldado com a inserção da tensão residual.

#### 1.2 Organização do trabalho

Esta dissertação foi dividida em seis capítulos:

Na introdução é apresentado o processo Friction Stir Welding (FSW) no contexto da indústria aeronáutica, destacando-se a sua contribuição para a redução do peso e dos custos, bem como, vantagens nas propriedades mecânicas, resultantes do processo com relação a outros processos de união de chapas convencionais.

No segundo capítulo são apresentados tópicos da literatura relacionados à modelagem mecânica da liga de alumínio 2024, ao processo de soldagem por FSW, a avaliação das microestruturas das regiões afetadas pelo processo FSW, propriedades mecânicas de tração e fadiga, tensão residual e modelagem numérica relativa as juntas obtidas por Friction Stir Welding (FSW).

No capítulo 3 são abordados conceitos relativos à fadiga mecânica, tais como o método da vida sob tensão, a curva tensão x número de ciclos (curva S-N), parâmetros de fadiga, critérios de falha por fadiga, relacionados à aplicação nas ligas de alumínio 2024 soldada por FSW.

O capítulo de modelagem de juntas FSW discute os procedimentos da análise numérica, incluindo uma Lei da Potência usada para descrição do comportamento plástico do material. São

apresentadas também dados de entrada do modelo no software Abaqus<sup>®</sup>, as características geométricas dos corpos-de-prova, características da malha de Elementos Finitos, procedimento para obtenção do modelo global, inserção da tensão residual e procedimento para análise de fadiga.

No capítulo de verificação e análise dos resultados foram apresentados os resultados dos modelos e comparações aos resultados experimentais da literatura. Neste capítulo, também foram mostrados os resultados experimentais realizados na Unicamp e na Embraer, critérios de validação dos modelos, obtenção dos dados locais e globais e geração da curva S-N utilizando um modelo de Elementos Finitos como referência.

No sexto capítulo, finalmente são apresentados as conclusões e as sugestões para os trabalhos futuros.

### 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A pesquisa na área de métodos de soldagem por fricção é bastante ampla envolvendo diversos aspectos. Neste capítulo será apresentado um breve resumo dos principais tópicos relacionados ao processo de soldagem FSW.

Os aspectos relativos às propriedades mecânicas das ligas de alumínio utilizadas são revistos e questões relativas ao processo de soldagem FSW.

Serão abordados estudos relativos à caracterização das juntas, bem como uma revisão bibliográfica sobre fadiga mecânica e estimação das propriedades de fadiga, tais como o limite de resistência a fadiga e a vida finita para uniões feitas pelo processo FSW.

### 2.1 A liga de alumínio 2024

A indústria aeronáutica utiliza massivamente alumínio e suas ligas como material estrutural, cuja relação peso/resistência traz muitas vantagens para a aplicação aeronáutica: menor peso, boas propriedades à fadiga, boa tenacidade à fratura, resistência à corrosão entre outras.

As ligas de alumínio da série 2XXX apresentam como principal elemento de liga o cobre. A liga 2024 é uma liga de alta resistência e apresenta um bom acabamento superficial. A liga de alumínio 2024 – T3 têm como principais elementos de liga o cobre, magnésio e manganês. A designação T3 indica que a liga 2024 sofreu tratamento térmico de têmpera, que induz um endurecimento por precipitação, uma vez que o material é resfriado bruscamente após a solubilização, para formar soluções sólidas supersaturadas. O tratamento da têmpera para esta liga consiste em: solubilização, resfriamento abrupto, trabalho mecânico a frio e envelhecimento natural até uma condição estável.

As ligas de alumínio 2024 - T351 são obtidas das ligas de alumínio-cobre-magnésio, que sofreram sucessivas modificações de composição e transformações de estrutura.

Uma das principais aplicações das ligas da série 2XXX é a construção de estruturas primárias e secundárias de asas e fuselagens de aeronaves, que requerem combinações de elevada

tenacidade a fratura e resistência a fadiga. Atualmente estas ligas são amplamente usadas na indústria aeronáutica e serão o alvo principal dos estudos realizados nesta dissertação.

Como o presente estudo se concentra nos aspectos da modelagem e aplicação de uniões de chapas de alumínio 2024-T3 pelo processo de FSW, menor ênfase aos aspectos de engenharia dos materiais será dada.

### 2.2 Características do processo de Friction Stir Welding

Friction Stir Welding é um processo de soldagem em estado sólido. No caso das chapas finas de ligas de alumínio, o calor gerado devido ao processo é baixo em comparação com as técnicas de soldagem convencionais. No caso das chapas serem finas, considera-se que não há a fusão dos metais. Estes fatores resultam em baixa distorção e alta resistência da junta (Fersini, 2007). A baixa distorção e alta eficiência da junta são vantagens do processo, especialmente nos casos das ligas de alta resistência das séries 2XXX e 7XXX, que não são soldáveis por técnicas em estado líquido devido à diminuição da resistência após este tipo de processo de soldagem. Outra vantagem do processo FSW é ser flexível na união de peças muito grandes ou peças que apresentam formas complexas. Através deste método podem-se obter soldas livres de defeitos e com boas propriedades mecânicas em diferentes ligas de alumínio com espessura que vão de 1 a 35 mm. As juntas precisam de pouca preparação e não são utilizados materiais de adição gerando juntas com excelentes propriedades mecânicas. O processo tem boa eficiência energética, é silencioso e seguindo as diretrizes das leis ambientais, com ausência de fumaça e respingos; ausência de gás inerte; baixo custo de funcionamento, inexistência de porosidades ou trincas resultante da solidificação dos materiais.

As uniões pelo processo FSW podem apresentar eficiência mecânica comparável a uniões rebitadas, se forem utilizados os parâmetros adequados do processo, visto que a eficiência da união para ligas AA2024 e AA7075 está entre 70 e 95% do material base e a eficiência das uniões rebitadas, utilizadas tipicamente em longarina e chapas de fuselagem aeronáutica, é em torno de 85% (Genicolo, 2007).

Algumas desvantagens são: a presença do furo remanescente no final do cordão de solda (*keyhole*), a necessidade de fixação altamente rígida entre as partes durante o processo de soldagem, a geração de tensões residuais nas regiões afetadas pelo calor e pelo trabalho mecânico

e a alteração da microestrutura do material unido pelo processo, gerando regiões heterogêneas na estrutura soldada.

O furo remanescente é um furo de mesmo diâmetro do pino da ferramenta e ocorre ao fim do processo FSW, quando a ferramenta é recolhida, como mostra na Figura (2.1).



Figura 2.1 – Solda FSW entre chapas de alumínio (adaptado de Nandan et. al., 2008).

Atualmente, FSW é um processo empregado principalmente na manufatura de juntas de topo. Embora seja aplicado ainda em menor quantidade nas juntas sobrepostas, este número de aplicações vem crescendo ano a ano, a fim de substituir juntas sobrepostas rebitadas, em estruturas aeronáuticas; uma vez que os furos do rebite são frequentemente locais preferenciais para nucleação de trincas devido à fadiga e desgaste fornecendo um caminho para a propagação do dano (Fersini, 2007).

A indústria aeronáutica vem estudando a técnica FSW com objetivo de aplicá-la em componentes estruturais primários e secundários, assim sendo, as propriedades mecânicas da solda devem ser completamente compreendidas e quantificadas. O desenvolvimento de modelos do comportamento de estruturas soldadas pelo processo FSW tem assim grande importância no sentido de viabilizar a aplicação da solda na indústria, podendo trazer vantagens com relação a custo e desempenho desta aplicação.

As junções por FSW podem ser tanto de topo, substituindo cintas de união de painéis de fuselagem, como juntas sobrepostas, para reforçadores na fuselagem, como ilustrados na Figura (2.2). Na Figura 2.2 (a), está ilustrado a geometria representativa da região do núcleo no modelo numérico, resultante de uma solda de topo. As linhas que delimitam o núcleo têm um formato em

V devido à geometria do pino da ferramenta. O núcleo é representado em toda a espessura da chapa, embora o pino tenha um comprimento um pouco menor que a espessura.

Na Figura 2.2 (b) está ilustrada a geometria representativa da região do núcleo resultante da solda sobreposta, as linhas que delimitam a região do núcleo mostram que o pino penetra inteiramente na primeira chapa e em parte da segunda chapa.

Em ambas as configurações, as propriedades dos materiais são alteradas na região da solda, e tensões residuais são introduzidas, o que tem conseqüência direta na modelagem e análise do sistema.



Figura 2.2 - Representação das juntas soldadas mais aplicadas na indústria aeronáutica. (a) Junta de topo. (b) Junta Sobreposta.

Além disso, convém ressaltar que as alterações estruturais introduzidas são dependentes dos parâmetros do processo, o que acrescenta um grau de dificuldade no desenvolvimento de metodologia de projeto para este tipo de aplicação.

### 2.3 Descrição dos Parâmetros do Processo FSW

O processo FSW aplicado em chapas finas constituídas de ligas de alumínio ocorre de maneira que uma ferramenta rotativa não-consumível, constituída de um ombro e um pino perfilado, é forçada na linha da junta sob condições em que o calor devido à fricção é suficiente para aumentar a temperatura do material, que sob ação do esforço é deformado plasticamente, conforme a Figura (2.3).

No caso de chapas finas de alumínio, que é um dos casos de aplicação aeronáutica, o material não atinge temperaturas acima do ponto de fusão e portanto alterações das propriedades e estrutura do material são menos severas.

O pino, em geral, tem comprimento ligeiramente inferior à espessura da peça. Como a ferramenta se move ao longo da junta entre as duas peças, no caso da junta de topo, o material flui da borda de ataque para a borda de fuga da ferramenta, Figura (2.3). O material que flui em torno da ferramenta sofre uma severa deformação plástica.

O perfil da ferramenta promove alta pressão hidrostática na linha da junta, causando a consolidação do material plastificado devido à geração de calor. A peça deve ser firmemente fixada usando-se barras de apoio situada próxima a região da solda.

No início do processo, a penetração vertical do pino na peça se encerra quando o ombro entra em contato com a superfície da peça. A pressão exercida pelo ombro da ferramenta evita a expulsão do material e aumenta o calor de fricção (Moreira, 2008).

O movimento de translação e rotação da ferramenta produz uma combinação de conformação por extrusão do material ao redor do pino e forjamento do material nas regiões adjacentes ao ombro, definindo-se dois lados na região soldada: lado de avanço e lado de retrocesso.

O lado de avanço é onde o sentido da velocidade de translação coincide com o sentido da velocidade de rotação da ferramenta, e o lado de retrocesso é onde os sentidos das velocidades de

translação e rotação são opostos. As características mecânicas resultantes nestas duas regiões podem ser distintas, principalmente na soldagem de materiais dissimilares.

A solda FSW é caracterizada por três combinações de variáveis de estado: velocidade de translação, rotação e força axial. Para este trabalho as informações relativas ao ensaio de tração e de fadiga da liga 2024-T3 foram obtidas a partir de dados experimentais disponibilizados no âmbito de um projeto de cooperação entre a Unicamp e a Embraer – Empresa Brasileira de Aeronáutica, sendo que um dos principais objetivos foi de estabelecer metodologias de projeto de juntas FSW em função dos parâmetros do processo. Considerou-se neste trabalho, soldas obtidas com as seguintes condições do processo: 1900 RPM de rotação, 700 mm/min de velocidade de avanço e 4700 N de força axial.



Figura 2.3 - Esboço do processo FSW – (Adaptado de Moreira, 2008).

O calor gerado e o fluxo de material que ocorrem durante o processo FSW produzem mudanças micro estruturais locais que conduzem a variações das propriedades mecânicas na solda e próximas à solda.

As propriedades locais determinam a probabilidade da falha na solda. A resposta mecânica global da solda, que está diretamente relacionada às propriedades mecânicas locais, determina como ocorrem as deformações plásticas globais e portanto as propriedades estruturais globais da

solda (Liu and Chao, 2005). Neste trabalho, um modelo numérico usando a técnica de Elementos Finitos será utilizado para representar as regiões da solda onde as propriedades estruturais são modificadas em função das variáveis do processo.

### 2.4 Análise das Tensões Residuais em Juntas Soldadas por FSW

A tensão residual pode ser gerada em uma estrutura devido ao resfriamento não-uniforme de componentes de fundição, forjamento, solda, que podem surgir mesmo na ausência de carregamentos mecânicos externos. Elas podem ser benéficas ou prejudiciais a estrutura, dependendo da sua magnitude, natureza (tração ou compressão) e da sua distribuição ao longo das seções.

As tensões residuais oriundas do processo FSW, são tensões localizadas que podem causar mudanças no estado global de tensões nos componentes, contribuindo com a nucleação e crescimento de trincas e/ou fraturas após certo número de ciclos de fadiga.

A tensão residual pode influenciar na vida de fadiga das juntas FSW e no seu comportamento mecânico: resistência a tração e limite de resistência à fadiga (Fratini, 2005, Webster, 2001, Webster, 2000). Por isso se faz necessário avaliar o perfil de tensões residuais ao longo da junta soldada.

No processo de soldagem por FSW aplicados em chapas finas de alumínio, acredita-se que os níveis de tensão residual são inferiores àqueles gerados em processo similares de união por soldagem, devidos principalmente à baixa temperatura do processo comparada às outras técnicas.

Muitas técnicas são usadas para medir as tensões residuais, incluindo métodos destrutivos e não destrutivos (Webster, 2000). Os métodos destrutivos consistem em métodos mecânicos baseados no alívio da tensão residual; quando uma porção do corpo-de-prova analisado for removida por algum tipo de processo de remoção de material. Neste caso, a distribuição de tensão é alterada, e sua magnitude, é avaliada pela análise das mudanças na deformação que foi produzida. Um método destrutivo utilizado no caso da solda FSW é o método da perfuração (Fratini, 2005), ou método do furo cego.

Os métodos não-destrutivos são usualmente restritos a determinação da tensão residual próximos à superfície. Alguns dos métodos não-destrutivos usados para estimar a tensão residual em solda FSW são: método da difração de nêutrons (Webster, 2001) e o método da difração de

raios-X. O método da difração de nêutrons é capaz de medir a tensão residual em chapas da ordem de centímetros dentro da maioria dos metais, por isso são muito utilizados em aplicações de engenharia (Webster, 2001). O método de difração de Raios-X é geralmente limitado a região muito próxima das superfícies, tipicamente algumas dezenas de mícrons.

A tensão residual de tração próxima à superfície tende a acelerar a iniciação das trincas e fases de crescimento e propagação por fadiga, enquanto que a tensão residual de compressão, próximas a superfície, atuam no sentido de prolongar a vida de fadiga. Uma característica da distribuição de tensão residual é que elas geralmente satisfazem o equilíbrio de forças e momentos nos componentes, como conseqüência, elas não podem causar um colapso plástico, mas podem contribuir para a falha através de mecanismos de fluência, fadiga e fratura (Webster, 2000).

Peel et al., 2003 investigaram a influência da velocidade de avanço da ferramenta sobre a tensão residual das ligas de alumínio soldadas por FSW usando medida por Raio-X síncroton. Na região da solda foram detectadas tensões residuais longitudinais (paralela ao movimento de translação) e transversais (perpendicular ao movimento de translação) (Fratini, 2005).

Staron et al. (2004) utilizam a técnica da varredura por nêutrons para determinação não destrutiva das tensões em juntas de topo de chapas de alumínio. Esta pesquisa objetivou investigar a possibilidade de modificar o estado da tensão residual na junta exercendo tensões mecânicas externas durante o processo de soldagem. Reynolds et al., 2000, investigaram juntas soldadas de aço para medir a tensão residual oriunda do processo FSW.

Em geral, os métodos de medição de tensão residual são complexos e as incertezas associadas são consideráveis. Neste trabalho, optou-se por usar perfis de tensão residual obtidos numericamente, a partir de modelos de simulação do processo de FSW. Estes valores numéricos foram combinados com dados experimentais obtidos para condição de processo escolhida.

### 2.5 Avaliação da Microestrutura em Sub-regiões de Juntas Soldadas por FSW

Um junta de topo unida pelo processo FSW caracteriza-se formalmente por quatro regiões diferenciadas ao longo da seção transversal do metal: o metal base (Figura 2.4 – região A), a região térmica afetada (Figura 2.4 – região B), a região termomecanicamente afetada (Figura 2.4 – região C) e o núcleo (Figura 2.4 – região D). Do material base até o centro da solda, o tamanho

dos grãos diminuem. A textura fina do material base é preferencialmente orientada ao longo da direção de laminação das chapas. O núcleo apresenta uma distribuição mais homogênea.



Figura 2.4 - Representação das regiões da microestrutura resultante da soldagem FSW de topo a) Vista frontal da solda FSW ensaiada na Unicamp; b) Vista lateral representativa das regiões.

A região do núcleo é sujeita a altas temperaturas e grandes deformações durante o processo de soldagem. O aspecto microestrutural resultante é uma granulação fina e equiaxial (a estrutura equiaxial é caracterizada pelo crescimento de grão em diferentes direções e os grãos vizinhos não são necessariamente paralelos uns aos outros) de microestrutura recristalizada (formação de novos grãos dentro da estrutura deformada); características estas que favorecem as propriedades mecânicas tais como resistência a fadiga e a tenacidade à fratura (Cerveira, 2008). O núcleo é cercado pela região termomecanicamente afetada, região esta que resulta em uma microestrutura afetada pelo calor e pelo trabalho mecânico, sendo parcialmente recristalizada devido a um menor calor durante a deformação comparada ao núcleo (Cerveira, 2008); a região térmica é

afetada pela temperatura, que podem ser maiores que 250 <sup>o</sup>C, podendo ocasionar variações das propriedades mecânicas; o metal base é a região mais distante do núcleo, região em que os grãos não são afetados pelo calor nem pelo processo de soldagem (Rosales, 2009).

O lado de avanço e lado de retrocesso da solda apresentam diferenças na microestrutura. O lado de avanço é caracterizado micro estruturalmente por uma fronteira nítida entre a região do núcleo e a região termomecânica afetada. O núcleo apresenta grãos pequenos enquanto que a região termomecânica apresenta grãos grandes e alongados. O lado de retrocesso tem uma microestrutura mais complexa, não apresenta um limite bem definido entre a região do núcleo e a região termomecanicamente afetada. O núcleo, apresenta grãos menores que a região termomecânica, porém inclui grãos grandes, o que torna difícil a distinção entre as regiões.

O conhecimento prévio das propriedades mecânicas de tração e de fadiga das regiões citadas acima é importante para estimação dos locais de falha, para a caracterização local da estrutura soldada e conhecimento do comportamento global em função das propriedades locais. A estimação das delimitações geométricas das regiões e o conhecimento das propriedades mecânicas locais facilitam a modelagem numérica para obtenção do comportamento global com base nos dados locais. Neste trabalho, não foram consideradas as influências da alteração da microestrutura do material na modelagem do meio contínuo.

### 2.6 Propriedades Mecânicas de uniões por FSW

A medida mais comum da qualidade da solda, depois de uma inspeção visual para os defeitos superficiais, é obtida pelos ensaios de tração e de dobramento. O ensaio de tração é normalmente aplicado para obter o comportamento mecânico do corpo-de-prova soldado. Existem dois tipos de configuração para o ensaio de tração (Liu and Chao, 2005) de soldas de topo:

1 – Configuração de tração transversal: este ensaio utiliza corpos de prova em que a linha da solda é perpendicular a direção de carregamento, Figura (2.5a).

2 – Configuração de tração longitudinal: este ensaio utiliza corpos de prova em que a linha da solda é paralela a direção de carregamento, Figura (2.5b).



Figura 2.5 - Corpos de prova para solda de topo: configurações transversal em (a )e longitudinal em (b) da solda.

Algumas propriedades mecânicas obtidas do ensaio de tração que podem ser usadas na modelagem do comportamento do material sob cargas de tração incluem a tensão limite de escoamento, módulo de elasticidade, tensão última, eficiência da junta (relação entre a tensão última da solda com relação à tensão última do material base), expoente de encruamento *n* e coeficientes de resistência *K*. Alguns destes parâmetros empíricos são obtidos pelo ajuste de mínimos quadrados da curva tensão-deformação medida.

A resistência à tração, a ductilidade e a tenacidade à fratura da junta soldada dependem fortemente das propriedades do material unido, cuja microestrutura é complexa e heterogênea.

O calor e o fluxo plástico que ocorrem durante o processo FSW geram no metal regiões de heterogeneidade, diferenciadas no material quanto às propriedades mecânicas, representadas neste trabalho pela região do núcleo, região térmica afetada e material base.

As propriedades mecânicas associadas a estas regiões são chamadas propriedades locais.

As propriedades locais controlam as falhas dentro e ao longo da solda. A resposta global da solda que está diretamente relacionada às propriedades mecânicas locais na região heterogênea determina a deformação plástica global e, portanto, a deformação estrutural global da estrutura (Liu and Chao, 2005).

O conhecimento das propriedades locais contribui muito na previsão dos possíveis locais para as falhas e também na determinação das propriedades globais por meio de modelos numéricos.

Por causa das regiões soldadas nas ligas de alumínio apresentar menores tensões de escoamento que o metal base, a deformação não é uniforme, logo a região que apresenta maior ductilidade começa a escoar primeiro, geralmente a região térmica afetada.

16

A tensão de escoamento a 0,2% de alongamento serão obtidas das curvas tensãodeformação oriundas da modelagem numérica, na qual a deformação é sempre não uniforme e será altamente dependente da seção escolhida em estudo.

Algumas técnicas têm sido desenvolvidas para medida da deformação e tensão local de materiais heterogêneos da liga de alumínio 2024 – T351 e tem sido observado que a localização da deformação dominante ocorre na região térmica afetada em ambos os lados adjacentes ao núcleo da solda enquanto que as demais regiões experimentam uma deformação bastante uniforme (Lockwood, 2002).

O comportamento local da região correspondente ao núcleo e a região térmica afetada podem ser obtidos pelo ensaio de tração convencional em conjunto com o método de Correlação de Imagens Digitais (DIC). O método DIC consiste em reproduzir imagens de uma pequena região em estudo do corpo-de-prova durante o ensaio, podendo quantificar a deformação através da visualização do corpo não deformado e após a deformação. Com isso é possível gerar uma curva tensão-deformação local, como mostrado na Figura (2.6) para as regiões do material base (MB), região térmica afetada (RTA) e o núcleo (N).



Figura 2.6 - Curvas tensão x deformação das regiões da liga 2024 – T351 (Liu and Chao, 2005).

O comportamento da placa soldada, representado pela curva experimental global na Figura (2.6) foi obtido através do ensaio de tração convencional e a utilização de extensômetros. As informações de tração das curvas da Figura (2.6) são utilizadas como parâmetros de entrada para o modelo estático.

#### 2.7 Propriedades de Fadiga de Uniões por FSW

Fadiga de alto ciclo é uma falha de componentes mecânicos que ocorre sob condições de tensões cíclicas considerando um grande número de repetições (Shigley, 2008). Algust Wholer foi o precursor nos estudos do comportamento de corpos metálicos sujeitos a esforços de fadiga, em 1850, obtendo como importante resultado a representação do ensaio de fadiga em um diagrama de tensão versus número de ciclos de vida até a fratura, conhecida por curva S-N.

Neste caso, usa-se a definição de fadiga englobando as fases de nucleação e propagação das trincas até a ruptura, sem destacar a fase governada pelas teorias da mecânica da fratura.

Na década passada foi feito um grande número de estudos para caracterizar a evolução da microestrutura do material de regiões soldadas por FSW, mas ainda existe uma carência de dados de propriedades do material em especial para as propriedades relacionadas à fadiga (Caizhi Zhou, 2005b).

A avaliação do comportamento à fadiga de juntas soldadas por FSW, em ligas de Al, pode ser obtida por uma análise estatística para produzir dados de resistência à fadiga como representado em curvas S-N. O conhecimento da relação tensão-número de ciclos para um dado material é possível devido a procedimentos experimentais e uma grande base de dados.

O ensaio de fadiga é largamente utilizado na indústria aeronáutica pela natureza cíclica do carregamento, desde componentes pequenos até estruturas completas como asa, longarina e fuselagem.

Os resultados obtidos do ensaio de fadiga permitem caracterizar o material segundo dados quantitativos, nos quais o corpo-de-prova está submetido por longos períodos, sem se romper, a esforços repetitivos e/ou cíclicos. Nestes casos, a falha ocorre depois de um tempo considerável de aplicação de cargas que induziu tensões inferiores as tensões de ruptura ou de escoamento.

O limite de resistência a fadiga representa a tensão abaixo da qual o material não falha para um número infinito de ciclos. O limite é caracterizado na curva S-N por uma inflexão (ou assíntota) e não existe para os materiais não-ferrosos e suas ligas. O alumínio e suas ligas não possuem limite de resistência à fadiga e a sua vida em fadiga é usualmente relativa a  $10^8$  ou  $5x(10)^8$  ciclos de inversão de tensões (Shigley, 2008).

É importante estudar a influência das tensões residuais no comportamento de fadiga da junta soldada por FSW, visto que mesmo sendo baixos os valores de tensões residuais comparados ao processo convencional por fusão, a tensão residual pode afetar o processo de crescimento de trinca por fadiga (G. Pouget, 2007; Miyaura, 2012).

A avaliação do comportamento de fadiga da solda FSW inclui: o estudo da vida em fadiga (representado pela curva S-N) e a propagação de trinca por fadiga. De acordo com estudos feitos sobre o comportamento da vida em fadiga das juntas de topo por FSW, alguns resultados importantes foram obtidos: a 10<sup>7</sup> ciclos de vida em fadiga a resistência à fadiga na união por FSW é menor que no metal base; a qualidade superficial das soldas FSW exerce um efeito significativo sobre a resistência à fadiga das soldas (Mishra, 2005);

Bussu e Irving (apud Mishra,2005) mostraram que os corpos de prova com soldas transversais tem menor resistência a fadiga que corpos de prova com soldas longitudinais.

O efeito dos parâmetros do processo FSW na resistência à fadiga é de difícil avaliação, não tendo sido detectada nenhuma tendência consistente (Hori, 1999 e Biallas, 1999, apud Mishra, 2005). O polimento a baixa plasticidade após o processo FSW pode melhorar a vida de fadiga das juntas (Mishra, 2005). A resistência à fadiga da solda por fricção tem características superiores à resistência a fadiga da solda a laser e da solda MIG e painéis unidos por rebites (Widner, 2006 apud Genicolo, 2007).

### 2.8 Revisão da Modelagem Numérica de Uniões por FSW

A resposta mecânica local e global de juntas construídas a partir de Al 2024 T351 soldada por FSW foi realizada por Lockwood (2002), a resposta global foi obtida dos resultados do ensaio de tração transversal e a resposta local foi obtida da combinação do ensaio de tração com o método de correlação de imagem digital (DIC).

Enquanto o ensaio de tração mediu a força aplicada o ensaio DIC mediu o deslocamento superficial local na região da união. O comportamento da solda foi aproximado a de um material

compósito, com uma configuração em que as tensões eram iguais em todas as camadas, mediante a aplicação da carga; foram obtidas as características mecânicas de cada região da solda e com estes dados foi construído um modelo 2D de um ensaio de tração transversal, utilizando uma malha uniforme de elementos sólidos de 4 nós, com 7680 elementos e 7953 nós (Lockwood, 2002). As condições de contorno adotadas foram: uma extremidade fixa e carga aplicada na outra extremidade. Concluiu-se neste trabalho, que a técnica combinada de medição das deformações locais e globais é uma técnica promissora para estudar os defeitos na solda e pode ser útil na obtenção de dados para modelos globais da solda.

Um novo estudo de Lockwood e Reynods (2003) foi realizado para o mesmo material e para as mesma condições do trabalho de Lockwood (2002), agora com dois modelos, um 2D em estado plano de tensões e um modelo 3D. Verificou-se a existência da condição de uniformidade de tensões a partir dos resultados experimentais e a existência de estado plano de tensões em ambos os modelos (físico e simulado).

Em 2005, Genovois et al., estudaram o efeito da microestrutura heterogênea nas propriedades de tração local e global de juntas FSW das ligas de alumínio 5251 O, AA2024 T351 e T6. Genovois at al. desenvolveram um modelo 3D para prever o comportamento da solda partindo-se das curvas de tração individuais das regiões da solda. Os dados locais de tração foram obtidos de um mapa de deformação utilizando a técnica DIC. Estes resultados mostraram boa correlação com os resultados do ensaio de micro-tração e podem ser seguramente usados no modelo de Elementos Finitos para gerar uma resposta global da solda. O modelo foi baseado numa aproximação de materiais compósitos devido a uma variação das propriedades mecânicas da solda. A solda é decomposta em várias regiões, nas quais as propriedades são consideradas homogêneas em cada uma das regiões. A geometria modelada é similar a seção transversal do ensaio de tração/DIC. Uma curva tensão-deformação local foi atribuída a cada região. O modelo usa elementos cúbicos e condições de contorno em que uma extremidade é fixa e um deslocamento constante é aplicado a outra extremidade, como no ensaio de tração experimental. Durante a simulação a direção de carregamento é normal a direção da solda. O modelo foi testado com propriedades locais obtidas do ensaio de micro-tração e do ensaio de tração transversal/DIC. As deformações locais simuladas mostraram boa concordância com os resultados experimentais embora o modelo baseado nos resultados DIC mostraram melhores resultados do que os modelos baseados no ensaio de micro-tração, especialmente na região do núcleo. Para o material 2024-
T351, a deformação global do corpo de prova é igual a 3,4%. O modelo prevê corretamente a distribuição de deformação no material base e na região térmica. Contudo a deformação local é levemente subestimada nas demais regiões. Concluí-se que a simulação por Elementos Finitos provou ser uma ferramenta eficiente para representar o comportamento local e global da solda.

Da distribuição das curvas tensão-deformação das diferentes regiões da solda, a tensão e o alongamento da solda podem ser quantitativamente previstos. Este é um passo essencial no modelo integrado da solda FSW, que seria incluído ao modelo da microestrutura oriundo das condições termomecânicas ensaiadas em cada região.

## 3 DIMENSIONAMENTO POR FADIGA

Fadiga é a designação dada a uma falha mecânica causada por tensões flutuantes ou repetidas. Estas tensões podem ser exemplificadas para o caso de um eixo girante, sujeito a ação de cargas de flexão, passando por tração e compressão para cada revolução do eixo; se for adicionado um carregamento axial, o efeito das tensões axiais seria sobreposto ao efeito das tensões de flexão. Como esta tensão varia, ela pode ser chamada de tensão variável, repetida, flutuante ou alternante. Muitos membros de máquinas falham devido a estas tensões repetidas que ocorrem em níveis abaixo da resistência última do material. A falha por fadiga é súbita e total, não antecipando desta forma deformações visíveis no material.

A falha por fadiga pode ser caracterizada por três estágios: Estágio I – corresponde ao início de uma ou mais micro trincas, causadas por deformação plástica cíclica seguida de propagação cristalográfica estendendo-se de dois a cinco grãos relativamente à origem (Shigley, 2005), não são normalmente visíveis a olho nu, Estágio II – Compreende a progressão de micro a macro trincas, formando superfícies de fratura com platôs paralelos, separados por sulcos também paralelos. Os platôs são normalmente lisos e normais na direção da máxima direção de tração, essas superfícies são onduladas e escuras e tem bandas leves conhecidas como estrias de fadiga, Estágio III – ocorre no ciclo de carga final, quando o material remanescente não pode suportar as cargas, resultando em fratura rápida e repentina.

A falha por fadiga ocorrerá tipicamente em uma descontinuidade do material cuja tensão cíclica neste ponto pode atingir um valor máximo e há a formação e propagação de trinca. Os principais fatores que levam a uma descontinuidade no material são: projeto de mudanças rápidas na seção transversal, chavetas, furos; elementos deslizantes e rolantes (mancais, engrenagens, cames, etc.), localização de marcas de identificação; marcas de ferramentas, risco e rebarbas, projeto de juntas mal feitas e montagem inadequada. Outro motivo de falha por fadiga advém das falhas de fabricação; ou descontinuidade na composição do material seja processado por laminação, forjamento, fundição, extrusão, estiramento.

A nucleação de trincas pode ser acelerada pelas tensões residuais de tração devido a temperaturas elevadas, ciclagem térmica, meios corrosivos e ciclagem de alta freqüência.

22

As trincas crescem ao longo dos planos normais as máximas tensões de tração. A taxa e direção de propagação das trincas, quando são nucleadas, dependem das tensões localizadas e da estrutura do material, quando ela já se formou a influencia se dá pelo ambiente, temperatura e frequência, podendo neste caso, ser aplicada a teoria da mecânica da fratura para a análise da fase de propagação das trincas.

Um dos modelos para a análise e predição da falha por fadiga considera a ocorrência dos três estágios de fadiga através da relação tensão x número de ciclos (S-N) (Collins, 2006). O diagrama S-N é obtido a partir de ensaios experimentais utilizando carregamento simples de corpos de prova padronizados com controle em laboratório. O carregamento mais comumente utilizado é de flexão pura de reversão senoidal. O limite de resistência a fadiga é representado por uma assíntota na curva S-N e ocorre para os aços e ferro, como já foi dito. Para o alumínio e suas ligas não há limite de resistência, neste caso, é dado uma resistência a fadiga a um número especificado de ciclos,  $S_f'$ . Este parâmetro pode ser referenciado como a resistência a fadiga do corpo-de-prova em controle laboratorial.

Fadiga de baixo ciclo é um termo utilizado para uma vida de fadiga até  $10^3$  ciclos, e fadiga de alto ciclo para uma vida maior que  $10^3$  ciclos. Fadiga de baixo ciclo pode ser definida como um domínio de carregamento em que a carga cíclica é relativamente elevada, ocorrem níveis significativos de deformação plástica.

Na fadiga de alto ciclo a carga é relativamente baixa, as deformações ocorrem abaixo do limite elástico e a vida é longa (Collins, 2006).

O diagrama S-N fornece dados básicos de fadiga na região de vida de alto ciclo, tendo importância fundamental como informação de projeto para peças e máquinas sujeitas a carregamentos cíclicos.

Existem três métodos fundamentais que tentam predizer a vida de fadiga em número de ciclos até a ocorrência da falha em um determinado período de tempo, para um nível de carregamento especificado: o método da vida sob tensão, o método da vida sob deformação e método da mecânica da fratura linear elástica.

O método da vida sob tensão baseia-se apenas em níveis de tensão. É o método menos preciso principalmente para baixos ciclos, uma vez que não leva em conta o comportamento da tensão-deformação verdadeira quando ocorre escoamento localizado. Embora seja o método mais

23

tradicional, pois apresenta uma implementação simples para projeto, tem muitos dados de suporte e é adequado para aplicações em alto ciclo.

O método da vida sob deformação detalha mais a deformação plástica em regiões onde as tensões e deformações são consideradas para a estimativa de vida, é eficaz para baixo ciclo. Este método é aplicado com muitas idealizações por isso o resultado apresenta incertezas.

O método da mecânica da fratura assume que uma trinca esteja presente e tenha sido detectada. Este método é aplicado para prever o mecanismo de falha na fase de crescimento da trinca e é baseado no conceitos da mecânica da fratura e avaliam a severidade da trinca, tais como o fator de intensidade de tensão e a taxa de liberação de energia (RRF).

#### 3.1 Método da vida sob tensão

O método da vida sob tensão é baseado em níveis de tensão. O dispositivo de ensaio de fadiga mais utilizado é a máquina de viga rotativa de alta velocidade de R. R. Moore. O corpode-prova é submetido ao esforço de flexão pura (sem cisalhamento transversal) por meio de pesos. Para o caso de chapas finas, usadas nas fuselagens e asas de aeronaves, ensaios de tensões axiais flutuantes, tensões torcionais e de flexão flutuantes ou esforços combinados são realizados usando-se máquinas de ensaio de fadiga com atuadores hidráulicos ou eletromecânicos.

No ensaio de fadiga, uma carga senoidal é aplicada, e o número de inversão de ciclos (revoluções) é contabilizado até a falha. O primeiro ensaio é realizado a uma tensão um pouco inferior a resistência última do material. As tensões são gradativamente diminuídas e os resultados são mostrados no diagrama S-N, no qual as tensões máximas são apresentadas nas ordenadas e o número de ciclos de fadiga *N* é apresentado nas abscissas.

A resistência a fadiga do alumínio é normalmente  $5(10^8)$  ciclos de tensão inversa. Na Figura (3.1) observa-se a curva da liga de alumínio 6063-T6 soldada por FSW calculada até cerca de  $3(10^7)$  ciclos.



Figura 3.1 - Diagrama S-N para a liga de alumínio 6063-T6 soldado por FSW (Adaptado de Moreira, 2008).

Todos os projetos baseados na metodologia de curvas S-N, requerem um número de ensaios geralmente muito grande, o que amplia os custos e tempos e desenvolvimento. Este problema é significativo no caso de juntas soldadas, uma vez que a variação dos parâmetros do processo podem influir no comportamento à fadiga da junta.

Assim, a idéia é buscar um método eficiente de correção de curvas S-N de material base levando em conta as propriedades das juntas soldadas obtidas por simulação numérica.

#### 3.2 Parâmetros de fadiga

O carregamento cíclico, ao qual um componente está submetido segue uma variação senoidal, mas é normal também usar-se cargas aleatórias, sendo que a forma da onda parece não ter efeito significativo na falha por fadiga na ausência de corrosão (Norton, 2000). A forma da onda de tensão que se propaga no corpo de prova é similar na forma e na freqüência que a onda externa aplicada.

Os fatores significativos para a caracterização do carregamento são: a amplitude e valor médio da onda tensão e o número total de ciclos tensão/deformação a que a peça é submetida. Um período padrão da forma senoidal apresenta uma força máxima e uma força mínima que caracterizam a força aplicada.

Com os valores de força máxima e força mínima define-se um componente fixo e um componente alternado da força. Assim a força média  $F_m$  é dada por:

$$F_m = \frac{F_{min} + F_{max}}{2} \tag{3.1}$$

A amplitude da força alternada são dadas por:

$$F_a = \frac{F_{max} - F_{min}}{2} \tag{3.2}$$

Tais carregamentos em tensões médias  $\sigma_m$  e alternadas  $\sigma_a$  são dadas por:

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{min} + \sigma_{max}}{2} \tag{3.3}$$

e

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \tag{3.4}$$

As tensões  $\sigma_a e \sigma_m$  são referentes a tensões locais determinadas. Quando se tratar de corpos sem entalhes as tensões  $\sigma_a e \sigma_m$  se referem às tensões nominais  $\sigma_{ao} e \sigma_{mo}$  e para corpos com entalhes sem deformação plástica  $\sigma_a e \sigma_m$  ficam multiplicados pelo fator de concentração de tensão  $K_f \sigma_a e K_f \sigma_m$ , respectivamente. Definem-se também,

$$\Delta \sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} \tag{3.5}$$

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \tag{3.6}$$

$$A = \frac{\sigma_a}{\sigma_m} \tag{3.7}$$

Sendo  $\Delta \sigma$  o intervalo de tensão, *R* a razão de tensão e *A* a razão de amplitude.

Os parâmetros das equações (3.5), (3.6) e (3.7) descrevem completamente o padrão tensão tempo, combinados quaisquer deles em dois pares, exceto os pares  $\sigma_a$  e  $\Delta \sigma$  ou A e R, para o caso de carregamentos senoidais.

Na Figura (3.2) é representado o padrão senoidal tensão-tempo com média nula, de amplitude e freqüência constantes, para um número de ciclos específico. Este padrão é também designado por tensão cíclica completamente alternada ou com média nula.



Figura 3.2 - Padrão senoidal de tensão alternada.

Outros padrões senoidais possíveis são de tensão repetida em que a  $\sigma_m = \sigma_{max}/2$ , podendo ocorrer também compressão pulsativa em que a tensão média compressiva é  $\sigma_m = \sigma_{max}/2$  e  $\sigma_{max} = 0$ , padrões tensão-tempo com variação da amplitude, padrões em que a amplitude e a magnitude da tensão média variam e o padrão tensão – tempo real que representa um componente real de uma estrutura de uma fuselagem por exemplo, durante suas operações normais de reabastecimento, deslocamento no solo, decolagem, ação de ventos, manobras e aterrizagem. Na área aeronáutica, perfis específicos de carregamento dinâmico para cada aeronave são utilizados, e não serão especificados neste trabalho.

#### 3.3 Curva S-N

A curva S/N é construída a partir de dados coletados em laboratório, considerando um grande número de corpos de prova sob diferentes amplitudes de tensão e tensão média nula.

Como há um espalhamento dos dados para cada nível de tensão, há ferramentas estatísticas para organização dos dados. Um histograma é feito para cada nível de tensão, que mostra uma distribuição de falhas como uma função do logaritmo do número de ciclos de vida para uma amostra ensaiada. Para cada nível de tensão, a probabilidade de falha (P) é estimada com base no cálculo da média e do desvio padrão. Os histogramas que apresentam igual probabilidade de falha são unidos gerando as curvas de probabilidade constante de falha na curva S-N. As curvas S-N normalmente encontradas na literatura se referem à probabilidade de falha de 50%. Muitos estudos foram realizados sobre o comportamento da curva S-N da solda FSW e alguns resultados importantes foram obtidos baseados nestes estudos. A resistência a fadiga da solda FSW em 10<sup>7</sup> ciclos foi menor que no material base, sendo, a solda FSW é susceptível a iniciação de trinca por fadiga. Bussu e Irving, mostraram que corpos-de-prova com soldas transversais a carga tem menor resistência a fadiga que soldas longitudinais. A curva S-N típica para solda FSW, solda a laser e solda MIG e do metal base para a liga de alumínio 6005 Al-T5 está representado na Figura (3.3).



Figura 3.3 - Curva S-N típica da solda FSW, MIG, Laser e metal base Al 6005 (Mishra, R., S., 2006).

Observa-se uma redução da amplitude da curva S-N de todas as juntas soldadas em relação ao metal base. Todavia, para falhas em alto ciclo, acima de  $10^6$  ciclos, nota-se que as soldas unidas pelo processo FSW são superiores. Porém, a dispersão dos dados experimentais é grande.

A qualidade da superfície da solda FSW exerce um significativo efeito na sua resistência a fadiga, conforme mencionado em Mishra R. S., 2006.

#### 3.4 Critérios de falha por fadiga

A resistência a fadiga é avaliada pelos critérios de falha, quando o componente está sujeito a variações da tensão média e da amplitude de tensão. Existem quatro combinações de carregamento para as quais são analisadas as falha:

- Categoria I: tensões uniaxiais e tensões alternadas ( $\sigma_m = 0$ )
- Categoria II: tensões uniaxiais e tensões variadas ( $\sigma_m \neq 0$ )
- Categoria III: tensões multiaxiais e tensões alternadas ( $\sigma_m = 0$ )
- Categoria IV: tensões multiaxiais e tensões variadas ( $\sigma_m \neq 0$ ).

Neste trabalho serão considerados carregamentos das categorias II e IV aplicados em corpos de prova de chapas finas de alumínio 2024-T3. Na Figura (3.4) estão representadas as curvas que representam os critérios de falha para tensões médias não nulas (Categorias II e IV): a curva de Goodman modificada, a curva de Gerber, a curva de escoamento e a curva de Soderberg. A curva de Gerber ajusta melhor os dados experimentais de falha e a curva de Goodman modificada ajusta melhor para os valores mais baixos de tensão.

Ambas as curvas passam pelo limite de fadiga corrigido  $S_e$  ou resistência a fadiga  $S_f$  no eixo  $\sigma_a$  e pela resistência a tração no eixo  $\sigma_m$ .

Uma curva de escoamento que conecta a tensão de escoamento  $S_y$  em ambos os eixos serve como um limite no primeiro ciclo de tensão (se o material escoa, ele falha mesmo antes de atingir a tensão limite de fadiga). A curva de Soderberg é um critério mais conservador que liga  $S_e$  e  $S_f$  a  $S_y$  não necessitando desta forma recorrer a curva de escoamento.



Figura 3.4 - Curvas de falha para as tensões pulsantes (repetidas).

Para qualquer um dos critérios escolhidos para representar a falha por fadiga, as combinações de  $\sigma_m$  e  $\sigma_a$  seguras estão à esquerda e abaixo da curva escolhida.

As curvas de falhas são definidas conforme espeficicado na seqüência.

Parábola de Gerber:

$$\sigma_a = S_e \left( 1 - \frac{\sigma_m^2}{S_{ut}^2} \right) \tag{3.12}$$

Curva de Goodman modificada:

$$\sigma_a = S_e \left( 1 - \frac{\sigma_m}{S_{ut}} \right) \tag{3.13}$$

Curva de Soderberg:

$$\sigma_a = S_e \left( 1 - \frac{\sigma_m}{S_y} \right) \tag{3.14}$$

Curva de escoamento:

$$\sigma_a = -S_m + S_y \tag{3.15}$$

A curva de Goodman modificada, representado graficamente na Figura (3.5), é também um critério de falha conservador e o mais comumente utilizado para tensões médias diferentes de zero em adição a tensão alternada.

O critério de Goodman modificado é calculado utilizando a equação de Goodman modificado (equação 3.13).



Figura 3.5 Critério de fadiga de Goodman modificado.

### 4 MODELAGEM DA JUNTA SOLDADA POR FSW

Neste capítulo será discutido as considerações feitas para a implementação dos modelos numéricos. Estes modelos foram realizados para prever o comportamento mecânico das juntas FSW para cargas de tração e gerar um procedimento para estimação das curva S-N. Será descrito também como foi feito a inserção da tensão residual gerada devido ao processo de soldagem por atrito com pino não consumível.

#### 4.1 Modelo numérico

Para as simulações computacionais foi utilizado o software comercial Abaqus<sup>®</sup>, que inclui algoritmos numéricos eficientes para a modelagem.

Na Tabela (4.1) mostra-se um resumo dos modelos de análise estática que foram simulados e comparados aos resultados de ensaios experimentais obtidos da literatura. Os modelos foram feitos para soldas de dois materiais distintos a liga 2024-T351 e a liga 2024-T3. Foram feitos modelos para a liga 2024-T351 para comparar os resultados numéricos com os resultados obtidos da literatura, pois há freqüentes estudos utilizando esta liga e a liga 2024-T3 foi também utilizada pois é a liga comumente empregada no setor aeronáutico.

Especificação	Material	Caso de estudo	Tensão Residual	Dimensão
M-1	Al2024-T3 / Al2024-T351	Ensaio de tração	Não	2D
M-2	Al2024-T3 FSW/ Al2024- T351 FSW	Ensaio de tração	Sim	2D
M-3	A12024-T351 FSW	Ensaio de tração	Sim	3D
M-4	Al2024-T351 FSW global	Ensaio de tração	Sim	3D
M-5	Al2024-T351 FSW	Ensaio de fadiga	Sim	2D

Tabela 4.1 - Especificação dos modelos.

Foram feitos modelos 2D e 3D, também foi feita uma geometria usando o corpo-de-prova de fadiga 2D. Foi utilizado o Sistema Internacional de Unidades (SI) para a entrada dos parâmetros do modelo. A Tabela (4.2) apresenta as características dos elementos utilizados nos modelos. Os modelos bidimensionais foram feitos considerando-se as hipóteses do estado plano de tensão.

Os modelos M-1 foram realizados considerando a liga de alumínio sem a solda, por conseguinte desprezou-se a tensão residual e foram feitos para a comparação das propriedades mecânicas numéricas com as propriedades mecânicas do ensaio das ligas do metal base.

Os modelos M-2 foram feitos considerando a presença da solda, para a análise das propriedades em cada região, para a comparação com os resultados ensaiados disponíveis na literatura bem como para comparar-se ao modelo M-3 que também prevê o comportamento mecânico em cada região, porém com uma geometria tridimensional. Estas comparações entre os modelos foram feitas em termos de campo de tensões e campo de deformações.

O modelo M-4 foi feito com base na análise estática linear para a geometria do CDP de fadiga; este modelo estima as tensões da curva S-N da solda utilizando um procedimento para o cálculo de fadiga, que ajusta as curvas do metal base para o caso da curva da liga soldada.

O modelo M-5 prevê um comportamento global da solda, no regime elasto-plástico utilizando-se de uma análise tridimensional e uma lei constitutiva empírica. Associando as regiões da solda à camadas de um material compósito, foi utilizada a Lei da Potência para modelar o comportamento da chapa soldada.

Modelo2D3DTipoQuadrilateral de 4 nósHexaédricoCódigoCPS4RC3D8R

Tabela 4.2 - Características dos elementos utilizados.

Os modelo numéricos bidimensionais foram realizados usando o elemento CPS4R que é um elemento de tensão plana de 4 nós de integração reduzida e os modelos numéricos tridimensionais foram realizados utilizando o elemento tridimensional C3D8R de integração reduzida, de 8 nós, com 3 graus de liberdade por nó, referentes as translações em X, Y e Z.

A metodologia de modelagem envolve os seguintes passos:

- Construção da geometria da peça a ser visualizada.
- Modelagem do comportamento elasto-plástico do material, via equações paramétricas ou dados experimentais.
- Geração da malha de Elementos Finitos.
- Aplicação de forças e condições de contorno.
- Cálculo da solução e pós processamento de tensões e fadiga.
- Análise dos resultados para validação do modelo, conforme os objetivos de cada análise.

Na seqüência apresenta-se uma descrição dos tópicos principais da metodologia proposta, específica para o caso de modelagem de juntas soldadas por atrito com pino não consumível ou solda por FSW.

#### 4.1.1 Construção da geometria

Nesta pesquisa, restringiu-se a análise ao corpo-de-prova de tração e de fadiga, com o objetivo de validar a metodologia de cálculo que é geral e pode ser aplicada para o uso em geometrias genéricas, uma vez que os modelos desenvolvidos são baseados no Método dos Elementos Finitos.

A geometria do modelo representa o corpo-de-prova de ensaio de tração, mostrado na Figura (4.1), cujas dimensões são definidas pela norma ASTM E8M.



Figura 4.1 - Geometria sem solda. Dimensões em mm.

Na Figura (4.2) está representado o modelo com solda. Trata-se de uma geometria de solda de topo definida em função das peças soldadas pela Embraer, com parâmetro de processo definido pela empresa. Neste caso a geometria foi dividida em cinco regiões, sendo duas regiões

do material base (MB), duas regiões térmicas afetadas (RTA), compreendendo 1 mm ao redor do núcleo (N), disposto ao longo do comprimento do corpo-de-prova e 8 mm do núcleo; a solda foi modelada na direção transversal ao carregamento.

A Figura (4.2) é usada para representar o comportamento dos modelos bidimensionais com a solda.



Figura 4.2 - CDP de tração com a representação da solda. Dimensões em mm.

Também foi construída a geometria para o modelo bidimensional de fadiga conforme mostrado na Figura (4.3), de dimensões 410 x 150 mm e 8 mm de núcleo e 1 mm de região térmica afetada, conforme a norma ASTM E466.

A Figura (4.3) é usada para representar o comportamento do CDP de fadiga no modelo numérico.



Figura 4.3 - CDP de fadiga com a representação da solda. Dimensões em mm.

Com o objetivo de avaliar a influência da geometria da região termicamente afetada, foi feito um modelo tridimensional representado pela geometria da Figura (4.4).



Figura 4.4 - Geometria do modelo 3D de tração.

As dimensões deste modelo são semelhantes aos da Figura (4.2), exceto na região da solda, onde foi adotado a geometria mostrada na Figura (4.5), com espessura de 1,6mm.



Figura 4.5 - Vista lateral da geometria 3D. Dimensões em mm. N - núcleo, RTA - região térmica afetada e MB - material base.

De acordo com a construção da geometria, três hipóteses foram assumidas no modelo:

• O núcleo (N) e a região térmica afetada (RTA) são regiões simétricas com relação à linha de centro do corpo-de-prova.

- A região termomecanicamente afetada (RTMA), não representada na geometria está incorporada dentro do núcleo.
- Para a construção do modelo global, geometria tridimensional, são considerados os comprimentos iniciais de cada região na formulação da lei constituiva, para o cálculo das deformações locais. A variação do comprimento ao longo da espessura da chapa é desconsiderada, portanto o formato em V que delimitam as regiões do núcleo e térmica afetada, Figura (4.5), não é levada em consideração neste cálculo.

#### 4.1.2 Características do material

Uma das formas utilizadas para definir a ductilidade de um material é baseada no valor do alongamento até a ruptura em um ensaio de tração. As juntas de alumínio das ligas AA 2024-T3 e AA2024-T351 unidas por FSW apresentam um alongamento superior a 5% de acordo com resultados experimentais da literatura. Este valor indica que o material pode ser classificado como dúctil. Isto permite adotar uma modelagem para o material baseada em critérios para materiais dúcteis.

O critério de escoamento de von Mises é adequado para materiais dúcteis e foi o critério de escoamento escolhido para a análise deste trabalho. Por este critério considera-se que o escoamento ocorre quando a energia devido à mudança de forma do corpo, sob carregamento multiaxial, for igual à energia de distorção em um corpo de prova de tração, quando o escoamento ocorre. Assim compara-se a tensão equivalente de von Mises em qualquer ponto da estrutura com o valor da tensão de escoamento do ensaio de tração dos corpos de prova de material base.

Na implementação, realizada no programa Abaqus, considera-se o comportamento plástico do material, definido pelas medidas obtidas do ensaio de tração. Logo, os dados de tensão e deformação de entrada e saída são tensão e deformação real, obtidos diretamente do ensaio de tração, que serão chamados apenas por tensão e deformação.

Os pontos de tensão-deformação de engenharia são calculados com relação à dimensão inicial do corpo, anterior a deformação; os dados da curva tensão-deformação de engenharia são convertidos em tensão-deformação, que se baseiam na seção transversal instantânea do corpo-de-prova durante o ensaio de tração, definidos pelas relações:

$$\sigma = S(1+e) \tag{4.1}$$

$$\varepsilon = \ln(1+e) \tag{4.2}$$

Sendo S a tensão de engenharia e e a deformação de engenharia,  $\sigma$  é a tensão e  $\varepsilon$  a deformação.

Na Figura (4.6) estão mostrados alguns corpos de prova do ensaio de tração realizado na Unicamp da liga 2024-T3 soldada e a curva tensão-deformação resultado do ensaio está mostrada na Figura (4.7) .



Figura 4.6 - Corpos de prova soldados do ensaio de tração realizado na Unicamp.



Figura 4.7 - Curva tensão-deformação da liga 2024-T3 soldada por FSW.

A entrada de dados do material no modelo foi realizada de duas maneiras distintas, pela tabela de pontos da curva tensão-deformação experimental e pela aproximação da equação da potência.

A tabela de pontos da curva experimental foi obtida utilizando-se uma rotina em MATLAB que permite a seleção manual dos pontos da curva, separando-se as regiões de interesse para a análise.

Ludwig em 1909 propôs uma relação tensão-deformação para ser usada quando a deformação for suficientemente grande a ponto da deformação elástica ser negligenciada, conhecida por alguns autores (Liu and Chao, 2005) como a Lei da Potência (Equação 4.3), uma equação geral da Lei da Potência pode ser escrita da seguinte forma:

$$\sigma = k\varepsilon^n \tag{4.3}$$

na qual k é a coeficiente de resistência e n o expoente de encruamento que na Figura (4.8) varia entre 0 e 0,5. Na Figura (4.8), ilustra-se a relação tensão-deformação conforme a Lei da Potência, para diferentes valores de n e K fixo.

A equação prevê uma tensão inicial nula e uma inclinação inicial infinita, exceto para n=0, que representa um material perfeitamente plástico. Para o maior valor de n tem-se a maior inclinação da curva que representa maior encruamento do material.



Figura 4.8 - Curva da Lei da Potência para n= 0 até n=0,5 e K=743 MPa.

O coeficiente de encruamento n está associado a estricção do material. Quanto maior o valor de n, o material será mais duro e maior a resistência a estricção (Junior, 2002). Da Figura (4.8) observa-se que a inclinação da curva aumenta conforme aumenta o valor do expoente de encruamento n para um dado valor do coeficiente de resistência k.

A Lei da Potência ajusta bem as curvas tensão-deformação para uma variedade de materiais, mas não é adequada para regime de baixas deformações (região elástica) e também não representa bem regiões com deformações muito altas (Liu and Chao, 2005).

Para a utilização da Lei da Potência no cálculo das tensões, foram consideradas as seguintes condições: a deformação plástica inicial é nula para a tensão de escoamento do ensaio de tração (tensão a 0,2% de deformação), 15 pontos de deformações incrementadas em 25% a cada passo foram utilizadas na curva característica do material e a estimação dos parâmetros *n* e *k* da Lei da Potência foi feita utilizando-se um ajuste de mínimos quadrados linear.

A combinação da lei de Hooke dada por  $\sigma = E\varepsilon$  e a Lei da Potência definida na equação (4.3) representam o comportamento total do material e dá origem a equação de Ramberg-Osgood (Wu, 2005), que pode ser escrita da seguinte maneira:

$$\varepsilon = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl} = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{k}\right)^{1/n} \tag{4.4}$$

A equação acima pode ser reescrita como:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_y} = \frac{\sigma}{\sigma_y} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_y}\right)^m \tag{4.5}$$

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \alpha \left(\frac{\sigma}{E}\right) \left(\frac{\sigma}{\sigma_y}\right)^m \tag{4.6}$$

Onde :

$$\alpha = \frac{E(\sigma_y)^{m-1}}{k^m} \tag{4.7}$$

$$m = \frac{1}{n} \tag{4.8}$$

Sendo  $\sigma_y$  e  $\varepsilon_y$  tensão e deformação de escoamento respectivamente, *m* é o expoente de encruamento e  $\alpha$  é uma constante. Na Figura (4.9) apresentam-se curvas representativas do modelo de Ramberg-Osgood para diferentes expoentes de encruamento.



Figura 4.9 - Representação gráfica da equação de Ramberg-Osgood.

A equação constitutiva mecânica para cada região de uma união soldada por FSW pode ser modelada pela Lei da Potência partindo-se das curvas experimentais tensão-deformação de cada região. As curvas tensão-deformação das regiões podem ser obtidas pela combinação do ensaio de tração e do método DIC (Digital Image Correlation), conforme proposto por (Liu and Chao, 2005) para a liga de Al 2024- T351 soldada pelo processo FSW ou pelo ensaio de micro-tração, extraindo-se as regiões do CDP e submetendo-as ao ensaio de tração.

No trabalho de (Liu and Chao, 2005) as curvas tensão deformação de engenharia foram obtidas pela combinação do ensaio de tração ao método de Correlação de Imagem Digital (DIC).

O método de Correlação de Imagem Digital (DIC) é um método pelo qual o deslocamento relativo entre posições sucessivas do corpo-de-prova é determinado pela análise de imagens obtidas automaticamente durante o ensaio de tração (Reynolds, 1999), e por pós-processamento numérico calculam-se as deformações em cada parte da região analisada da superfície do corpo de prova.

#### 4.1.3 Condições de contorno

Nesta pesquisa, restringiu-se a análise do corpo de prova para os quais foram utilizadas as seguintes condições de contorno: restrição nos graus de liberdade referentes ao deslocamento  $u_y$  em um ponto médio em cada extremidade no modelo 2D e no modelo 3D foi restrito também, no mesmo ponto, o deslocamento  $u_z$ , foram restritos os graus de liberdade relativos aos deslocamentos  $u_x$  em uma das extremidades e carregamento de pressão na outra extremidade, conforme referencial mostrado na Figura (4.10).



Figura 4.10 - Condições de contorno aplicadas ao modelo estático.

Estas condições de contorno foram utilizadas porque simulam as condições do ensaio de tração.

#### 4.1.4 Tensão Residual

O processo Friction Stir Welding gera um campo de tensões residuais na estrutura soldada, que é intrínseca ao processo e está associada à variação brusca de temperatura, relativa às fases de aquecimento e resfriamento da chapa.

Como visto na revisão bibliográfica, embora a tensão residual devido a este processo seja considerada inferior as tensões residuais oriundas de outros processos de soldagem convencionais, devido à baixa entrada de calor, são necessárias para fins de projeto, quantificar precisamente a sua influência no comportamento mecânico do material.

O campo de tensão residual pré-determinado foi obtido de uma simulação térmica do processo levando em consideração o efeito da variação de temperatura durante o processo de

soldagem. Os resultados são previamente calculados usando-se um modelo térmico mecânico, conforme descrito em (Ayala Bravo, 2012).

A simulação do processo foi realizada considerando uma geometria bidimensional do corpo-de-prova de tração para uma configuração de solda de topo (Figura 4.11).

O campo de tensões obtido da simulação térmica visa representar as tensões residuais longitudinais e transversais ao carregamento para pontos projetados sobre uma linha que vai de uma extremidade a outra da geometria do modelo, conforme mostrado na Figura (4.10). As tensões transversais ao carregamento estão na direção y, no sentido da linha de solda ( $S_{22}$ ) e as tensões longitudinais ao carregamento estão na direção x, perpendicular a linha de solda ( $S_{11}$ ).



Figura 4.11 - Path central do CDP de tração – tensões  $s_{22}$  antes do equilíbrio da simulação térmica (Ayala, B., 2012).

Na Figura (4.12) está representado a sobreposição das tensões residuais  $S_{11}$  e  $S_{22}$  obtidos da simulação térmica.



Figura 4.12 - Tensões residuais  $S_{11}$  e  $S_{22}$  da simulação térmica (Ayala, B., 2012).

Para a inserção da tensão residual no modelo elasto-plástico foi utilizada a subrotina SIGINI do Abaqus<sup>®</sup>.

A subrotina SIGINI permite atribuir um campo de tensões iniciais em alguns pontos especificados no material. A subrotina é chamada no início da análise para o cálculo da tensão em cada ponto especificado e pode ser usada para definir todos os componentes de tensão inicial nos pontos do material como uma função das coordenadas do ponto, do número de elementos ou do número do ponto de integração.

O perfil de tensão residual típico de chapas soldadas apresenta regiões de tração no centro da linha de solda, compressão nas laterais, assimetria com relação à linha de solda e vários picos. Como pode ser visto na Figura (4.12), as variações e irregularidades dos perfis encontrados nas juntas soldadas é significativo para aproximar este perfil de tensões residuais ao longo do CDP de tração. Foi utilizada uma função proposta por Tada et. Al. (1985) para aproximar este perfil de tensões:

$$S_{22}^{res}(x) = S_{22}^{max} \exp\left(-\frac{1}{2} \left(\frac{x - x_{pico}}{c}\right)^2\right) \left[1 - \left(\frac{x - x_{pico}}{c}\right)^2\right]$$
(4.9)

A equação (4.9), mostrada no perfil da Figura (4.13), satisfaz as condições de equilíbrio do CDP e apresenta um perfil concentrado, demonstrando o efeito da tensão residual agindo no centro da solda podendo ajustar alguns casos de tensão residual. Pode-se observar que a função utilizada reproduz de forma mais suave as variações das tensões residuais simuladas pelo processo térmico-mecânico, o que permite representar os principais efeitos de um campo de tensão residual na região soldada, evitando-se os inconvenientes de se adotar perfis com muitas irregularidades, que neste caso poderiam ser reduzidas usando-se malhas mais finas na simulação do processo.



Figura 4.13 - Perfil de tensões residuais longitudinal.

Na Figura (4.14) está representado o algoritmo usado para introduzir a tensão residual no modelo onde são controlados os pontos de  $x_{pico}=0,095$  m, localizado no centro da solda ao longo do CDP de tração, com a solda disposta transversal ao carregamento, o c que representa a largura da região de tração c=0,005 m ou seja a tração está concentrada numa região entre 0,090 m e 0,1m no CDP e o valor de tensão máxima.

Esta função é utilizada pela subrotina SIGINI para inclusão de um campo de tensões residuais equilibrado em modelos de Elementos Finitos. A sua utilização é feita conforme a implementação em FORTRAN mostrada na Figura (4.14) e utilizada em conjunto com o programa ABAQUS.

```
INCLUDE 'ABA_PARAM.INC'
C
DIMENSION SIGMA(NTENS),COORDS(NCRDS)
CHARACTER NAMES(2)*80
sigma0=56e6
Xpico=0.095
c=0.005
fator1=sigma0*(2.71828182845905**(-0.5*((COORDS(1)-Xpico)/c)**2))
fator2=(1-((COORDS(1)-Xpico)/c)**2)
SIGMA(2)=fator1*fator2
RETURN
END
```

Figura 4.14 - Subrotina SIGINI-Abaqus®.

Assim o modelo representado na Equação (4.9) e na Figura (4.13) será adotado como padrão para introdução de tensões residuais nos modelos usados nesta dissertação. As amplitudes das variáveis serão ajustadas a partir de dados numéricos e experimentais obtidos na literatura para campos de tensão residual em peças similares as estudadas nesta pesquisa.

#### 4.1.4.1 Inserção da tensão residual no modelo bidimensional

O modelo para a inserção da tensão residual não apresenta carregamento nem condições de contorno. Trata-se da aplicação do campo da tensão residual usando-se a sub-rotina SIGINI, com os seguintes dados:  $S_{22}^{max}$ ,  $x_{pico}$  e c. Estes dados foram apresentados a partir de um campo de tensão residual obtido da simulação termomecânica (Ayala, 2012).

Um caminho foi traçado no CDP bidimensional para verificação das tensões residuais após o equilíbrio como mostra na Figura (4.15).



Figura 4.15 - Tensões residuais  $S_{22}$  após o equilíbrio.

A Figura (4.16) mostra a sobreposição das tensões residuais  $S_{11}$  da simulação do processo (Ayala, 2012) e do modelo estático (em vermelho), ao longo do caminho mostrado no corpo de prova representado na Figura (4.15), onde é mostrado o campo de tensão residual localizado na região da solda.



Observa-se uma aproximação relativamente boa em quase todo o caminho traçado, sendo a amplitude do maior pico de tração está bem ajustada e o vale de compressão pouco distante do valor da simulação térmica, atendendo satisfatoriamente a representação da tensão residual S11 no CDP de tração.

A curva se desvia do perfil simulado entre as distancias 0,07 a 0,08 m e 0,11 a 0,12 m apresentando uma pequena elevação nestes pontos. Um maior declive é observado próximo as distâncias de 0,09 e 0,1 m. Na região do valor máximo de tração em 0,095 m o perfil também se desvia por não apresentar o formato em V mostrado na curva da simulação. Apesar dos pequenos desvios no comportamento das duas curvas, pode-se afirmar que o modelo usando a subrotina SIGINI é representativo das tensões residuais geradas pelo processo FSW.

Na figura (4.17) mostra-se a sobreposição das tensões S22 da simulação do processo com as tensões inseridas pela subrotina SIGINI.



Figura 4.17 - Comparação das tensões S<sub>22</sub>.

Novamente neste caso, há uma correspondência satisfatória, visto que a máxima trativa e a mínima compressiva são valores muito próximos da simulação térmica, embora existam discordâncias qualitativas nas duas distribuições.

Há dois picos de tensão trativa em torno de 8 MPa não previstas na simulação térmica, nas regiões de transição entre a tensão residual nula e tensão residual compressiva. Os dois vales de compressão resultados do equilíbrio utilizando a subrotina SIGINI, apresentam uma diferença em torno de 20 MPa dos resultados da simulação térmica e o pico de tração apresenta uma diferença menor que 4 MPa da simulação térmica.

Logo, conclui-se que a subrotina SIGINI pode ser usada para a representação de um perfil típico de tensão residual gerado pelo processo FSW.

#### 4.1.4.2 Inserção da tensão residual no modelo tridimensional

O modelo tridimensional teve como dados de entrada os pontos de tensão residual da simulação termomecânica:  $S_{22}^{max}$ ,  $x_{pico}$  e c, assim como no modelo bidimensional.

Um caminho foi traçado na superfície da geometria 3D, mostrado na Figura (4.18) para a obtenção das tensões residuais depois do equilíbrio.



Figura 4.18 - Caminho traçado para a análise das tensões residuais após o equilíbrio.

Na Figura (4.19), mostra-se a sobreposição das curvas de tensão residual  $S_{11}$  da simulação do processo (Ayala, 2012) e do modelo estático (em vermelho), ao longo do caminho mostrado no corpo de prova representado na Figura (4.18).



A curva de tensão residual obtida após o equilíbrio no modelo tridimensional se assemelha bastante a curva obtida no modelo bidimensional, desprezando-se as pequenas variações das tensões, sendo válida as mesmas observações para o modelo bidimensional.

Na figura (4.20) mostra-se a sobreposição das tensões  $S_{22}$  da simulação do processo com as tensões inseridas pela subrotina SIGINI no modelo tridimensional.



Figura 4.20 - Comparação das tensões  $S_{22}$ .

Como no caso bidimensional, há uma correspondência satisfatória entre as curvas dos modelos comparando-se as máximas trativas e a mínimas compressivas das curvas, desconsiderando-se as discordâncias qualitativas nas duas distribuições.

A tensão residual de referência usada como entrada para os modelos estáticos bi e tridimensionais foram obtidas de um modelo térmico bidimensional que forneceu as componentes de tensão residual  $S_{11}$  e  $S_{22}$ .

Portanto, a subrotina SIGINI, mais uma vez se demonstrou ser uma ferramenta adequada para a representação da tensão residual para os requisitos de análise adotados neste trabalho.

#### 4.2 Modelo global

O modelo global leva em consideração o comportamento mecânico do corpo de prova soldado por FSW, como por exemplo: as curvas tensão-deformação, tensão de escoamento  $\sigma_e$ , expoente de encruamento *n* e coeficiente de resistência *K*.

A determinação da resposta mecânica global de chapas soldadas pelo processo FSW é possível conhecendo-se os parâmetros locais das regiões da FSW. Partindo-se dos parâmetros locais chega-se aos parâmetros globais, aproximando-se o comportamento da solda ao comportamento de um material compósito, aplicando-se o princípio da regra da mistura para o desenvolvimento de uma equação que represente a correlação da resposta global da chapa soldada com as propriedades mecânicas das regiões.

#### 4.2.1 Regra da mistura

A regra da mistura é um dos métodos mais simples e intuitivos aplicados na área de materiais compósitos para a estimação das propriedades mecânicas do material compósito em termos de seus constituintes. O método é baseado na hipótese de que o comportamento mecânico do compósito pode ser analiticamente calculado usando as propriedades dos componentes individuais.

Na configuração de carregamento transversal do ensaio de tração, Figura (4.21), pode-se considerar que a seção transversal do corpo-de-prova, perpendicular a força, tem a mesma tensão se toda seção transversal compreender a um material homogêneo.

A componente plástica da lei constitutiva pode ser escrita como:

$$\sigma = K_1 \varepsilon_1^{n_1} = K_2 \varepsilon_2^{n_2} = K_3 \varepsilon_3^{n_3} \tag{4.10}$$

Ou

$$\varepsilon_1 = \left(\frac{\sigma}{K_1}\right)^{1/n_1}, \varepsilon_2 = \left(\frac{\sigma}{K_2}\right)^{1/n_2}, \varepsilon_3 = \left(\frac{\sigma}{K_3}\right)^{1/n_3}$$
(4.11)

Para o modelo de rigidez, a definição de deformação e geometria resulta em:

$$\varepsilon = \ln\left(\frac{L}{L_0}\right) \tag{4.12}$$

$$L = 2L_1 + 2L_2 + L_3 \tag{4.13}$$

$$L_0 = 2L_{01} + 2L_{02} + L_{03} \tag{4.14}$$



Figura 4.21 - Configuração transversal ao carregamento da solda.

Em que  $\varepsilon$  é a deformação global da chapa e  $\varepsilon_1$ ,  $\varepsilon_2$ ,  $\varepsilon_3$  são as deformações longitudinais do material base (MB), da região térmica afetada (RTA) e do núcleo (N), respectivamente.

$$\varepsilon_{1=} \ln\left(\frac{L_1}{L_{01}}\right), \qquad \varepsilon_{2=} \ln\left(\frac{L_2}{L_{01}}\right), \qquad \varepsilon_{3=} \ln\left(\frac{L_3}{L_{03}}\right)$$

$$(4.15)$$

ou

$$L_1 = e^{\varepsilon_1} L_{01}, \quad L_2 = e^{\varepsilon_2} L_{02}, \quad L_3 = e^{\varepsilon_3} L_{03}$$
(4.16)

Substituindo a equação (4.11) em (4.16), e substituindo o resultado em (4.13) e (4.14) e estas na equação (4.2), obtém-se:

$$\varepsilon = ln \left( \frac{2e^{(\sigma/k_1)^{1/n_1}} + 2e^{(\sigma/k_2)^{1/n_2}} + 2e^{(\sigma/k_3)^{1/n_3}}}{2L_{01} + 2L_{02} + L_{03}} \right)$$
(4.17)

A equação (4.17) representa o comportamento plástico global da chapa de alumínio soldada por FSW na direção transversal ao carregamento. A Tabela (4.3) apresenta os dados de entrada para o modelo global da solda feito no Abaqus, sendo que a quinta coluna da Tabela, relativa à deformação global ( $\varepsilon$ ) foi obtida pela aplicação da lei da mistura, equação (4.17), considerando uma parte da região plástica da curva tensão-deformação, os parâmetros de módulo de elasticidade (E), tensão de escoamento ( $\sigma_e$ ), coeficiente de Poisson (v) e o intervalo de tensão ( $\sigma$ ), foram obtidos com base em resultados experimentais de Liu and Chao, 2005.

	Região plástica			
<i>E</i> (GPa) (Liu and Chao, 2005)	$\sigma_e$ (MPa) (Liu and Chao, 2005)	v (Liu and Chao, 2005)	σ(MPa)	ε (equação 4.17)
	272	0.33	272	0
			277	0,00311
			282	0,00344
76			288,5	0,00392
			291	0,00411
			294	0,00436
			306,5	0,00553

Tabela 4.3 - Dados de entrada do modelo global da liga 2024-T351.

Alguns fatores podem contribuir para uma discrepância entre os dados da regra da mistura e os resultados experimentais, tais como: o fato de assumir iguais tensões nas seções transversais para a solda heterogênea sob carregamento transversal de tração, o formato em V da região da solda, como mostra na vista lateral do corpo de prova, Figura (4.5), na formulação da regra da mistura foi considerado a região da solda perpendicular ao eixo de carga; outro fator é a desconsideração da alta heterogeneidade das propriedades mecânicas em algumas áreas da solda, sendo que foi considerada uma média das propriedades para o corpo de prova soldado. Outro aspecto da região da solda com formato em V é que deveria introduzir uma tensão de

cisalhamento no equacionamento. Assim as regiões: térmica afetada e o núcleo não estão verdadeiramente sob tensão uniaxial, logo as tensões obtidas nas regiões dúcteis da solda é um valor diferente da tensão uniaxial verdadeira. Além destes fatores, há também erros associados aos valores de tensões residuais inseridos no modelo, que não descrevem completamente o estado de tensões residuais como no caso real.

Conforme mostra o trabalho de Liu and Chao (2005), embora haja estas discrepâncias, o método da regra da mistura prevê resultados das propriedades mecânicas próximas aos resultados experimentais; portanto, este método aproximado foi utilizado para obtenção da lei constitutiva do material, liga de alumínio 2024-T3 soldada, como entrada de dados no modelo de Elementos Finitos feito no Abaqus para análise estática para obtenção da resposta global da chapa soldada.

# 5 VERIFICAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS

Neste capítulo serão apresentados os resultados numéricos das análises estáticas e de fadiga que serão comparados a resultados experimentais obtidos da literatura. No item 5.1 são agrupados os dados experimentais e definidos os modelos de referência. Na seção 5.2 são apresentados os resultados dos modelos referentes ao material base, denominado de modelo 1 ou M1. Na seção 5.3 são apresentados os modelos da análise estática para geometrias bidimensionais soldadas das ligas de alumínio AA2024-T3 e AA2024T351 (Modelo M2); no item 5.3 são apresentados os modelos com geometrias tridimensionais da união por FSW (Modelo M3); no item 5.4 serão apresentados os resultados do modelo tridimensional global (Modelo M4) e no item 5.5 apresentam-se os resultados do modelo estático para cálculos de fadiga e estimação da curva S-N do corpo-de-prova soldado (Modelo M5).

#### 5.1 Agrupamento dos dados experimentais e definição do modelo de referência

O modelo de referência visa à caracterização do comportamento mecânico de um corpo-deprova soldado pelo processo FSW. Usam-se os ensaios de tração e de fadiga como referência. Foi feita uma análise estática, com carga axial para as geometrias das Figuras (4.1) a (4.4). A verificação dos modelos foi possível partindo-se de alguns resultados experimentais de referência e fazendo-se um ajuste dos parâmetros do modelo.

Com o objetivo de validar os modelos numéricos, uma curva tensão-deformação foi estabelecida para cada região da geometria do corpo-de-prova no modelo numérico e os resultados obtidos em tensão e deformação foram comparados em alguns pontos com os resultados da curva experimental do material correspondente. Os parâmetros de comparação utilizados para a validação do modelo correspondem ao módulo de elasticidade *E*, tensão de escoamento  $\sigma_e$ , tensão útlima  $\sigma_u$ , alongamento na tensão última  $\varepsilon_u$ , coeficiente de resistência *K* e expoente de encruamento *n*. Para cada um destes parâmetros estimados pelo modelo estático foi calculado um erro quadrático.

55

#### 5.1.1 Parâmetros adotados para a simulação do ensaio de tração

# 5.1.1.1 Modelo e dados de referência para corpos de prova do ensaio estático com alumínio 2024-T3

Finalmente, buscou-se obter resultados de referência para a simulação de peças soldadas pelo processo de FSW. Foram considerados dois casos clássicos: ensaio de tração e ensaio de fadiga uniaxial com corpo de prova em chapa fina.

Para fins de verificação do modelo numérico, usou-se valores de referência para curvas e parâmetros obtidos a partir de ensaios clássicos cujos resultados encontram-se disponíveis na literatura.

Os resultados de tração da liga 2024-T3 foram fornecidos pela Embraer. As dimensões do CDP utilizados estão mostrados na Figura (5.1) e estão de acordo com a norma ASTM E8M.



Figura 5.1 - Dimensões do CDP do ensaio de tração em mm.

A Figura (5.2) mostra a curva tensão-deformação experimental para corpos de prova manufaturados com alumínio 2024-T3 sem solda.



Figura 5.2 - Curva σ-ε experimental da liga Al2024-T3 sem solda (Fornecida pela Embraer).
A curva da Figura (5.2) foi aproximada pelo modelo de Ramberg-Osgood, cuja parte do encruamento é escrita em função de dois parâmetros: coeficiente de resistência K e expoente de encruamento n.

Escolhendo-se 10 pontos na curva tensão-deformação, distribuídos na região inelástica do diagrama, conforme mostrado na Figura (5.2) foi obtido às propriedades inelásticas do material para posterior entrada no software de simulação que foi adotado neste trabalho que é o Abaqus<sup>®</sup> (Abaqus, 2009). Os resultados obtidos são mostrados nas Tabelas (5.1) e (5.2).

Cabe salientar que existem duas possibilidades para entrada dos modelos elasto-plásticos no programa de simulação: via curva constitutiva global ou através de parâmetros e modelos constitutivos pré-estabelecidos. Neste trabalho as duas possibilidades foram exploradas. Inicialmente usa-se uma curva global para a parte inelástica, Tabela (5.2), os parâmetros para a região elástica dados na Tabela (5.1).

Tabela 5.1 - Dados da região elástica da liga 2024 - T3.

E(Gpa)	V
70	0,33

Material – R	legião plástica
Deformação (%)	Tensão (MPa)
0,00	335
1,11	362
1,62	378
2,19	390
2,85	404
3,42	411
3,80	415
4,26	424
4,76	431
4,99	432

Tabela 5.2 - Dados da região plástica da liga 2024-T3.

O ensaio de tração de corpos de prova soldados pelo processo FSW com material alumínio 2024 – T3 foram conduzidos na Unicamp, de acordo com a norma ASTM E8M. O CDP utilizado no ensaio é equivalente ao representado na Figura (5.1) com 1,63 mm de espessura e com a solda localizada no centro do CDP. As propriedades de tração do ensaio realizado na Unicamp estão mostradas na Tabela (5.3).

E (mm)	$\sigma_e$ (GPa)	$\sigma_u$ (MPa)	$\varepsilon_{UTS}$ (%)
72	332	464	14,99

Tabela 5.3 - Resultados do ensaio de tração da liga 2024-T3 soldada.

Os resultados do ensaio de tração da liga 2024-T3 sem solda serão usados como referência para o modelo do material base desta liga e os resultados do ensaio de tração da liga 2024-T3 com solda serão usados como referência para o modelo de fadiga da liga 2024-T3 com solda.

# 5.1.1.2 Modelo e dados de referência para CDP de alumínio 2024-T351

Os resultados experimentais de tração para corpos de prova manufaturados com alumino Al2024–T351 foram fornecidos do trabalho publicado por Liu e Chao (2005), no qual são apresentadas as curvas tensão-deformação locais, reproduzidas na Figura (5.3).



Figura 5.3 - Curva σ-ε experimental para três regiões da solda (Liu and Chao, 2005).

Na Figura (5.3), foram apresentadas as curvas tensão-deformação locais das regiões do núcleo (N), região termicamente afetada (RTA) e o material base (MB).

As propriedades mecânicas de tração estão mostradas na Tabela (5.4).

Região da solda	E (mm)	$\sigma_e$ (GPa)	$\sigma_u$ (MPa)	$\varepsilon_{U}$ (%)	n	K (MPa)
Global	76	272	455	8,7	0,205	743
Material base	77	380	565	17	0,172	760
Região térmica	70	250	NI/A	NI/A	0 227	754
afetada	70	238	IN/A	IN/A	0,227	734
Núcleo	78	313	N/A	N/A	0,196	730

Tabela 5.4 - Propriedades de tração FSW Al2024 - T351 (Liu and Chao, 2005).

Estes parâmetros e curvas foram obtidos realizando-se o ensaio de tração de cada região, devidamente extraída da chapa soldada, usando-se o método DIC para a medida dos campo distribuído de deformações. As dimensões do CDP usado no artigo são retangulares de dimensões 12 x 60 mm com 8,1 mm de espessura. Não foram encontrados estes resultados na literatura para o caso de chapas finas.

Da Tabela (5.4) pode-se observar que o módulo de elasticidade E obtido experimentalmente para cada região da solda apresenta variação da ordem de 3%, mostrando uma rigidez relativamente uniforme ao longo do corpo-de-prova. Ainda na Tabela (5.4), observa-se que a tensão última  $\sigma_u$  e o alongamento total  $\varepsilon_{UTS}$  não são definidos para as regiões: térmica afetada e do núcleo devido as limitações do método DIC próximo a região de localização das deformações. Analisando as tensões de escoamento nas três regiões observa-se que a região térmica afetada é a região mais crítica, já que apresenta a menor tensão de escoamento, nas curvas da Figura (5.3) observa-se que os erros de medição do procedimento usado por Liu e Chao (2005) são superiores aos obtidos nas medições clássicas dos ensaios de tração usando extensômetros elétricos.

Usando a Lei da Potência como lei constitutiva, conforme procedimento detalhado no item 4.1.2, aplicada em cada região da solda, a Tabela A.1, A.2 e A.3 do Apêndice A mostra as possibilidades de dados utilizados como parâmetros de entrada do material da solda no modelo numérico do programa Abaqus. A Tabela (5.5) é uma representação resumida das Tabelas do

Apêndice A. As quatro últimas colunas da Tabela (5.5) foram duas alternativas de entrada de dados do material, das quais, as colunas 5 e 6 são obtidas incrementando-se a tensão e calculando-se a deformação pela equação da potência e as colunas 7 e 8 incrementando-se a deformação e calculando-se a tensão por esta equação. Utilizando-se as colunas 7 e 8 se obteve uma melhor aproximação das curvas tensão-deformação ao resultado experimental. Logo, as colunas 7 e 8 foram inseridas nos modelos para caracterizar o comportamento do material soldado.

	ŀ	Região elástica		Região	Região plástica		Região plástica	
	E (GPa)	$\sigma_e(MPa)$	v	σ (MPa)	$\varepsilon = \left(\frac{\sigma}{k}\right)^{(1 n)}$	$\sigma = k\epsilon^{n}(MPa)$	ε	
				375	0	380	0	
Material				380	0,0177	403	0.025	
base com $K = 760$	70	280	0.22	385	0,0192	454	0.05	
K=700 MPa e	/0	380	0.55	390	0,0207	486	0.075	
n=0.172				:	:		:	
				570	0,178	626	0.325	
Região				253	0	258	0	
térmica				258	0,0088	326	0.025	
afetada	77 259	0.22	263	0,0096	418	0.05		
K=754	//	258	0.55	268	0,0105	447	0.075	
MPa e				:	:	:	:	
n=0.227	n=0.227		448	0,101	584	0.325		
				308	0	313	0	
Núcleo				313	0,0133	354	0.025	
K=730	70	212	0.22	318	0,0156	405	0.05	
<i>MPa</i> e	/0	515	0.55	323	0,0169	439	0.075	
n=0.196				:	:	:	:	
			503	0,150	464	0.325		

Tabela 5.5 - Dados de entrada do modelo referentes ao material Al 2024-T351.

A partir dos dados definidos nas Tabelas (5.1) a (5.5), foi possível estabelecer leis constitutivas de referência e resultados de ensaios experimentais, para serem usados como validação das análises numéricas estáticas a serem realizadas.

## 5.1.2 Parâmetros e curvas de referência para o ensaio de fadiga

O segundo conjunto de dados a ser compilado, refere-se aos resultados do ensaio de fadiga de juntas soldadas pelo processo FSW. Neste caso adotou-se o critério global baseado na curva S-N e não foi feita separação das fases de nucleação e propagação das trincas geradas por fadiga.

Neste caso, já foram coletados os dados para o material alumínio 2024-T3.

A Figura (5.4) mostra a curva S-N experimental de um ensaio de fadiga uniaxial com corpos de prova de alumínio 2024-T3 sem solda para uma espessura de chapa de 2,3 mm, fornecida pela Embraer obtida de MMPDS – Metallic Materials Properties Development and Standardization, para razões de tensão de R=-1 e R=0,5 e Kt=1 e tensão de escoamento entre 358 e 372 MPa. A razão de tensão R=-1 representa um ciclo de carga completamente reverso. A razão de tensão R=0,5 são ambas as tensões: máxima e mínima, de compressão ou ambas de tração. O coeficiente de concentração de tensão Kt=1 significa a ausência de entalhes.



Figura 5.4 - Curva S-N - espessura de 2,3 mm (Adaptado de Fioravante, 2008).

O ensaio de fadiga de corpos de prova com juntas de topo soldados por FSW da liga Al2024-T3 foi realizado pela Embraer. Neste caso os parâmetros usados para o processo de soldagem foram: velocidade de rotação de 1900 RPM, força de contato de 4700 N e velocidade

de avanço de 700 mm/min. Os dados de fadiga foram coletados para razão de tensão R=0.1. A espessura do CDP é de 1,63 mm e suas dimensões estão mostradas na Figura (4.3).

O carregamento é na forma senoidal de onda com freqüência entre 20 e 30 Hz. A curva S-N obtida do ensaio da liga 2024-T3 soldada está representada na Figura (5.5). Pode-se observar nesta figura uma resistência a fadiga em torno de 138 MPa (20 Ksi) a 6 x  $10^6$  ciclos para razão de 0,1.



Figura 5.5 - Curva S-N que melhor se ajusta a solda da liga Al2024-T3 (fornecida pela Embraer).

# 5.2 Modelo do material base

O primeiro modelo numérico a ser ajustado, refere-se ao material base, que será considerado. Neste caso foi considerado o material alumínio 2024-T3 apenas.

# 5.2.1 Modelo 2D da liga Al2024-T3 – Modelo M1

Este modelo tem por objetivo estimar as propriedades mecânicas do material base Al2024-T3 sem a solda. Os dados de entrada do material na região elástica e plástica são das Tabelas (5.1) e (5.2). Foi utilizado um modelo bidimensional com elemento quadrilateral em estado de tensão plana, com não-linearidade geométrica e do material e uma carga aplicada de 8KN. Como condição de contorno, considerou-se como mostrado no item 4.1.3. A malha utilizada está mostrada na Figura (5.6), contendo 3802 elementos quadrilaterais e 4022 nós (Abaqus).



Figura 5.6 - Malha bidimensional.

A Figura (5.7) mostra a distribuição de tensão de von Mises no corpo de prova analisado onde observa-se uma distribuição de tensão uniforme ao longo do CDP com variações das tensões na região de transição da seção transversal. O mapa de cores mostra uma distribuição de tensão de von Mises simétrica com relação ao centro do CDP e coerente com as condições de contorno adotadas na análise.



Figura 5.7 - Mapa da tensão de von Mises para o alumínio 2024 - T3.

Na Figura (5.8), mostram-se os resultados numéricos até uma deformação cerca de 4% e os resultados experimentais fornecidos pela Embraer. Neste caso, a deformação máxima da tabela com os dados da lei constitutiva do material foi limitada a 5%, Tabela (5.2), limitando a faixa de deformação.



Figura 5.8 - Comparação da curva  $\sigma$ - $\epsilon$  2024 – T3 experimental x numérico.

6

Da Tabela (5.6), observa-se um erro pequeno entre as propriedades mecânicas avaliadas, sendo que o expoente de encruamento n apresentou maior erro relativo de 18,6%.

Resultado	$\sigma_e(MPa)$	n	K (MPa)	E (GPa)
Experimental	335	0,129	600	70
Numérico	340	0,105	600	70
Desvio (%)	1,49	18,6	0	0

Tabela 5.6 - Propriedades mecânicas experimentais x Numérica Al2024 - T3.

O comportamento mecânico previsto pelo modelo numérico apresentou menor tenacidade em relação à curva experimental o que pode ser visualizado pela comparação entre os parâmetros  $K \in n$ , onde o K se manteve constante e o n diminuiu.

Os resultados obtidos com o modelo 2D para o material base, mostraram uma boa concordância nas curvas tensão versus deformação, Figura (5.8) e os parâmetros ajustados a partir destas curvas mostraram desvios inferiores a 2%, exceto para o parâmetro n.

De forma geral, pode-se afirmar que para ocaso sem descontinuidades devido à solda, o modelo M1 apresentou resultados satisfatórios.

O modelo bidimensional para o material base da liga 2024-T351 será analisado na próxima seção, no modelo M2 juntamente com o modelo das outras regiões consideradas para esta liga.

### 5.3 Modelo da junta FSW - geometria bidimensional – Modelo M2

Neste modelo, o CDP foi dividido em regiões e a Lei da Potência foi desenvolvida para descrever o comportamento plástico em cada região da solda da liga 2024-T351. Os dados de entrada das três regiões do modelo estão apresentados na Tabela (5.5). Neste caso usou-se a liga AA2024-T351, pois são os resultados disponíveis para as diferentes regiões da solda, que puderam ser recuperados para serem usados como referência neste trabalho.

A malha representada na Figura (5.9) contém 7531 nós e 7256 elementos quadrilaterais em estado plano de tensão (CPS4R).



Figura 5.9 - Malha do modelo bidimensional com solda.

A região do núcleo apresenta 160 elementos e a região térmica afetada apresenta 16 elementos. O carregamento aplicado foi de 7,3 KN.

Na Tabela (5.5), há duas possibilidades de campo tensão-deformação que estima o comportamento da região plástica das regiões da solda, ambas utilizando a equação da potência; uma possibilidade é apresentada nas colunas 5,6, onde foram incrementadas as tensões de 5 em 5 MPa e a deformação correspondente foi calculada, entrou-se com 387 pontos para cada região. Foram selecionados três elementos, um em cada região, mostrados na Figura (5.10), o elemento 5461 referente ao material base, o elemento 3710 referente à região térmica afetada e o núcleo refere-se ao elemento 3620.



Figura 5.10 - Elementos selecionados na malha bidimensional.

Foram traçadas as curvas tensão-deformação nas regiões da solda, Figura (5.11), para os elementos selecionados na Figura (5.10).



Figura 5.11 - Comparação da curva  $\sigma$ - $\epsilon$  do modelo 2D - numérico x experimental Al2024-T351 soldada.

De acordo com o mapa de cores de Mises para carga de 7,3 KN houve o escoamento do material da região térmica afetada e do núcleo (Figura 5.10). A tensão de Mises máxima foi de 386 MPa no material base, um pouco superior a tensão de escoamento do MB e a deformação longitudinal ao carregamento  $\varepsilon_{11}$  máxima foi na região térmica afetada e no núcleo no valor de 4,39% (Figura 5.12).



Figura 5.12 - Campo de deformações longitudinal a solda.

A Tabela (5.7) apresenta os desvios das propriedades mecânicas de tração para o modelo bidimensional sem tensão residual.

Tabela 5.7 – Ajuste das	propriedades	mecânicas a	partir das curvas	experimentais e	Numéricas

Al2024	- T351.

	Resultado	$\sigma_e(MPa)$	n	K (MPa)	E (GPa)
	Experimental	258	0,227	754	78
RTA	Numérico	260	0,230	769	80
	Desvio  (%)	0,77	1,32	2,0	2,56
	Experimental	313	0,196	730	78
Ν	Numérico	300	0,178	687	80
	Desvio   (%)	4,15	2,26	5,89	2,56
MB	Experimental	380	0,172	760	77
	Numérico	370	-	-	80
	Desvio   (%)	2,63	-	-	3,89

Desvios inferiores a 10% são observados na Tabela (5.7), para as propriedades mecânicas das regiões do núcleo e região térmica afetada. No caso do material base não foi possível obter as propriedades que caracterizam a região plástica K e n, visto que a curva não foi muito prolongada e estes parâmetros devem ser calculados com base na região plástica acima do ponto de escoamento e abaixo da tensão última.

Outra possibilidade de entrada dos dados da relação constitutiva tensão-deformação elastoplástica no programa de simulação foi mostrada nas colunas 7 e 8 da Tabela (5.5) e para os mesmos elementos selecionados da Figura (5.10), as deformações foram incrementadas em 2,5% e 15 pontos de tensões calculadas. Para estes dados de entrada foram traçadas as curvas tensãodeformação nas três regiões da solda: MB, N e RTA, mostradas na Figura (5.13) e os desvios das propriedades mecânicas de tração estão mostrados na Tabela (5.8).



Figura 5.13 - Experimental x numérica Al2024-T351 soldada.

	Resultado	$\sigma_e(MPa)$	n	K (MPa)	E (GPa)
	Experimental	258	0,227	754	78
RTA	Numérico	260	0,160	600	80
Desvio   (%)		0,77	29	20	2,56
	Experimental	313	0,196	730	78
Ν	Numérico	303	0,220	800	80
Desvio   (%)		3,19	12,22	9,59	2,56
	Experimental	380	0,172	760	77
MB	Numérico	375	0,064	500	80
	Desvio   (%)	1,35	63	34	3,90

Tabela 5.8 - Propriedades mecânicas experimentais X Numérica Al2024 - T351.

Observando as Tabelas (5.7) e (5.8) observa-se que os parâmetros K e n apresentaram maiores desvios para a entrada de dados das colunas 7 e 8 porém os demais parâmetros, no geral apresentaram desvios menores ou iguais para as demais propriedades. Levando em consideração que os resultados da Tabela (5.8) apresentam desvios similares aos resultados da Tabela (5.7), além de proporcionarem uma resposta mais rápida do modelo. Será utilizado nos modelos seguintes a entrada de dados para as regiões da liga 2024-T351 os valores das colunas 7 e 8.

# 5.3.1 Influência da tensão residual ao modelo 2D

Sabe-se que uma das conseqüências do procedimento de soldagem por FSW é o surgimento de tensões residuais localizada nas regiões da solda.

Aplicando-se o campo de tensões residuais das Figuras (4.16) e (4.17) no modelo bidimensional com solda, as curvas tensão-deformação foram obtidas para os elementos situados nas regiões da solda selecionados na Figura (5.10) e tendo como entrada as tensões e deformações das colunas 7 e 8 da Tabela (5.5). As curvas tensão-deformação locais obtidas estão mostradas na Figura (5.14).



Figura 5.14 - Curvas tensão-deformação local com tensão residual Al2024-T351 soldada.

Na Tabela (5.9), observando-se os desvios para cada região verifica-se que não há uma tendência a desvios menores ou maiores comparados aos desvios do modelo sem tensão residual. Por exemplo, para a RTA o parâmetro K e o módulo de elasticidade E se aproximaram melhor com a tensão residual, o parâmetro n não variou consideravelmente e a tensão de escoamento mostrou maior desvio, como era esperado. A região do núcleo mostrou maiores desvios e o MB apresentou menores desvios exceto para tensão de escoamento tendo em vista que a tensão residual na região do MB é baixa. No geral, os desvios foram grandes para o parâmetro n.

	Resultado	$\sigma_e(MPa)$	n	K (MPa)	E (GPa)
	Experimental	258	0,227	754	78
RTA	Numérico	293	0,157	651	77,1
	Desvio  (%)	13,56	30,83	13,66	1,15
	Experimental	313	0,196	730	78
Ν	Numérico	303	0,13	604	75,9
	Desvio  (%)	3,19	33,67	17,26	2,69
	Experimental	380	0,172	760	77
MB	Numérico	320	0,079	545	77,8
	Desvio (%)	15,79	54,07	28,29	1,04

Tabela 5.9 - Comparação das propriedades mecânicas com tensão residual Al2024-T351 soldada.

Cumpre salientar que foi somado um perfil de tensão residual representativo, mas não idêntico aquele presente nos corpos de prova usados por Liu e Chao. Se tivéssemos acesso a todos os dados experimentais poderíamos ter feito com mais precisão, mas a metodologia utilizada é válida.

# 5.4 Refinamento da malha

Foi feito um refinamento da malha do modelo bidimensional com solda e com tensão residual sob carregamento de 7,3 KN. A malha foi refinada nas regiões térmica afetada e do núcleo para análise das tensões de von Mises máxima e deformação logarítmica máxima no eixo principal.

Considerando-se as regiões do núcleo e a região térmica afetada, regiões críticas onde há a maior concentração da tensão residual optou-se por refinar o número de elementos no núcleo e na RTA conforme a denominação das sub-regiões mostradas naTabela (5.10).

Variável	Descrição
Nel_C_RTA	Número de elementos no comprimento da RTA
Nel_C_N	Número de elementos no comprimento do Núcleo
Nel_L_N	Número de elementos na largura do núcleo
Nel_RTA	Número total de elementos na RTA
Nel_N	Número de total de elementos no Núcleo

Tabela 5.10 - Variáveis refinadas na malha.

Na Tabela (5.11) está mostrado o número de elementos usados para cada refinamento estudado.

Tabela 5.11 - Valores de ajuste.

Variável	Análise 1	Análise 2	Análise 3	Análise 4	Análise 5	Análise 6
Nel_C_RTA	1	3	5	10	15	15
Nel_C_N	10	10	16	16	40	44
Nel_L_N	16	25	25	30	30	40
Nel_RTA	16	75	125	300	450	600
Nel_N	160	250	400	480	1200	1760

Na Tabela (5.12) estão apresentados os valores máximos de tensão de von Mises alcançados para seis análises realizadas nas regiões do núcleo (N) e região térmica afetada (RTA).

Análises	Regiões	$\sigma_{Von Mises max}$	$\varepsilon_{xmax}$
A (1) 1	RTA	341	0,035
Analise I	N	388	0,047
	RTA	343	0,036
Analise 2	N	388	0,045
	RTA	350	0,040
Analise 5	N	389	0,047
Arrálica A	RTA	350	0,038
Ananse 4	N	389	0,047
Análise 5	RTA	350	0,036
	N	389	0,047
Análise 6	RTA	350	0,040
	Ν	389	0,047

Tabela 5.12 - Valores de tensão e deformação obtidos nas análises.

Dos resultados da Tabela (5.12) notou-se uma convergência dos valores máximos de tensão de von Mises obtidos, sendo que a partir da terceira malha adotada para a região do núcleo e na região térmica afetada o valor da tensão máxima de von Mises se estabilizou, mostrando convergência dos resultados. Esta malha foi usada como referência para o modelo bidimensional.

Na Figura (5.15) está mostrada uma parte da malha refinada nas regiões do núcleo e região térmica afetada.



Figura 5.15 - Malha refinada nas regiões do núcleo e região térmica afetada.

Os resultados mostraram que o refino da malha na região do núcleo e região térmica afetada altera os valores das distribuições de tensão e deformação nestas regiões que convergiu na terceira análise. O modelo com tensão residual foi refeito com esta malha refinada e analisado os desvios para as regiões: térmica afetada e o núcleo, obtendo-se pequenas variações dos desvios para o módulo de elasticidade e tensão de escoamento (valores de desvios entre 1-2 % para ambas as regiões).

# 5.5 Modelo da junta FSW – geometria tridimensional - Modelo M3

O modelo tridimensional foi utilizado para verificar se os resultados do modelo bidimensional são suficientes para comparação entre as propriedades mecânicas obtidas da curva tensão-deformação: numérica versus experimental. Outra contribuição do modelo tridimensional é a análise da distribuição de tensão de von Mises ao longo da espessura apontando possíveis pontos de falha no CDP que não poderiam ser visualizados no modelo bidimensional e a verificação da condição de iguais tensões ao longo da seção transversal.

Utilizando os parâmetros experimentais do material 2024-T351 locais da Tabela (5.5), foi feito o modelo tridimensional da solda aplicando uma carga de 8 KN primeiramente sem a inclusão da tensão residual. Para a lei constitutiva foi dado como entrada 15 pontos, incrementando-se as deformações como consta nas duas últimas colunas da Tabela (5.5).

Os elementos escolhidos nas três regiões da solda para se determinar as propriedades mecânicas estão mostrados na Figura (5.16). Nesta Figura, apresenta-se o mapa de cores da

tensão de von Mises, observa-se uma descontinuidade da tensão ao redor do núcleo que pode ser explicada pelas variações das propriedades mecânicas de entrada do modelo para as regiões, principalmente em termos da tensão de escoamento que apresenta maiores variações entre as propriedades mecânicas.



Figura 5.16 – Elementos selecionados na malha tridimensional.

A curva tensão-deformação (Figura 5.17) é traçada para cada elemento selecionado na Figura (5.16) e comparada à curva experimental local das regiões da solda.



Figura 5.17 - Comparação das curvas  $\sigma$ - $\varepsilon$  para as três regiões da solda AL2024-T351.

As curvas tensão-deformação da Figura (5.17) representam a curva tensão-deformação locais sem tensão residual, calculadas através da simulação. Observa-se que a região da solda que mais se deformou, de acordo com o cálculo numérico, foi à região do núcleo alcançando aproximadamente 7% de deformação. Todas as três regiões sofreram deformação plástica ultrapassando o limite de escoamento para o carregamento de 8 KN.

Na Tabela (5.13), estão representados os desvios obtidos entre os resultados: numérico e experimental para o modelo 3D.

Com relação ao modelo 2D sem tensão residual, o modelo 3D sem tensão residual mostrou que na RTA apenas a tensão de escoamento apresentou menor desvio, as demais propriedades apresentaram desvios maiores. Na região do N, os desvios foram em geral menores, sendo os desvios de n e K praticamente iguais e a região do MB apresentou menores desvios excedendo um pouco apenas no módulo de elasticidade.

Regiões	Resultado	$\sigma_e(MPa)$	n	K (MPa)	E (GPa)
	Experimental	258	0,227	754	78
RTA	Numérico	262	0,135	547	80
	Desvio  (%)	1,55	40,53	27,45	2,56
	Experimental	313	0,196	730	78
Ν	Numérico	331,9	0,132	598	80
	Desvio   (%)	1,92	32,16	18,08	2,56
	Experimental	380	0,172	760	77
MB	Numérico	385	0,097	584	80
	Desvio   (%)	1,31	43,60	23,16	3,90

Tabela 5.13 - Propriedades experimental x numérica modelo 3D (Abaqus<sup>®</sup>) Al2024-T351 soldada.

A Figura (5.18) apresenta a distribuição de tensão de von Mises do modelo tridimensional ao longo da espessura do CDP de tração.



Figura 5.18 - Tensão de von Mises ao longo da espessura.

Na Figura (5.19) está representado o campo de Tensões de von Mises do modelo tridimensional sem tensão residual nas seções transversais ao carregamento de 8 KN.



Figura 5.19 - Tensões de von Mises ao longo da largura do CDP.

O centro da solda, na Figura (5.19), mostra um campo de tensões homogeneizado com as extremidades superiores e inferiores com tensões pouco menores. Na região térmica afetada (RTA) as tensões de von Mises aumentam gradualmente da superfície da solda em direção a raiz da solda (da esquerda para direita), favorecendo início de falhas na localização da raiz da solda; na imagem mais a esquerda foi feito um corte do MB partindo da região adjacente a RTA, apresenta um perfil semelhante a RTA de valores um pouco superiores.

Os resultados visualizados do modelo 3D, da Figura (5.19), permitem verificar a variação das tensões ao longo da seção transversal ao carregamento.

Foi feito um ensaio de tração na Unicamp utilizando o material 2024-T3 soldado e os resultados numéricos da liga 2024-T351 soldada serão comparados em termos de deformação.

Uma diferença  $\Delta \varepsilon_i$  entre a deformação medida experimentalmente e a deformação modelada foi calculada para alguns pontos de tensão selecionados em cada região da solda.

Um erro quadrático foi calculado equivalente à raiz quadrada da soma dos quadrados das diferenças de deformações  $\Delta \varepsilon_i$ , para este cálculo foi utilizado às componentes de deformação E11 do modelo, no sentido do carregamento.

$$\Delta \varepsilon_i = \left| \varepsilon_{exp_i} - \varepsilon_{simulado_i} \right| \tag{5.1}$$

$$E = \sqrt{\Delta \varepsilon_1^2 + \Delta \varepsilon_2^2 + \dots + \Delta \varepsilon_n^2}$$
(5.2)

n: número de pontos da curva experimental extraída pelo Matlab.

Os erros encontrados foram de: 11,0% para a curva do material base, 0,81% para a região térmica afetada e 4,0% para o núcleo.

Na Figura (5.20), está mostrado o mapa de cores do deslocamento da parte central do CDP de tração e dois nós selecionados na malha, o nó 2037 e 3323. A distância entre estes nós antes da deformação equivale a 25 mm.



Figura 5.20 – Deslocamento em x do modelo deformado no Abaqus.

Na Figura (5.21), estão mostrados dois pontos no CDP de tração, em que foi fixado o extensômetro de 25 mm de comprimento, no ensaio experimental realizado na Unicamp, da liga 2024-T3 soldada.



Figura 5.21 – CDP da liga 2024-T3 soldada do ensaio realizado na Unicamp.

A Figura (5.22) mostra a máquina de ensaio de tração usada na Unicamp.



Figura 5.22 - Máquina de ensaio de tração (Unicamp).

Para a comparação do modelo numérico ao resultado experimental foi utilizado o mesmo carregamento equivalente a 9,2 KN. O deslocamento (em x) na direção do carregamento, em cada nó destacado na Figura (5.20), é de 1,648 mm para o nó 2037 e 3,491 mm para o nó 3323. A

distância relativa entre os nós é de 1,8 mm. A deformação obtida para o modelo soldado é de 7,2%, para a região medida no material base. Do ensaio de tração realizado na Unicamp foi obtida uma deformação de 6,85 % para a mesma carga com o extensômetro de 25 mm de corpode-prova com as mesmas dimensões, o modelo apresentou um valor muito próximo do medido obtendo um erro de 5,1 %. Mesmo havendo uma pequena variação entre as propriedades mecânicas das ligas 2024-T3 e 2024-T351, o modelo demonstrou uma boa representatividade do ensaio experimental. Inserindo a tensão residual no modelo e obtendo a curva tensão-deformação local para os elementos selecionados, Figura (5.23), tem-se:



Figura 5.23 - Modelo 3D numérico com tensão residual x experimental Al 2024-T351 soldada.

Os desvios referentes ao modelo 3D com tensão residual estão mostrados na Tabela (5.14).

Regiões	Resultado	$\sigma_e(MPa)$	n	K (MPa)	E (GPa)
	Experimental	258	0,227	754	78
RTA	Numérico	260	0,121	572	69,3
	Desvio (%)	0,77	46,70	24,14	11
	Experimental	313	0,196	730	78
Ν	Numérico	313	0,083	439	68
	Desvio  (%)	0	57,65	39,86	12,8
MB	Experimental	380	0,172	760	77
	Numérico	380	0,024	421	78
	Desvio (%)	0	-	-	1,29

Tabela 5.14 - Comparação modelo 3D com tensão residual (Abaqus®).

Comparando os desvios obtidos no modelo 3D ao modelo 2D ambos com tensão residual verifica-se que na RTA o desvio hora aumenta hora diminui dependendo da propriedade considerada, na região do núcleo os desvios foram maiores em todas as propriedades e no MB obtiveram-se menores desvios para a tensão de escoamento e o módulo de elasticidade, sendo os parâmetros *K* e *n* de difícil obtenção no modelo 3D. No geral para os quatro modelos analisados 2D e 3D com e sem tensão residual, conclui-se que os desvios relacionados aos parâmetro *K* e *n* são relativamente grandes, isso pode ser devido ao modelo de aproximação destes parâmetros pelo método de mínimos quadrados linear ou pelos desvios do modelo numérico em relação ao experimental, com relação a tensão de escoamento houve desvios melhores no modelo 3D com tensão residual. Conclui-se então a partir desta avaliação, que o modelo 3D foi importante para a caracterização do campo de tensões ao longo da espessura, não verifica-se um distribuição de tensão uniforme na seção transversal, apontando possíveis pontos de falha no CDP de tração na raíz da solda onde encontra-se maiores tensões de von Mises.

#### 5.5.1 Modelo global homogeneizado tridimensional – Modelo M4

O modelo global tem como objetivo representar o comportamento do corpo de prova em uma configuração de tração transversal levando em consideração as propriedades mecânicas elasto-plásticas das três regiões da solda: material base, região térmica afetada e o núcleo para obtenção da resposta global. Para este fim foi utilizado a regra da mistura e um carregamento de tração de 8 KN. O mapa de cores da tensão de von Mises para a carga de 8 KN está mostrado na Figura (5.24).



Figura 5.24 - Distribuição da tensão de Mises para o modelo global.

Foi feita uma malha tridimensional com elementos hexaédricos contendo 13860 nós e 10404 elementos.

O modelo tridimensional permite visualizar o campo de tensões ao longo da espessura do corpo de prova. Na Figura (5.25) estão mostrados as tensões de von Mises ao longo da espessura entre as regiões do núcleo e térmica afetada para o modelo sem tensão residual e considerando as tensões residuais.



Figura 5.25 - Variação da tensão de von Mises ao longo da espessura.

Observa-se da Figura (5.25) que sem considerar as tensões residuais não há variação das tensões ao longo da espessura e com tensão residual existe uma pequena variação em torno de 2 MPa. Na Figura (5.25) está representado o campo de tensões de von Mises resultante do carregamento de 8 KN. Segue na Figura (5.26), a curva tensão deformação numérica obtida para um elemento localizado no centro do CDP, comparada ao resultado experimental da literatura.



Figura 5.26 - Curva tensão - deformação global para a liga 2024 - T351.

A Tabela (5.15) mostra os desvios dos resultados entre as propriedades mecânicas numérico x experimental para o modelo global sem tensão residual.

Resultado	$\sigma_e(MPa)$	п	K (MPa)	E (GPa)
Experimental	276	0,205	743	76
Numérico	250	0,172	749	75,9
Desvio  (%)	9,42	16,10	0,81	0,13

Tabela 5.15 - Propriedades mecânicas globais Al2024 - T351 sem tensão residual.

Aplicando a tensão residual ao modelo global pela utilização da subrotina SIGINI, como explicado na seção 4.1.4.2, com o carregamento (8 KN), resulta na curva tensão-deformação da Figura (5.27).



Figura 5.27 - Curva tensão-deformação global com tensão residual.

A tensão residual foi inserida no modelo com o objetivo de verificar sua influência nas propriedades de tração da solda modelada. Observando as curvas das Figuras (5.26) e (5.27) é de se esperar pequenos desvios nas propriedades calculadas, também pelos baixos valores de tensões residuais de entrada, valores máximos longitudinais em torno de 25 MPa e valores máximos transversais na ordem de 60 MPa (seção 4.1.4.2).

A Tabela (5.16) mostra os desvios dos resultados entre as propriedades mecânicas: numérico x experimental para o modelo global com tensão residual.

Resultado	$\sigma_e(MPa)$	n	K (MPa)	E (GPa)
Experimental	276	0,205	743	76
Numérico	265	0,139	649	64,2
Desvio  (%)	4,15	32,19	12,65	15,52

Tabela 5.16 - Propriedades mecânicas globais Al2024-T351 com tensões residuais.

Comparando os perfis das curvas tensão-deformação globais das Figuras (5.26) e (5.27) verifica-se que a inserção da tensão residual não causa alterações significantes na resposta do modelo estático, explicado pelo baixo nível de tensão residual encontrado na solda FSW, de acordo com a literatura. Observando as Tabelas (5.15) e (5.16), os desvios são menores para o modelo global sem tensão residual, exceto para a tensão de escoamento, mostrando que o modelo com tensão residual em geral é menos preciso que o modelo sem a tensão residual.

No geral, o modelo global aproxima razoavelmente o comportamento mecânico sob tração ao resultado experimental, visto que alguns fatores podem ser mencionados como fontes de desvio para os resultados: o fato dos resultados experimentais da liga 2024-T351 de Liu and Chao (2004), se referir a um corpo de prova de proporções geométricas distintas do corpo de prova modelado, a suposição de iguais tensões ao longo da seção transversal para a solda heterogênea sob carregamento de tração, o formato em V da região da solda devido a geometria do pino não é verdadeiramente perpendicular ao eixo de carregamento como leva em consideração a formulação da regra da mistura para cargas de iguais tensões (entrada de dados do material), o formato e V da solda deve introduzir uma componente de tensão cisalhante, não estando as regiões RTA e N sujeitos a um carregamento puramente uniaxial. Algumas regiões da solda apresentam propriedades altamente heterogêneas, enquanto a regra da mistura usa propriedades médias.

#### 5.6 Curva S-N da liga 2024-T3 soldada por FSW comparada ao material base

## 5.6.1 Obtenção da curva S-N numérica da FSW

As pré-tensões causadas pelo processo FSW em chapas de alumínio aeronáutico podem contribuir para as falhas de fadiga da estrutura quando estas estão submetidas a carregamentos cíclicos, atuando como pontos de concentração de tensão.

No intuito de simular o comportamento de fadiga dos corpos de prova extraídos das chapas soldadas por FSW foi feito uma análise de tensão não-linear usando o Método dos Elementos Finitos e o software Abaqus. As tensões residuais foram inseridas utilizando a subrotina SIGINI, elas atuaram como pontos de concentração de tensão. A malha foi refinada próxima a região do núcleo e a região térmica afetada onde há concentração da tensão residual devido ao processo FSW, como mostrado na Figura (5.28). Nesta Figura está representado o campo de tensões residuais,  $S_{11}$ ,  $S_{22}$  e a tensão de von Mises no início da análise.



Figura 5.28 - Malha na região da solda.

Uma aproximação da curva S-N das juntas soldadas foi realizada, partindo-se dos dados da curva S-N experimental do material base e das tensões de von Mises máximas calculadas com os modelos de análise estática da união soldada, desenvolvidos nos itens anteriores. Nesta análise os dados do ensaio de tração da liga 2024-T3 soldada obtidos na Unicamp foram utilizados como

dados de entrada do material, mostrados na Tabela (5.3) e a curva tensão-deformação está representado na Figura (4.7), em que a tensão de escoamento equivale a 332 MPa.

Foi considerado um modelo bidimensional, geometria da Figura (4.3), com comportamento não linear e com a inserção do perfil de tensões residuais  $S_{11}$  e  $S_{22}$ , como mostrado na seção 4.1.4. Foi construída uma malha com 22849 nós e 22464 elementos do tipo CPS4R, elemento quadrilateral em estado plano de tensão. Foram feitas várias simulações variando-se a carga aplicada.

Os carregamentos aplicados foram calculados baseando-se em algumas tensões selecionadas na curva S-N experimental do material base da liga 2024-T3 (Figura 5.29) para razão de carga R=-1 e diferentes áreas de seção transversal: 150 mm<sup>2</sup> nas extremidades e 90 mm<sup>2</sup> no centro do corpo de prova de fadiga, conforme mostrado na Figura (4.3).



Figura 5.29 - Pontos escolhidos na curva S-N do material base 2024-T3.

As tensões escolhidas na curva S-N do material base e as tensões aplicadas no modelo numérico, estão mostradas na Tabela (5.17).

Cialas	Tensões da curva S-N	Tensões aplicadas
Cicios	(MPa)	(MPa)
1,40E+04	363	218
1,60E+04	332	199
4,00E+04	275	165
7,00E+04	272	163
1,20E+05	244	146
3,50E+05	216	130
6,50E+05	205	123
6,50E+06	188	113

Tabela 5.17 - Tensões selecionadas na curva S-N e tensões aplicadas no modelo.

A distribuição de tensão de von Mises próximas a região da solda obtidas do modelo está mostrado na Figura (5.30) para a tensão aplicada de 113 MPa. As tensões aplicadas equivalente a terceira coluna da Tabela (5.17), correspondem a 34%, 37%, 39%, 44%, 49%, 50%, 60% e 66% da tensão de escoamento da solda FSW.



Figura 5.30 - Tensões máximas de von Mises para região crítica.

Foram analisadas as máximas tensões de von Mises na região critica da solda, próxima a região térmica afetada (RTA) e ao núcleo (N), mostradas na Tabela (5.18).

Tensões aplicadas ( $\%\sigma_e =$	Tensões máximas na
332 MPa)	região crítica (MPa)
34%	201
37%	218
39%	230
44%	256
49%	288
50%	291
60%	355
66%	482

Tabela 5.18 - Valores de tensões máximas obtidas no modelo.

Observa-se que para um carregamento até 50% da tensão de escoamento há uma resposta linear da região crítica, a partir de 60% da tensão de escoamento aplicada ao modelo, o material escoa, havendo a deformação plástica.

Partindo-se dos resultados de tensões do modelo numérico foi traçado uma curva S-N para o corpo de prova de fadiga com solda e comparado a curva S-N do material base para a liga 2024-T3.

O histograma da Figura (5.31) resume as etapas realizadas para o traçado da curva S-N.



Figura 5.31 - Fluxograma do traçado da curva S-N.

Para estimar a curva S-N do corpo de prova soldado, em alto ciclo de fadiga, foi considerado as tensões aplicadas até 50% da tensão de escoamento, para estes níveis de tensões o modelo apresentou comportamento linear elástico.

Como se observa na Tabela (5.18), a resposta linear do modelo na região crítica resultaram em tensões acima das tensões em que o material base suportaria, sob iguais condições de carregamento cíclico para a mesma vida em fadiga (comparado as tensões da curva S-N mostradas na Tabela 5.17 para o MB).

Então, estando o CDP sob estas tensões a solda FSW falharia. Portanto, foi utilizado um procedimento para estimar os pontos da curva S-N da solda, que teriam menores vidas que o material base. Para explicar a metodologia, tomemos como exemplo a tensão de 275 MPa, na qual o material base se rompe em  $4x10^4$  ciclo (ponto escolhido na curva S-N experimental do MB). Para este nível de tensão o modelo resultou numa tensão máxima na região crítica de 291 MPa. Esta tensão obtida foi identificada na curva experimental do MB e decrescida na direção vertical para baixo até a tensão de 275 MPa, a aproximadamente  $3,1x10^4$  ciclos, onde é estimado um ponto de tensão x ciclo para a curva S-N da solda da liga 2024-T3 modelada. Desta forma, foram obtidos os demais pontos da curva S-N estimada para a solda FSW, como mostra na Figura (5.32).



Figura 5.32 - Curva S-N estimada para a liga 2024-T3 soldada versus material base.

De acordo com o resultado numérico e a metodologia adotada para a obtenção da curva S-N da solda, observa-se que a vida em fadiga na solda é menor que no material base, para o mesmo carregamento aplicado. Para este estudo foi considerado apenas o efeito da tensão residual presente no corpo de prova e considerando-se pequenas variações das propriedades mecânicas na solda em relação ao material base. Como mostra na literatura, em Franchin (2011), os resultados de fadiga da solda FSW de topo da liga Al2024-T3, de 1,6 mm de espessura para R=0,1 e  $K_t=1$  indicou menor vida de fadiga da solda do que o material base para as mesmas condições de ensaio, a curva S-N da solda mostrou resultados similares a curva S-N do material base com  $K_t=2$  para R=0,1 e também em Mishra (2003), observou-se menores vidas em fadiga para a solda FSW do que para o material base.

### 5.7 Critérios de Goodman modificado e linha de escoamento

O critério de Goodman modificado foi aplicado considerando-se alguns pontos de tensão da curva S-N estimada, para demonstrar a viabilidade da metodologia proposta.

Partindo-se das propriedades de tração e de fadiga experimentais da solda de topo da liga 2024-T3 (Tabela 5.3 e Figura 5.4), constrói-se o diagrama da Figura (5.33).

A tensão média tem um efeito significante na falha devido à fadiga e deve ser considerada em combinação com a tensão alternada. O critério de Goodman é um dos critérios utilizados para verificar a falha do material mediante a combinação das tensões médias e alternadas, geralmente aplicado para altos ciclos de fadiga. A tensão média é registrada no eixo horizontal e a tensão alternada no eixo vertical.

A linha de Goodman Modificado une os pontos de tensão limite de fadiga na ordenadas e a tensão ultima do material na abscissa.

Para o caso da solda FSW da liga 2024-T3 foi considerado estas propriedades nos valores de 138 MPa a  $6 \times 10^6$  ciclos para o limite de fadiga, a razão de carga *R*=0,1 (obtida da curva S-N do ensaio realizado na Embraer mostrado na Figura 5.5) e 464 MPa para a tensão última (ensaio de tração realizado na Unicamp mostrado na Tabela 5.3).

A tensão média e a tensão alternada foram calculadas com base nas equações (3.3) e (3.4), admitindo-se os valores de tensões máximas iguais as tensões aplicadas no modelo estático para previsão da curva de fadiga da solda FSW, para as quais houve resposta linear do modelo. As

tensões mínimas foram calculadas usando-se a equação (3.6), sendo a razão de carga equivalente a R=0,1. Na Tabela (5.19) estão apresentadas as tensões máximas, tensões mínimas, tensões médias e tensões alternadas calculadas conforme foi descrito acima.

Pontos	$\sigma_{max}$ (MPa)	$\sigma_{min}$ (MPa)	$\sigma_m$ (MPa)	$\sigma_a$ (MPa)
Ponto 1	275	27,5	151,25	123,75
Ponto 2	272	27,2	149,6	122,4
Ponto 3	244	24,4	134,2	109,8
Ponto 4	216	21,6	118,8	97,2
Ponto 5	205	20,5	112,75	92,25
Ponto 6	188	18,8	103,4	84,6

Tabela 5.19 - Tensões consideradas para construção do diagrama de fadiga.

Na Figura (5.33), a linha tracejada define a linha de escoamento estático com tensão de escoamento de 332 MPa (Tabela 5.3) e a linha de falha é definida pela linha de Goodman modificada, entre os pontos em que esta linha intercepta o eixo das tensões alternadas e intercepta a linha de escoamento.



Figura 5.33 - Diagrama de Goodman Modificado.

A região sombreada da Figura (5.33) representa um envelope de segurança, no qual qualquer combinação da tensão média e alternada não sofre a falha dentro desta região. Para os pontos de tensão testados pelo método de Goodman, os pontos 1, 2 e 3 da Tabela (5.19) estão sujeitos ao escoamento e os pontos 4, 5 e 6 estão seguros de falha.

•
## 6 CONCLUSÃO E TRABALHOS FUTUROS

A aplicação dos modelos numéricos no estudo de juntas metálicas fabricadas usando-se o processo de Friction Stir Welding é relevante e permite um melhor entendimento dos parâmetros estruturais do sistema. Neste trabalho, os modelos numéricos podem auxiliar no entendimento de muitos dos princípios fundamentais desconhecidos atualmente. Foram feitos modelos numéricos de juntas soldadas pelo processo FSW para análise estática utilizando o Método dos Elementos Finitos com a utilização do software Abaqus<sup>®</sup>, no qual foi calculado a distribuição das tensões e deformações em regime elasto-plástico no corpo-de-prova de tração sem solda e com solda, em três regiões do corpo-de-prova com solda. Estes resultados foram comparados aos resultados experimentais para as ligas 2024-T3 e 2024-T351, obtendo desvios aceitáveis nas curvas tensão-deformação.

Alguns fatores devem ser levados em consideração para justificar as diferenças dos resultados do modelo da análise estática pelo Método dos Elementos Finitos e os resultados experimentais do ensaio de tração da solda FSW. Para o modelo global foi considerada a regra da mistura para modelar o comportamento plástico do material, o que levou a assumir tensões iguais na solda sob carregamento transversal. As equações que regem o comportamento global pela regra da mistura, desconsidera a forma em V da região da solda, desprezando as variações de tensão nesta região. Algumas áreas nas regiões da solda apresentam maior heterogeneidade do que as demais, o que o modelo não previu, pois as propriedades mecânicas atribuídas ao modelo global foram propriedades médias. Usando a Lei da Potência pôde-se estimar uma curva tensão-deformação para cada região da solda, sendo parâmetros de entrada do modelo as propriedades mecânicas das ligas de alumínio soldadas, obtidas dos resultados experimentais. Isso foi feito para a liga 2024-T351, cujo resultado experimental foi obtido da literatura, e, portanto com baixo nível de detalhamento.

A Lei da Potência representou o comportamento do material na região plástica. Embora apresente limitações para tensões próximas a região linear e para tensões acima da tensão última, a Lei da Potência demonstrou uma boa aproximação para um conjunto de pontos de tensão selecionados entre estas tensões na curva, com porcentagens de erros quadráticos baseados na

diferença das deformações em torno de 11% para o material base, 0,81% na região térmica afetada e 4% no núcleo.

As componentes de tensão residual transversal e longitudinal foram inseridas nos modelos da solda FSW utilizando a subrotina SIGINI do software Abaqus<sup>®</sup>. O perfil de tensões residuais foi obtido de uma simulação térmica em função da coordenada transversal a linha de solda. Para inserção destes dados na subrotina SIGINI, uma curva de ajuste foi feita no Matlab e foi gerada a equação polinomial para várias seções da curva. A subrotina SIGINI é chamada no início da análise para cada ponto de cálculo do material, equilibrando o campo de tensões de acordo com as tensões iniciais pré-estabelecidas. O perfil de tensões residuais resultantes do equilíbrio das tensões aproximou de forma razoável do perfil de tensões obtidos da simulação térmica, apresentando pequenos desvios nos locais de máxima tensão residual trativa.

O modelo tridimensional contribuiu para a caracterização do perfil de tensões ao longo da espessura do corpo de prova que não poderia ser visualizado através do modelo bidimensional e mostrou que o modelo bidimensional é suficiente para prever as propriedades mecânicas de tração relativas a tensão de escoamento e módulo de elasticidade, sendo que os parâmetros K e n apresentaram erros significativos.

Uma curva S-N da solda foi modelada baseando-se em resultados experimentais de fadiga da curva S-N do material base para a liga 2024-t3. A curva apresentou maiores tensões que o material base como era previsto devido a inserção das tensões residuais, resultando em menor resistência a fadiga comparada a curva S-N do material base.

As principais sugestões para trabalhos futuros seriam: modelar a solda utilizando uma lei constitutiva para material heterogêneo; obter as tensões residuais a partir da simulação térmica e integrá-la a simulação elasto-plástica; realizar a análise elasto-plástica para solda sobreposta.

## **REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS**

*Abaqus 6.9*, "Getting Started with Abaqus: Interactive Edition 10.2.2", em ABAQUS DOCUMENTATION 6.9.Dassault Systèmes, 2009.

*Ali, A.; Brown, M.W.; Rodopoulos, C.A.* Modelling of crack coalescence in 2024-T351 Al alloy friction stir welded joints, International Journal of Fatigue, Selangor, 30, 2030-2043, 02/2008.

Ayala, B. C., Relatório Técnico Embraer, Unicamp, 2012.

*Cerveira, R. L. L. P.* Caracterização Experimental do Comportamento Mecânico sob Solicitação Multiaxial em Junções de chapas AA2024-T3 Soldadas por Fricção-Mistura ("FSW"). Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo, 2008.

*Collins, J. A.* Projeto Mecânico de Elementos de Máquinas – Uma Perspectiva de cãovenção de Falha, 5<sup>a</sup> edição. LTC, Rio de Janeiro 2006.

*Fersini*, *D.; Pirondi*, A. Analysis and modelling of fatigue failure of friction stir welded aluminum alloy single-lap joints. Engineering Fracture Mechanics, Parma, 75, 790-803, 04/2007.

Fioravante, A. S. Soldagem por FSW de Ligas de Alumínio ALCLAD AA2024-T3 e AA7075-T6. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre, 2008. *Franchim, A. S.; Fernandez, F. F.; Travessa*, D. N. Microstructural aspects and mechanical properties of friction stir welded AA2024-T3 aluminium alloy sheet, Materials & Design, São José dos Campos, 32, 4684-4688, 07/2011.

*Fratini, L.; Zuccarello, B.* An analysis of through-thickness residual stresses in aluminium FSW butt joints, Machine Tools & Manufacture, Palermo, 46, 611-619, 2006.

Ge, Y. Z.; Sutton, M. A.; Deng, X.; Reynolds, A. P. Limited weld residual stress measurements in fatigue crack propagation: Part I. Complete field representation through least-squares finiteelement smoothing. Fatigue Fracture Materials Structure, 29, 524-536, Columbia, USA, 2006.

Gedoutos E. E., Fracture Mechanics, G.M.L. Gladwell, 2a edição 2005.

Genicolo, M. A. C. Estudo de Viabilidade para Implementação de uniões soldadas pelo método Friction Stir Welding em estruturas aeronáuticas. 62. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo, 2007.

*Golestaneh, A.F.; Ali, A.; Zadeh, M.* Modelling the fatigue crack growth in friction stir welded joint of 2024-T351 Al alloy, Materials and Design, Selangor, 30, 2928-2937, 01/2009.

*Harris, D.; Norman A.* Properties of frictions stir welded joints: A review of the literature. in EUROSTIR. 2003. Progress report presented at the 6th PSG Meeting. Embraer Test Report, SN149 (C1, C2).

*Junior, E. H. S.* Determinação do Grau de Conformabilidade de Chapa de Aço para Suporte de Coluna de Direção e Identificação de Similar Nacional. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal do Paraná, Curitiba, 2002.

*Liu S.; Chao, Y. J.* Determination of global mechanical response of friction stir welded plates using local constitutive properties. Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, Columbia, USA, 13, 1-15, 2005.

Lockwood, W. D.; Tomaz, B.; Reynolds, A. P. Mechanical response of friction stir welded AA2024: experiment and modeling. Materials Science & Engineering, Columbia, USA, A323, 348-353, 2002.

*Lomolino S.; Tovo R.; Santos J.* On the fatigue behavior and design curves of friction stir buttwelded Al alloys, International Journal of Fatigue, Ferrara, Italia, 27, 305-316, 2005.

*Maddox, S. J.* Review of fatigue assessment procedures for welded aluminium structures. International Journal of Fatigue, Cambridge, UK, 25, 1359-1378, 2003.

*Mishra, R.S.; Ma, Z.Y.* Friction stir welding and processing, Materials Science and Engineering, Shenyang, China, 50, 1-78, 2005.

*Miyaura, E. H.*. Efeito das Tensões Residuais sobre as Propagações de Trinca. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Unicamp, Campinas, março, 2012.

MMPDS 03 – Metallic Material Properties Development and Standardization, October 2006.

MMPDS-01, Metallic Materials Properties Development and Standardization, *Meysam Mahdavi Shahri*, *Rolf Sandström*, "Fatigue analysis of friction stir welded aluminium profile using critical distance", International Journal of Fatigue, Sweden, 2009.

*Moreira, P. M. G. P.* Lightweight Stiffened Panels: Mechanical Characterizatin of Emerging Fabrication Technologies, Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica). Universidade do Porto, Porto, 2008.

Nandan, R. DebRoy, T., Bradeshia, H. K. D. H. Recent advances in friction-stir welding – Process, weldment, structure e properties. Progress in Materials Science. Pennsylvania, USA, 53, 980-1023, 2008.

Norton, R. L. Projeto de Máquinas: Uma Abordagem Integrada, Bookman, 5ª-edição, 2000.

*Pouget, G.; Reynolds, A.P.* Residual stress and microstructure effects on fatigue crack growth. International Journal of Fatigue, Columbia, USA, 30, 463-472, 2008.

*Peel M.; Steuwer A.; Preuss M.; Withers P.J.* Microstructure, mechanical properties and residual stresses as a function of welding speed in aluminium AA5083 friction stir welds, UK, 51, 4791–4801, 2003.

*Reynolds P.; Lockwood, W. D.; and Seidel, T. U.* "Processing Property Correlation in Friction Stir Welds," in: Aluminum Alloys: Their Physical and Mechanics Properties Materials Science Forum, Columbia, USA, Vol. 331-3, pp. 1719-1724, 2000.

*Reynolds, A. P.; Tang, W., T.; Gnaupel-Herold; Prask, H.* Structure, properties, and residual stress of 304L stainless steel friction stir welds, Scripta Mater. 48 (9) (2003)289–1294.

*Rosales, M. J. C.* Efeito dos Materiais do Backing Bar na Geometria e Dureza de Juntas Soldadas por FSW em Ligas de Alumínio 6013 e 2024. Dissertação (Metrado em Engenharia de Materiais), Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2009.

SHIGLEY, Joseth Edward, MISCHKE, Charles, Mechanical engineering design, McGraw-Hill, 2008, 5th edition.

Staron, P.; Koçak, M.; Williams, S.; Wescott, A. Residual stress in friction stir-welded Al sheets, Geesthacht, Germany B 350 (1–3), E491–E493, 2004.

*Tada, H., Paris, P. C., & Irwin, G. R. (1985).* The stress analysis of cracks handbook (2nd ed.). Louis (Missouri): Paris Publications Incorporated.

*Webster G. A.; Ezeilo A. N.* Residual stress distributions and their influence on fatigue lifetimes, London, UK, International Journal of Fatigue, Vol. 23, 375-383, 2001.

*Webster G.A.* Role of Residual Stress in Engineering Applications, London, UK, Materials Science Forum, 347-349, 2000.

Wu, H. Continuum Mechanics and Plasticity, Modern Mechanics and Mathematics Series. no. 3, Chapman & Hall/CRC, 2005.

*Zhou, C.; Yang, X.; Luan,* G. Investigation of microstructures and fatigue properties of friction stir welded Al–Mg alloy, Materials Chemistry and Physics, Tianjin, 98, 285-290, 07/2005.

*Zhou, C; Yang, X.; Luan*, G. Effect of root flaws on the fatigue property of friction stir welds in 2024-T3 aluminum alloys, Materials Science and Engineering, Tiajin, A418, 155-160, 11/2005.

## APÊNDICE A - Dados de entrada no Abaqus<sup>®</sup> da liga 2024-T351 para cada região.

	Região elástica			Região plástica		Região plástica	
	E (GPa)	$\sigma_e(MPa)$	v	σ (MPa)	$\varepsilon = \left(\frac{\sigma}{k}\right)^{(1 n)}$	$\sigma = k\epsilon^{n}(MPa)$	ε
				380	0	380	0
				385	0,019	402,958	0,025
				390	0,021	453,98	0,05
				395	0,022	486,77	0,075
				400	0,024	511,462	0,1
				405	0,026	531,474	0,125
				410	0,028	548,405	0,15
				415	0,030	563,14	0,175
				420	0,032	576,223	0,2
				425	0,034	588,016	0,225
				430	0,036	598,769	0,25
				435	0,039	608,666	0,275
				440	0,042	617,843	0,3
				445	0,045	626,408	0,325
	78	380	0.22	450	0,048		
				455	0,051		
Material				460	0,054		
base com K=760 MPa e n=0.172				465	0,057		
			0.33	470	0,061		
				475	0,065		
				480	0,069		
				485	0,073		
				490	0,078		
				495	0,083		
				500	0,088		
				505	0,093		
				510	0,098		
				515	0,104		
				520	0,110		
				525	0,116		
				530	0,123		
				535	0,130		
				540	0,137		
				545	0,145		
				550	0,153		
				555	0,161		

Tabela A.1 – Dados de entrada do material base da liga 2024-T351 soldada

560	0,169	
565	0,178	
570	0,188	

	Região elástica		Região plástica		Região plástica		
	E (GPa)	$\sigma_e(MPa)$	v	σ (MPa)	$\varepsilon = \left(\frac{\sigma}{k}\right)^{(1 n)}$	$\sigma = k\epsilon^{n}(MPa)$	Е
				258	0,000	258	0
				263	0,010	326,365	0,025
				268	0,010	381,977	0,05
				273	0,011	418,803	0,075
				278	0,012	447,066	0,1
				283	0,013	470,295	0,125
				288	0,014	490,167	0,15
				293	0,016	507,623	0,175
				298	0,017	523,245	0,2
				303	0,018	537,424	0,225
				308	0,019	550,432	0,25
				313	0,021	562,471	0,275
Região térmica afetada K=754 <i>MPa</i> e n=0.227	77	258	0.33	318	0,022	573,691	0,3
				323	0,024	584,210	0,325
				328	0,026		
				333	0,027		
				338	0,029		
				343	0,031		
				348	0,033		
				353	0,035		
				358	0,038		
				363	0,040		
				368	0,042		
				373	0,045		
				378	0,048		
				383	0,051		
				388	0,054		
				393	0,057		
				398	0,060		
				403	0,063		
				408	0,067		
				413	0,071		
				418	0,074		
				423	0.078		

Tabela A.1 – Dados de entrada da região térmica afetada da liga 2024-T351 soldada

428	0,083	
433	0,087	
438	0,091	
443	0,096	
448	0,101	

	Região elástica		Região plástica		Região plástica		
	E (GPa)	$\sigma_e(MPa)$	v	σ (MPa)	$\varepsilon = \left(\frac{\sigma}{k}\right)^{(1 n)}$	$\sigma = k\epsilon^{n}(MPa)$	Е
				313	0	313,000	0
				318	0,014	354,258	0,025
				323	0,016	405,808	0,05
				328	0,017	439,375	0,075
				333	0,018	464,861	0,1
				338	0,020	485,643	0,125
				343	0,021	503,311	0,15
				348	0,023	518,750	0,175
			0.33	353	0,025	532,506	0,2
				358	0,026	544,942	0,225
				363	0,028	556,313	0,25
Núcleo K=730 <i>MPa</i> e n=0.196	78	313		368	0,030	566,803	0,275
				373	0,033	576,552	0,3
				378	0,035	585,669	0,325
				383	0,037	313,000	0
				388	0,040	354,258	0,025
				393	0,042	405,808	0,05
				398	0,045	439,375	0,075
				403	0,048	464,861	0,1
				408	0,051	485,643	0,125
				413	0,055	503,311	0,15
				418	0,058	518,750	0,175
				423	0,062	532,506	0,2
				428	0,066	544,942	0,225
				433	0,070	556,313	0,25
				438	0,074	566,803	0,275
				443	0,078	576,552	0,3
				448	0,083	585,669	0,325
				453	0,088	313,000	0
				458	0,093	354,258	0,025
				463	0,098	405,808	0,05
				468	0.103	439,375	0,075

Tabela A.3 – Dados de entrada da região do núcleo da liga 2024-T351 soldada

	473	0,109	464,861	0,1
	478	0,115	485,643	0,125
	483	0,122	503,311	0,15
	488	0,128	518,750	0,175
	493	0,135	532,506	0,2
	498	0,142		
	503	0,150		