

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
ESCOLA DE ENGENHARIA
**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE MINAS,
METALÚRGICA E DE MATERIAIS**

LUIS FERNANDO KANAN

**SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO PROCESSO DE SOLDAGEM DE
TUBOS POR ATRITO COM ANEL ROTATIVO**

Porto Alegre

2016

LUIS FERNANDO KANAN

SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO PROCESSO DE SOLDAGEM DE TUBOS
POR ATRITO COM ANEL ROTATIVO

Dissertação submetida ao Programa de Pós Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia.

Área de concentração: Ciência e Tecnologia dos Materiais.

Orientador: Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker

Porto Alegre

2016

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

Reitor: Carlos Alexandre Neto

Vice-Reitor: Rui Vicenter Oppermann

ESCOLA DE ENGENHARIA

Diretor: Luiz Carlos Pinto da Silva filho

Vice-Diretora: Carla Schwengber ten Caten

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO

Coordenador: Carlos Pérez Bergmann

Kanan, Luis Fernando

Simulação numérica do processo de soldagem de tubos por atrito com anel rotativo / Luis Fernando Kanan. -- 2016.

71 f.

Orientador: Telmo Roberto Strohaecker.

Dissertação (Mestrado) -- Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Escola de Engenharia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, Porto Alegre, BR-RS, 2016.

1. Simulação numérica. 2. Métodos dos elementos finitos. 3. Soldagem por fricção. I. Strohaecker, Telmo Roberto, orient. II. Título.

LUIS FERNANDO KANAN

SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO PROCESSO DE SOLDAGEM DE TUBOS POR
ATRITO COM ANEL ROTATIVO

Esta dissertação foi analisada e julgada adequada para a obtenção de título de Mestre em Engenharia e aprovado em sua forma final pelo Orientador e pela Banca Examinadora designada pelo Programa de Pós Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Área de concentração: Ciência e Tecnologia dos Materiais

Orientador: Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker

BANCA EXAMINADORA

Dr. Marcelo Torres Piza Paes (PETROBRAS) Rio de Janeiro

Prof. Dr. Antônio Fernando Burkert Bueno (IFRS) Alvorada

Dra. Mariane Chludzinski (LAMEF-UFRGS) Porto Alegre

Prof. Dr. Carlos Pérez Bergmann

Coordenador do PPGE3M

Porto Alegre, Setembro 2016

Dedico este trabalho à mulher que amo,
Ana Dagnino, pelo amor e incentivo em
todos os momentos.

AGRADECIMENTOS

Agradeço inicialmente a meu orientador Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker pela oportunidade de desenvolver este trabalho no Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF), seu apoio e orientação.

Ao coordenador do grupo em que trabalho (ProEng-CDT), Msc. Eng. Fabiano Mattei, por seu apoio, conselhos e ideias.

À Eng. Daniela Ramminger Pissanti, colega de grupo e parceira de pesquisa. As contribuições de seus resultados neste trabalho foram essenciais.

Ao também colega de grupo e de pesquisa Eng. Filipe Cantelli Kroeff por ter operado o equipamento em todas as soldagens.

Aos engenheiros Douglas Martinazzi e Nicole Monique Brum Walter pela ajuda nas análises metalográficas.

À Dra. Mariane Chludzinski pelo suporte e consulta de material de pesquisa.

Aos outros integrantes do LAMEF, em especial os integrantes do grupo ProEng-CDT, por participarem direta e indiretamente neste trabalho, me ajudando das mais diversas maneiras.

Aos meus pais Luis Felipe Correa Kanan e Rosmarie Bertoluci Kanan e irmã Manuela Kanan por me guiarem e me apoiarem nas decisões de minha vida.

Às famílias Kanan, Bertoluci e Dagnino pelo carinho.

Ao apoio da CAPES, CNPq e PETROBRAS por ajudarem a financiar a pesquisa deste trabalho.

Ao Prof. Dr. Afonso Reguly pelo auxílio na finalização deste trabalho.

RESUMO

Tubos de aço inoxidável duplex (AID) são utilizados na indústria petroquímica para transporte de óleo e gás em ambientes agressivos e em condições de corrosão sob tensão. O processo de soldagem destes tubos impõem grandes dificuldades, como longos períodos de soldagem e formação de intermetálicos devido a baixas taxas de resfriamento. Visando investigar alternativas para este processo, o Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF) desenvolveu um equipamento (MASF 1500) capaz de realizar o processo de Soldagem de Tubos por Atrito com Anel Rotativo (STAAR). Este processo é mais rápido e não prejudica as propriedades mecânicas como a soldagem convencional, porém apresenta o viés da formação de rebarbas no tubo que precisam ser removidas para transporte de fluidos. Para investigar a formação de rebarba, os campos de deformação e a distribuição térmica na peça, um modelo utilizando o método dos elementos finitos (MEF) foi desenvolvido a partir de resultados experimentais. O modelo termomecânico desenvolvido com o software ABAQUS se baseia apenas nos parâmetros de entrada do equipamento, e se mostrou capaz de reproduzir os resultados de soldagem de força e deslocamento com erros abaixo 15% e 4% respectivamente. A formação de rebarba interna dos tubos foi calculada com erros abaixo de 5% e as distribuições de temperatura e deformação plástica foram analisadas. Considerando que a formação de fases intermetálicas é um dos principais problemas na soldagem convencional dos AID, as temperaturas calculadas com o modelo foram utilizadas para estimar a formação de fase sigma no tubo, tendo valores calculados abaixo de 1%.

ABSTRACT

Duplex stainless steel pipes are used in oil and gas transport while in aggressive environment and stress corrosion cracking conditions. The common welding process of these pipes is difficult due to long welding periods and intermetallic phase formation by slow cooling rate. As an alternative for this process, the Physical Metallurgy Laboratory (LAMEF) at UFRGS University developed a machine (MASF 1500) capable of performing tube friction welding with a rotary ring process (STAAR – Soldagem de Tubos por Atrito com Anel Rotativo). This process is faster and does not diminish original mechanical properties of the component, however the process presents flash formation which must be removed for fluid transportation. To investigate flash formation, strain fields and thermal fields in the welded samples, a FEM model was developed based on experimental results. The thermo-mechanical model developed in ABAQUS environment is solely based in process input parameters, showing results of force and displacement with errors smaller than 15% and 4% respectively. The internal flash formation calculation showed less than 5% error and the thermal distribution and plastic deformation were analyzed. Considering that intermetallic phases are one of the biggest concerns on duplex stainless steel arc welds, sigma phase formation was calculated from model's thermal output, showing less than 1% sigma formation.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 – Etapas do processo de soldagem por fricção convencional.	20
Figura 2 – Variação de parâmetros durante processo de soldagem.	20
Figura 3 – Configurações de CDFW.....	21
Figura 4 – Influência dos parâmetros de soldagem.	23
Figura 5 – Processo de Soldagem de Tubos por Atrito com Anel Rotativo.	24
Figura 6 - Precipitados em AIDs	26
Figura 7 - Diagrama de fases Fe-Cr-Ni com Fe fixado a 70%.	27
Figura 8 - Influência da % da fase sigma na energia de impacto do AID SAF 2205.	27
Figura 9 – Curvas de precipitação da fase sigma do AID SAF 2205.	28
Figura 10 – Máquina de soldagem por fricção MASF 1500.	32
Figura 11 – Ilustração dos parâmetros do processo. Linhas contínuas como parâmetros de controle e linhas tracejadas como resultantes do processo. ...	33
Figura 12 – Geometria das amostras. Unidades em mm.	34
Figura 13 – Visão geral dos corpos de prova antes da soldagem.	34
Figura 14 – Lynx ADS 2000.....	35
Figura 15 – Condições de contorno aplicadas: 1- Simetria axial; 2- Simetria planar; 3- Condução de calor anel-máquina, velocidade de rotação e restrição de deslocamento radial; 4- Condução de calor do tubo, deslocamento/força prescrita e restrição de rotação; 5-Contato.	37
Figura 16 - Procedimento de reconstruir a malha.....	41
Figura 17 - Pós processamento de Força, Deslocamento e Temperaturas.....	41
Figura 18 - Fluxograma da execução do modelo.....	42
Figura 19 - Influência das propriedades consideradas na calibração do modelo. a- Força máxima durante deslocamento prescrito (propriedade de contato); b- Força mínima durante deslocamento prescrito (resistência mínima do material); c- Força de forjamento; d- Inclinação da curva de deslocamento (rigidez do material); e- Tempo de desaceleração da rotação; f- Deslocamento final.....	43
Figura 20 - Contato com sobre fechamento.....	44
Figura 21 – Curvas de tensão de escoamento em função de temperatura em diferentes taxas de deformação.	47
Figura 22 - Auto-contato	48

Figura 23 - Comparativo entre resultados de força e deslocamento para os casos MD1 e MD4.....	50
Figura 24 - Comparativo entre resultados de força e deslocamento para os casos MD7 e MD10.....	51
Figura 25 – Temperatura medida experimentalmente e numericamente para os casos MD1 e MD11 para diferentes distâncias entre superfície de contato e ponto de medição. A legenda apresenta a distância nominal.....	53
Figura 26 – Temperatura medida experimentalmente e numericamente para os casos MD5 e MD7 para diferentes distâncias entre superfície de contato e ponto de medição. A legenda apresenta a distância nominal.....	54
Figura 27 – Recorte da seção transversal das amostras.	56
Figura 28 – Comparação de seção de amostra com resultado calculado. Resultado do modelo numérico em azul.....	57
Figura 29 – Setores para análise de área das rebarbas.	58
Figura 30 – Metalografias dos casos MD1, MD4, MD7 e MD10. 1- MB; 2- ZTA; 3- ZTMA; 4- RX.....	60
Figura 31 – Deformações plásticas acumuladas durante simulação numérica comparadas aos casos MD1, MD4, MD7 e MD10. Deformação plástica de 0,8 em azul e 0,1 em verde.	61
Figura 32 - Isolinhas de temperatura calculadas para os casos MD1, MD4, MD7 e MD10 no final da desaceleração.	62
Figura 33 – Temperaturas de transição para fase líquida, fase ferrita e fase sigma para o AID SAF 2205 usado neste trabalho.	62
Figura 34 – Pressões de contato na espessura dos tubos [MPa].	64
Figura 35 – Linhas de temperatura entre 650 e 1000°C do caso MD1-3 no instante de desaceleração.	66
Figura 36 – Resfriamento do modelo para todos os casos em conjunto de curvas de precipitação.	66

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Composição química do AID 2205 – UNS 31803.....	25
Tabela 2 - Parâmetros de soldagem.....	33
Tabela 3 – Composição química do AID 2205 utilizado.....	35
Tabela 4 – Distâncias nominais dos termopares. Valores reais dentro de +/- 1,5mm.	35
Tabela 5 – Valores máximos de força e deslocamento obtidos experimentalmente e no modelo numérico.....	49
Tabela 6 – Resultados máximos de temperatura por termopar dos experimentos e dos pontos equivalentes do modelo (caso MD2 não apresentado).....	52
Tabela 7 – Relação das áreas das rebarbas.	58
Tabela 8 – Pressões de contato de todos os casos após soldagem.	63
Tabela 9 – Comparativo entre resultados experimentais e modelo para previsão de fases deletérias.	65

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AID: Aços Inoxidáveis Duplex

STAAR: Soldagem de Tubos por Atrito com Anel Rotativo

CDFW: Soldagem por Fricção com Rotação Contínua (*Continuous Drive Friction Welding*)

IFW: Soldagem por Fricção por Inércia (*Inertia Drive Friction Welding*)

FSW: Soldagem por fricção por mistura mecânica (*Friction Stir Welding*)

ZAC: Zona Afetada Pelo Calor

ZTMA: Zona Termo-Mecanicamente Afetada

RX: Zona de Recristalização

CCT: Diagrama de transformação por resfriamento contínuo

TTT: Diagrama de tempo-temperatura-transformação

CCs: Condições de contorno

MB: Material Base

LISTA DE SÍMBOLOS

$\sigma_{\%}$: Porcentagem de fase sigma

c : Taxa de resfriamento

ρ : Densidade

c_p : Calor específico

k : Condutividade térmica

T : Temperatura

t : Tempo

r : Raio

z : Altura

q : Geração de calor

S_{ij} : Tensor de tensão de Kirchhoff

δC_{ij} : Tensor de deformação de Green

δu_j : Componente do deslocamento virtual

P_{0i} : Força volumétrica unitária

T_{0i} : Força de superfície unitária

\bar{k}_1 : Matriz de rigidez

\bar{u} : Vetor de deslocamentos

\bar{f} : Vetor de forças

\bar{Q} : Vetor de fluxo de calor

\bar{T} : Vetor de taxa de temperatura

\bar{T} : Vetor de temperaturas

$Q_{total,sticking}$: Calor total gerado na condição de não escorregamento

$Q_{total,sliding}$: Calor total gerado na condição de escorregamento

δ : Relação entre avanço de ferramenta e velocidade de rotação em FSW

q'' : Fluxo de calor por área

ω : Velocidade angular

τ : Tensão cisalhante aplicada

σ_y : Tensão de escoamento

σ : Tensão normal aplicada

μ : Coeficiente de fricção

$\dot{\gamma}_{crit}$: Velocidade de escorregamento crítica

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	16
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	18
2.1 Processos de soldagem por fricção	18
2.1.1 Tipos de soldagem por fricção.....	18
2.1.2 Soldagem por Fricção com Rotação Contínua - CDFW	19
2.1.3 Vantagens da soldagem por fricção	21
2.1.4 Influência dos parâmetros	22
2.1.5 Definição das zonas microestruturais.....	23
2.1.6 Soldagem de Tubos por Atrito com Anel Rotativo - STAAR.....	24
2.2 Aços inoxidáveis duplex SAF 2205	25
2.3 Modelos numéricos	28
2.3.1 As equações que governam os modelos termomecânicos	29
2.3.2 Geração de calor e formação de rebarba.....	30
3 METODOLOGIA	32
3.1 Processo e medição experimental	32
3.1.1 Parâmetros	32
3.1.2 Material e geometria.....	33
3.1.3 Medição de temperatura.....	35
3.1.4 Análise metalográfica e quantidade de fases intermetálicas.....	36
3.2 Modelamento numérico	36
3.2.1 Considerações gerais do modelo	36
3.2.2 Geometria e condições de contorno.....	36
3.2.3 Contato e geração do calor	38
3.2.4 Propriedades do material.....	39
3.2.5 Reconstruindo a malha.....	40
3.2.6 Saída de dados	41
3.2.7 Fluxograma da simulação.....	42
4 RESULTADOS E DISCUSSÃO	43
4.1 Calibração do modelo numérico	43
4.1.1 Contato suavizado com sobre fechamento	44

4.1.2 Resistência mínima do material a altas temperaturas	45
4.1.3 Tensão de escoamento do material.....	45
4.1.4 Tempo de desaceleração.....	47
4.1.5 Auto-contato.....	47
4.2 Verificação do modelo	48
4.2.1 Verificação de força e deslocamento	49
4.2.2 Verificação de temperatura	52
4.2.3 Formação de rebarba.....	55
4.3 Análise da saída de dados	59
4.3.1 Deformação plástica	60
4.3.2 Campo de temperatura	61
4.3.3 Pressão de contato	63
4.3.4 Formação de fase sigma.....	64
5 CONCLUSÕES	67
6 TRABALHOS FUTUROS.....	68
7 BIBLIOGRAFIA	69

1 INTRODUÇÃO

Na indústria petroquímica temos o uso de dutos para transporte de óleo e gás, sendo que predomina o emprego de dutos rígidos. Quando se fala em tubulações, diversos desafios são encontrados para a união de suas seções. Os processos de soldagem são geralmente realizadas manualmente por processos de arco elétrico, exigindo elevado tempo de processo e mão de obra especializada.

Os aços inoxidáveis duplex (AID) são utilizados em aplicações onde é necessário haver alta resistência mecânica e à corrosão, sendo candidato a aplicações de transporte de fluidos agressivos e com alto nível de solicitação mecânica. Um dos desafios no uso destes aços é realizar a soldagem sem fragilizar o material pela precipitação de intermetálicos (AMERICAN WELDING SOCIETY, 1998; LIPPOLD; KOTECKI, 2005; LO; SHEK; LAI, 2009).

A soldagem por fricção (ou soldagem por atrito) vem sendo estudada como alternativa ao processo de soldagem convencional por arco elétrico. Esse processo precisa de menor tempo, é automatizado e tem o benefício de manter o material no estado sólido, conservando as qualidades dos processos de fabricação.

Como os dutos utilizados em transporte de óleo e gás apresentam seções usualmente superiores a 6 metros de comprimento, a rotação de um tubo com esta extensão é difícil, pois necessitaria considerável área livre e equipamento de grande porte. Para contornar esta dificuldade, um novo processo de soldagem utilizando um anel rotativo entre os dutos a serem unidos (STAAR) vem sendo estudado no Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF) da UFRGS (PISSANTI et al., 2015). Uma desvantagem deste processo é a formação de rebarba, sendo a que se forma no interior do duto a de maior dificuldade de remoção.

Na literatura podem-se ver que modelos numéricos dos processos de soldagem são utilizados para determinar parâmetros otimizados, reduzir custo com experimentos e entender melhor os fenômenos envolvidos. Por isso, em paralelo com um estudo de parâmetros de Soldagem de Tubos por Atrito com Anel Rotativo (STAAR) de AID SAF 2205 (PISSANTI, 2016), foi desenvolvido um modelo numérico do processo.

O objetivo deste estudo é desenvolver um modelo numérico capaz de reproduzir as mesmas condições de soldagem, apresentando resultados próximos de força

axial, consumo (deslocamento dos tubos), temperatura e formação de rebarba aos de um caso real. Este modelo visa melhorar o entendimento sobre o processo a partir da análise da geração de calor e distribuição de temperatura, além de avaliar as deformações envolvidas no processo e a formação de rebarba.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Processos de soldagem por fricção

A soldagem por fricção é um processo bem conhecido, algumas patentes e aplicações já existiam por volta de 1900, com seu estudo científico mais detalhado iniciando em 1956 (WANG; LIN, 1974). O processo consiste em unir duas peças usando o atrito e a deformação plástica como fontes de calor.

2.1.1 Tipos de soldagem por fricção

Há diversos tipos de soldagem por fricção, de acordo com AMERICAN WELDING SOCIETY (1991) podemos dividir em:

1. Soldagem por Fricção com Rotação Contínua (*Continuous Drive Friction Welding - CDFW*);
2. Soldagem por Fricção por Inércia (*Inertia Drive Friction Welding - IFW*);
3. Soldagem por Fricção Radial (*Radial Friction Welding*);
4. Soldagem por Fricção Orbital (*Orbital Friction Welding*);
5. Deposição Superficial por Fricção (*Friction Surfacing*);
6. Soldagem por Fricção Alternada Angular (*Angular Reciprocating Friction Welding*);
7. Soldagem por Fricção Alternada Linear (*Linear Reciprocating Friction Welding*);

Mais recentemente, novos processos de soldagem por fricção foram desenvolvidos (LANDELL, 2016; MEYER, 2003; MISHRA; MA, 2005; PINHEIRO, 2008; SILVEIRA, 2015), sendo alguns deles:

8. Soldagem por fricção por mistura mecânica (*Friction Stir Welding - FSW*);
9. *Friction Stir Spot Welding – FSSW*;
10. *Friction Spot Welding – FSpW*;
11. *Friction Hydro Pillar Processing – FHPP* e suas variações: *Friction Taper Stud Weld – FTSW* e *Friction Stitch Welding*;

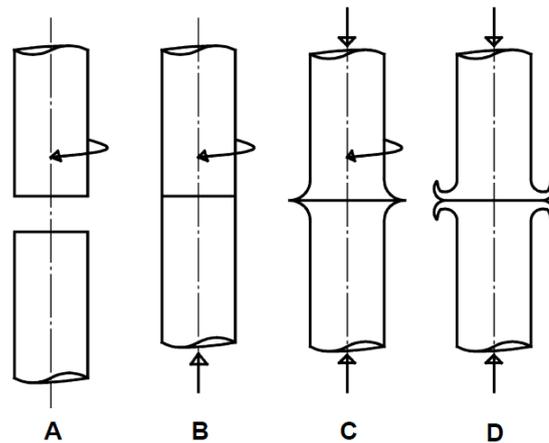
2.1.2 Soldagem por Fricção com Rotação Contínua - CDFW

A CDFW, também chamada de soldagem por fricção convencional, foi a primeira soldagem por fricção a ser desenvolvida. A CDFW consiste em acelerar uma peça movida por um motor até atingir uma velocidade de rotação constante, enquanto se mantém a outra peça parada (Figura 1A e Figura 2A). Em seguida, as peças entram em contato, sendo pressionadas até que o valor de força de soldagem seja atingido (Figura 1B e Figura 2B). O atrito e a deformação plástica passam a gerar calor por tempo pré-determinado ou até que um deslocamento limite seja atingido (Figura 1C e Figura 2C). A rotação do motor é então interrompida, dando início ao período de forjamento (Figura 1D e Figura 2D). A força de forjamento pode se manter igual à força de soldagem ou maior, e aplicada por tempo pré-estabelecido ou até que o deslocamento final seja atingido (AMERICAN WELDING SOCIETY, 1991).

A CDFW possui diversas configurações possíveis, a AMERICAN WELDING SOCIETY (1991) apresenta cinco possíveis arranjos (Figura 3):

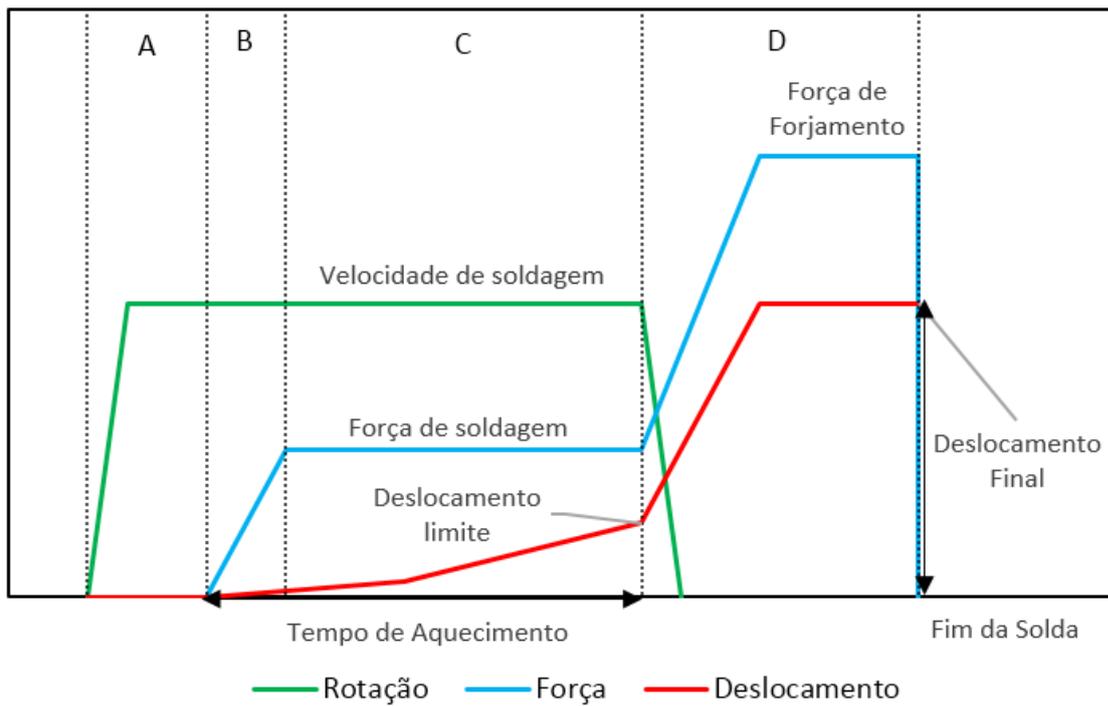
- A. Modo convencional: onde uma peça gira enquanto a outra permanece parada;
- B. Rotação oposta: quando ambas as peças giram, mas em sentidos opostos, permitindo velocidades relativas superiores;
- C. Rotação central: onde duas peças com giro restringido são pressionadas contra uma terceira peça rodando. Esta configuração permite soldar componentes extremamente longos ou impossibilitados de girar;
- D. Soldas gêmeas: onde duas peças girando são pressionadas contra uma terceira estacionária.
- E. Rotação central para produção dupla: que é igual à rotação central, mas com a peça que gira sendo passível de ser separada, permitindo que duas soldagens sejam realizadas simultaneamente.

Figura 1 – Etapas do processo de soldagem por fricção convencional.



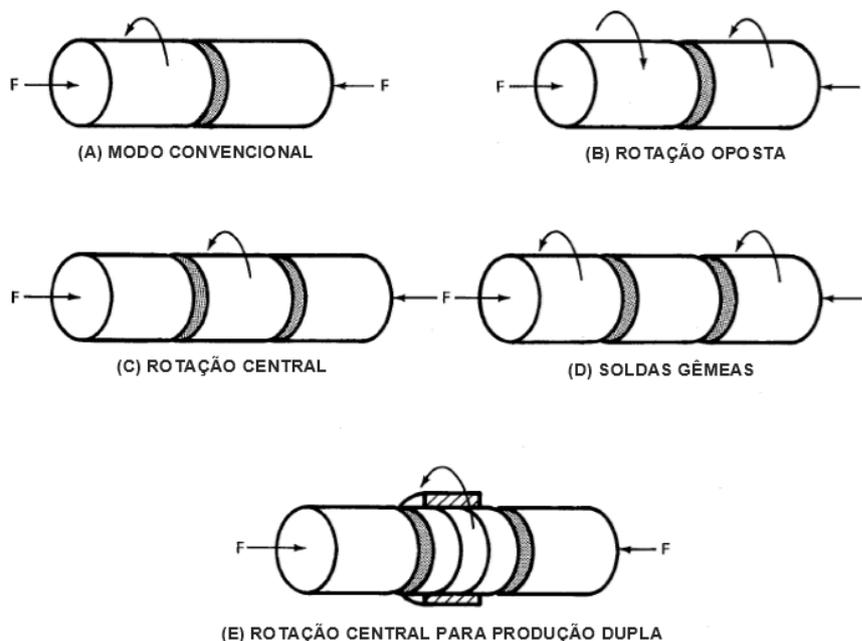
Fonte: Editado pelo autor a partir de AMERICAN WELDING SOCIETY (1991)

Figura 2 – Variação de parâmetros durante processo de soldagem.



Fonte: Editado pelo autor a partir de AMERICAN WELDING SOCIETY (1991)

Figura 3 – Configurações de CDFW.



Fonte: Editado pelo autor a partir de AMERICAN WELDING SOCIETY (1991)

2.1.3 Vantagens da soldagem por fricção

As principais vantagens do processo são:

- Soldas de boa qualidade, por ser em estado sólido;
- Baixo custo dependendo da aplicação e eficiência energética;
- Repetitividade por ser um processo automatizado;
- Possibilidade de soldar materiais dissimilares;
- Não utiliza gases de proteção.

Como o processo não submete os materiais à temperatura de fusão, a união soldada geralmente apresenta resistência mecânica igual ou superior à do material base devido ao encruamento. Além disso, o processo não se limita a materiais com ponto de fusão semelhante, portanto apresenta uma enorme gama de possibilidades, inviáveis na soldagem por arco elétrico (MISHRA; MA, 2005). Equipamentos que realizam soldagem por fricção tem valor de mercado maior, já que precisam de atuadores e motores potentes, além de um sistema de controle (MATTEI, 2011). Em contrapartida, não é necessária mão de obra especializada para executar as soldagens e o produto apresenta grande repetitividade por não depender da qualidade do operador.

2.1.4 Influência dos parâmetros

Em geral, os parâmetros de controle ou de resposta do processo são:

1. Velocidade tangencial
2. Força e taxa de carregamento de soldagem
3. Tempo de soldagem
4. Deslocamento (queima) e taxa de deslocamento
5. Tempo de desaceleração de rotação
6. Força e taxa de carregamento de forjamento
7. Tempo de forjamento

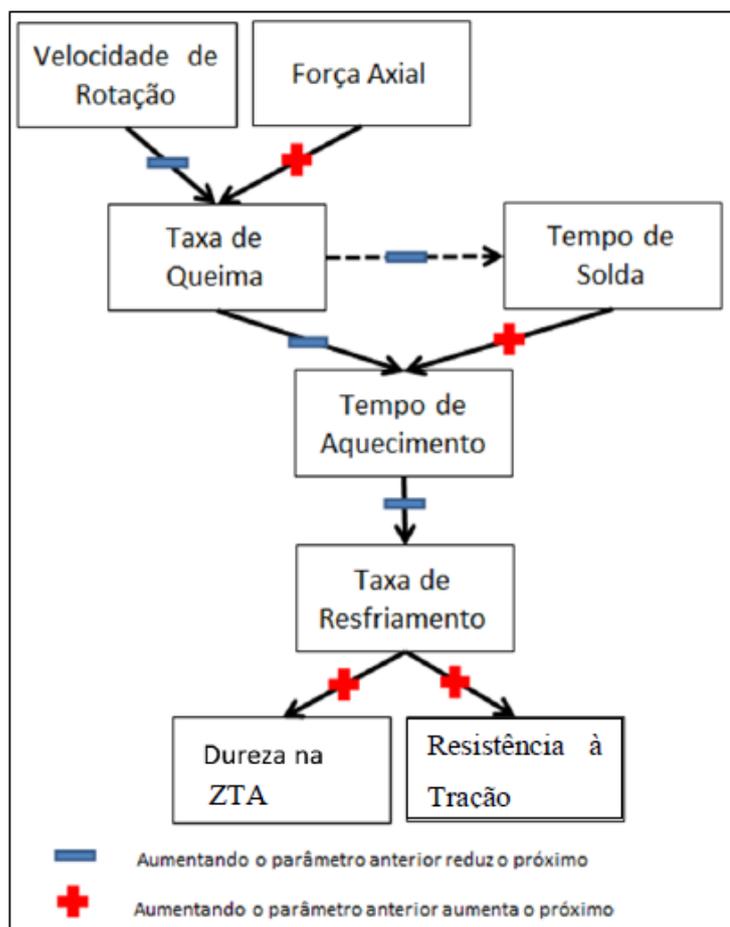
Estes parâmetros precisam ser ajustados para comportar diferentes materiais e geometrias. Um resumo das influências dos principais parâmetros de soldagem é apresentado na Figura 4.

A velocidade tangencial tem um valor adequado para cada material, a AMERICAN WELDING SOCIETY (1991) cita que o aço deve ter uma velocidade em torno de 1,3 m/s, tanto para peças tubulares como barras. A velocidade tangencial (velocidade instantânea) tem influência direta na geração de calor e é definida como velocidade de rotação multiplicada pelo raio. Portanto, quanto mais próximo do eixo de rotação, menos uma barra sendo soldada por fricção gerará calor.

A força de soldagem é responsável por manter as peças em contato íntimo. Quanto maior a força, maior a geração de calor e maior a taxa de deslocamento. Isso acontece devido à redução na resistência do material com a temperatura, quanto mais quente estiver, mais fácil de se deformar. A força de forjamento normalmente implica na expulsão de mais material pela rebarba, funcionando como uma “limpeza” dos óxidos presentes nas superfícies antes da soldagem (AMERICAN WELDING SOCIETY, 1991; MATTEI, 2011; MEYER, 2003).

FAES et al. (2008) descrevem que o fator mais importante na determinação da qualidade da solda é o tempo de soldagem, pois ele é fator dominante no tamanho da Zona Afetada pelo Calor (ZAC). Também mostra que a força de forjamento não resulta em mudança na qualidade das soldas apresentadas em seu trabalho, pois mesmo tendo uma maior expulsão de material durante o forjamento, acaba por gerar mais calor, ocasionando a mesma microestrutura do caso sem forjamento.

Figura 4 – Influência dos parâmetros de soldagem.



.Fonte: (LANDELL, 2016; MEYER, 2003; PINHEIRO, 2008)

2.1.5 Definição das zonas microestruturais

De acordo com MATTEI (2011) que analisou o processo FHPP com pinos e bases de aço baixo carbono e HAUPT (2013) que avaliou a soldagem por fricção de tubos de aço API 5L X65, as zonas de soldagem são descritas como:

1. Zona Afetada Pelo Calor (ZAC): onde a microestrutura e as propriedades mecânicas sofrem alteração devido ao calor.
2. Zona Termo-Mecanicamente Afetada (ZTMA): apresenta mais calor que a ZAC, resultando na recuperação de grãos e no aparecimento de grãos deformados.
3. Zona de Recristalização (RX): região caracterizada por microestrutura de grãos finos de morfologia equiaxial, como resultado da recristalização dinâmica.

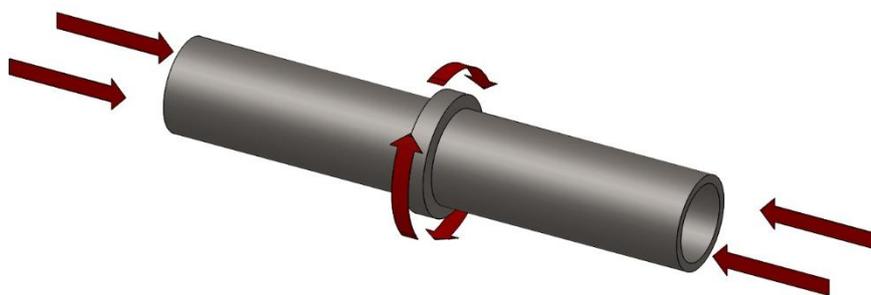
Em outro estudo, (AJITH; SATHIYA; ARAVINDAN, 2014) diferencia as zonas em Material Base (*Parent Material – PM*), Zona Parcialmente Deformada (*Partially Deformed zone - PDZ*) e Zona de Soldagem (*weld zone - WZ*).

2.1.6 Soldagem de Tubos por Atrito com Anel Rotativo - STAAR

A STAAR se enquadra como um caso de CDFW por rotação central (AMERICAN WELDING SOCIETY, 1991). O processo consiste em girar um anel enquanto tubos são pressionados contra ele em ambos os lados. Os tubos são impedidos de girar, enquanto que o contato simultâneo entre os tubos e as duas faces do anel geram o calor por atrito e deformação necessários para a união. Dessa maneira não se torna necessário girar tubos longos. Este processo apresenta todos os benefícios da soldagem por fricção convencional, mas em contrapartida acontece a formação de rebarba na parte interna da tubulação, comum na soldagem por fricção de elementos tubulares. Essa formação pode ser problemática para o escoamento de fluidos e gases em alta pressão, sendo necessária a sua remoção em alguns casos.

No Brasil, um equipamento chamado MASF 1500 (pedido de patente WO 2014190405 A1) foi desenvolvido no LAMEF para realizar a STAAR (PISSANTI et al., 2015). O equipamento é capaz de soldar tubos de até 16 polegadas de diâmetro e foi construído com 81,2% de tecnologia nacional (CHLUDZINSKI et al., 2015). Estudos de parâmetros de soldagem e caracterização da união de tubos de AIDs e de aços API 5L vem sendo desenvolvidos no laboratório.

Figura 5 – Processo de Soldagem de Tubos por Atrito com Anel Rotativo.



Fonte: Próprio autor

Um processo semelhante, chamado Fricção com uma Força de Forjamento Explosiva (*friction with an 'explosive' forge force – FRIEX*), patente WO 00/73012 A1, também consiste em soldar extremidades de elementos extremamente longos. O FRIEX também se enquadra como um caso da CDFW, mas exige uma força de forjamento de carácter explosivo, como explicitado na patente do processo. FAES et al. (2007) descreve como é este processo, estudando parâmetros de soldagem visando sua aplicação em soldas circunferenciais em dutos.

2.2 Aços inoxidáveis duplex SAF 2205

Os aços inoxidáveis duplex (AIDs) são usados na indústria de petróleo em condições em que ficam susceptíveis à corrosão por pites e à formação de trincas por corrosão sob tensão (AMERICAN WELDING SOCIETY, 1998; LIPPOLD; KOTECKI, 2005; LO; SHEK; LAI, 2009). A composição química do AID SAF 2205 (UNS 31803) segundo AMERICAN WELDING SOCIETY (1998) e LIPPOLD e KOTECKI (2005) é apresentada na Tabela 1.

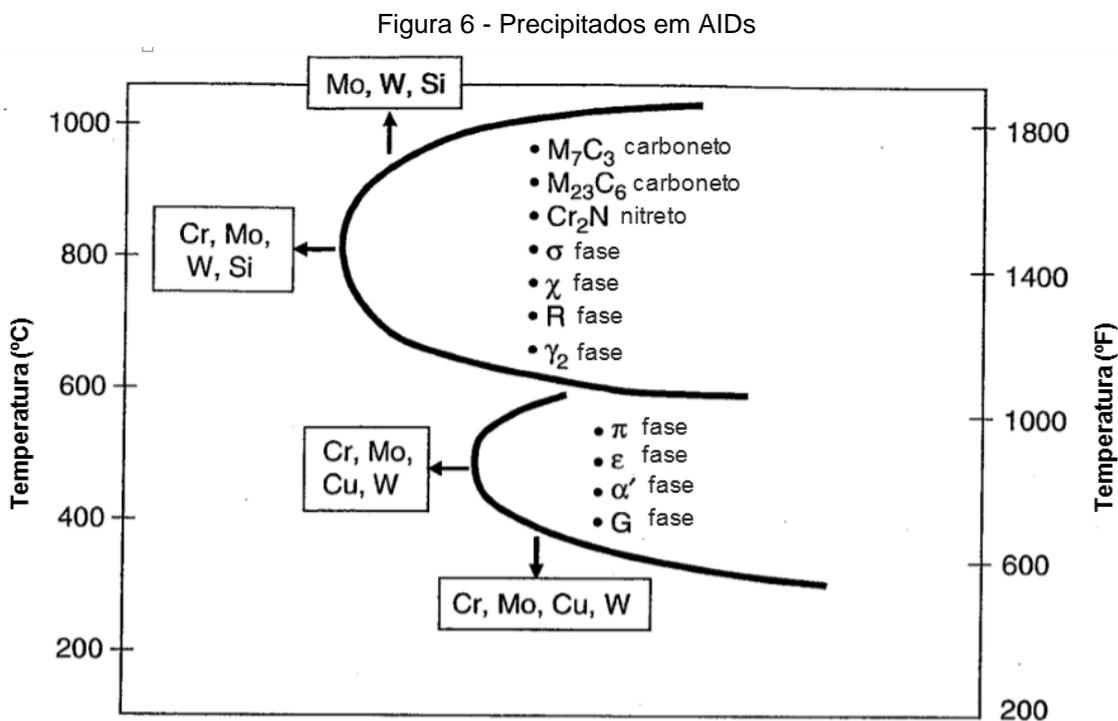
Tabela 1 - Composição química do AID 2205 – UNS 31803.

C	Cr	Ni	Mo	N
0,03%	21,0-23,0%	4,5-6,5%	2,5-3,5%	0,08-0,20%

Fonte: (AMERICAN WELDING SOCIETY, 1998; LIPPOLD; KOTECKI, 2005).

Para os AIDs é importante verificar a formação de fases deletérias (Figura 6) durante o processo de fabricação ou soldagem. Além de carbonetos e nitretos, as fases intermetálicas chi e sigma são as que acontecem com maior facilidade em AIDs. A fase sigma é a mais prejudicial por ter uma cinética de precipitação rápida que acontece entre 650-1000°C, reduzindo a tenacidade e resistência à corrosão do aço (ROCHA, 2015). A precipitação desta fase é a principal razão por trás da degradação dos aços inoxidáveis (HSIEH; WU, 2012). O tratamento térmico deve ser realizado com cuidado para evitar a precipitação de fases secundárias (SIEURIN, 2006). O diagrama de fases Fe-Cr-Ni do AID SAF 2205 pode ser visto na Figura 7.

TOPOLSKA e LABANOWSKI (2009) verificaram os efeitos do tratamento térmico na tenacidade do AID 2205 e do superduplex 2507. Os autores concluíram que a fase sigma pode se formar tanto de uma reação eutetóide quanto diretamente da fase ferrítica e que o AID SAF 2205 pode sofrer fragilização quando submetido a temperaturas acima de 500°C. Segundo os autores, tempos curtos em temperaturas entre 500-700°C podem ser aceitáveis dependendo da aplicação, por não prejudicarem tanto a resistência mecânica. A fragilização do AID SAF 2205 em função da porcentagem de fase sigma é representada na Figura 8.

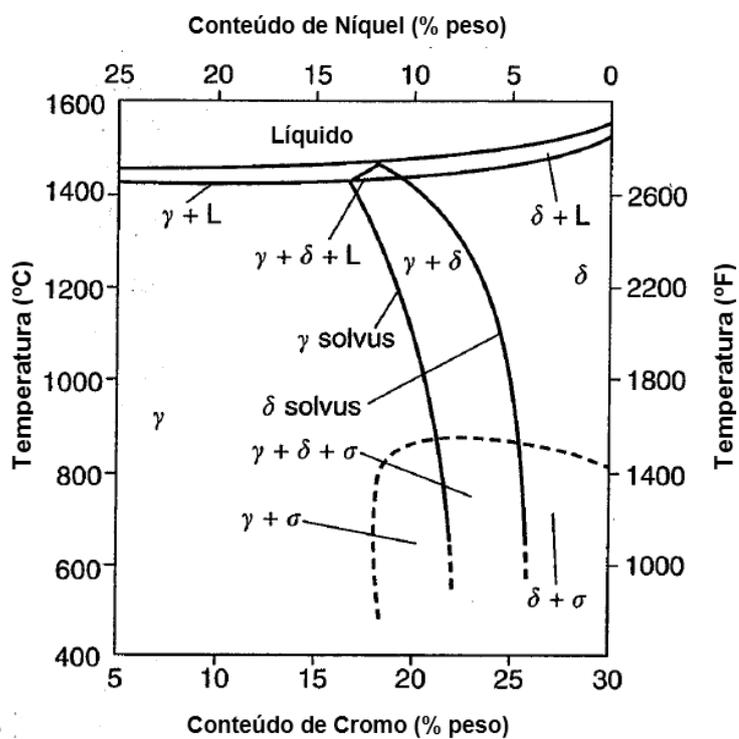


Fonte: Editado pelo autor a partir de LIPPOLD e KOTECKI (2005).

A formação da fase sigma está correlacionada com o tamanho de grão e com a orientação cristalográfica. Quanto maior a diferença entre a orientação cristalográfica da ferrita com a austenita, mais fase sigma se formará, portanto quanto maior o encruamento do material, maior a formação de fase sigma (HSIEH; WU, 2012).

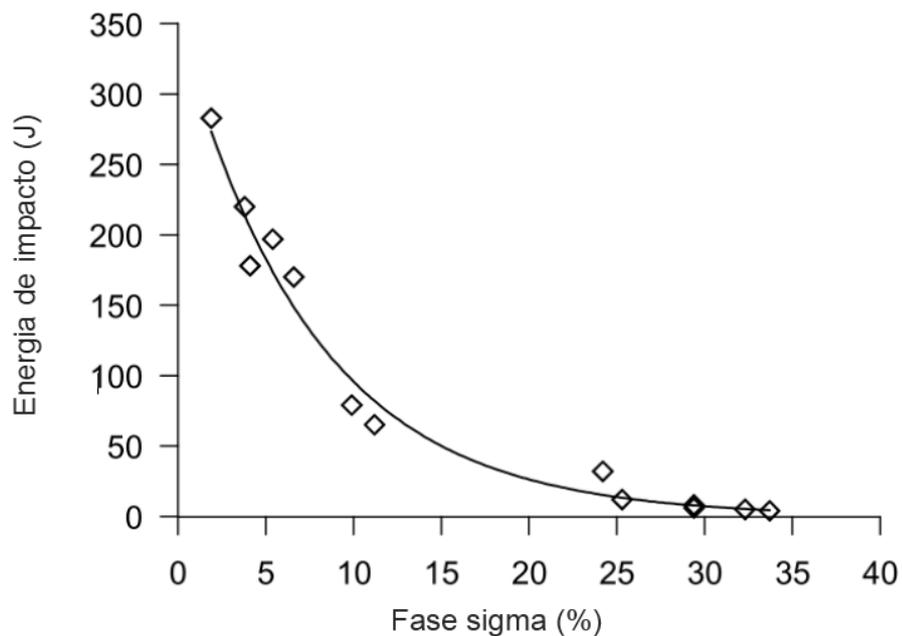
A norma DNV-OS-F101 (DET NORSKE VERITAS, 2013) apresenta recomendações para sistemas de dutos submarinos. Ela determina os limites aceitáveis de intermetálicos presentes na microestrutura dos AIDs em aplicações offshore, tanto na condição de fabricação como depois de processos de soldagem, sendo o limite inferior a 0,5%.

Figura 7 - Diagrama de fases Fe-Cr-Ni com Fe fixado a 70%.



Fonte: Editado pelo autor a partir de LIPPOLD e KOTECKI (2005).

Figura 8 - Influência da % da fase sigma na energia de impacto do AID SAF 2205.



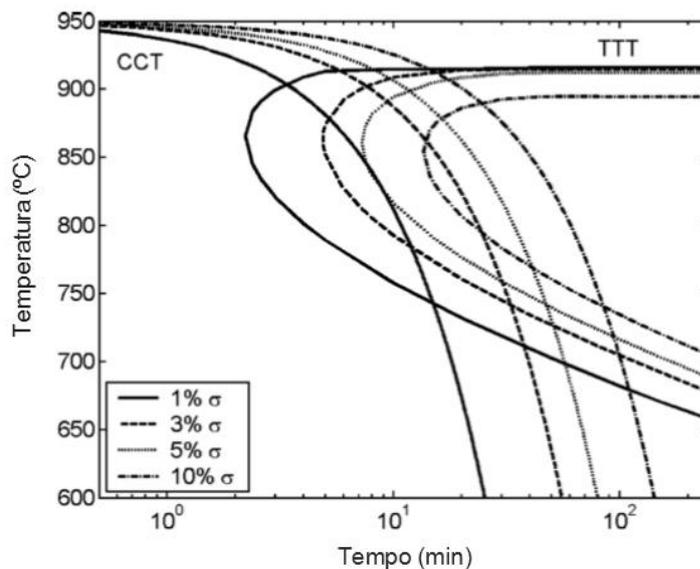
Fonte: Editado pelo autor a partir de TOPOLSKA e LABANOWSKI (2009).

SIEURIN e SANDSTROM (2007) desenvolveram um modelo de crescimento quasi-estático modificado para estimar o percentual de fase sigma em AID SAF 2205 a partir do resfriamento. Os diagramas de transformação por resfriamento contínuo (*Continuous Cooling Transformation – CCT*) e de tempo-temperatura-transformação (*Isothermal Transformation – TTT*) do modelo descrito pelos autores podem ser vistos na Figura 9. A Equação 1 serve como uma aproximação do modelo e tem resultados precisos para baixos valores de porcentagem de fase sigma, $\sigma_{\%}$, segundo os autores.

$$\sigma_{\%} = 0,33c^{-1,05} \quad (1)$$

onde c é a taxa de resfriamento em K/s.

Figura 9 – Curvas de precipitação da fase sigma do AID SAF 2205.



Fonte: (SIEURIN; SANDSTROM, 2007).

2.3 Modelos numéricos

As duas principais necessidades do uso de modelos no desenvolvimento tecnológico são: a redução de custo e o avanço no entendimento do processo. Diversos modelos numéricos vêm sendo desenvolvidos por essas duas razões, sendo visto o número mais expressivo de modelos em FSW devido à crescente

aplicação no mercado naval e aeroespacial. Modelos de soldagem de tubos e barras se encontram na literatura, normalmente investigando a influência dos parâmetros de soldagem.

2.3.1 As equações que governam os modelos termomecânicos

A equação não linear de transferência de calor para coordenadas cilíndricas é definida como:

$$\rho \cdot c_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial r} \left(k(T) \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{k(T)}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial}{\partial z} \left(k(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q \quad (2)$$

onde ρ é a densidade, $c_p(T)$ é o calor específico em função da temperatura, $k(T)$ é a condutividade térmica em função da temperatura, T é a temperatura, t é o tempo, r é o raio e z é a altura. O que varia entre modelos de soldagem por fricção termomecânicos é a definição da geração de calor q .

A equação de balanço de Kirchhoff é definida como:

$$\int_{V_0} S_{ij} \delta C_{ij} dV = \int_{V_0} P_{0i} u_j dV + \int_{S_{0T}} T_{0i} \delta u_j dS \quad (3)$$

onde S_{ij} é o tensor de tensão de Kirchhoff, δC_{ij} o tensor de deformação de Green e δu_j a componente do deslocamento virtual. P_{0i} é a força volumétrica unitária e T_{0i} é a força de superfície unitária atuando no corpo.

A solução pelo método dos elementos finitos se resume em condicionar as equações 2 e 3 ao sistema de equações:

$$\begin{cases} \bar{k}_1(T) \bar{u} = \bar{f} \\ c_p(T) \bar{T} + k(T) \bar{T} = \bar{Q} \end{cases} \quad (4)$$

onde \bar{k}_1 é a matriz de rigidez, \bar{u} é o vetor de deslocamentos e \bar{f} o vetor de forças, para a solução do problema estrutural. No problema térmico, \bar{Q} é o vetor de fluxo de calor, $c_p(T)$ e $k(T)$ são os já definidos calor específico e condutividade térmica do

material, respectivamente, \vec{T} é o vetor de taxa de temperatura e \bar{T} o vetor de temperaturas.

2.3.2 Geração de calor e formação de rebarba.

Na simulação numérica do processo de soldagem, a definição da geração de calor é extremamente importante para representar corretamente o fenômeno e obter resultados aceitáveis. SCHMIDT, HATTEL e WERT (2004) propõem um modelo analítico para a geração de calor em FSW com a utilização das equações para calor total Q_{total} :

$$Q_{total} = \delta Q_{total,sticking} + (1 - \delta) Q_{total,sliding} \quad (5)$$

onde $Q_{total,sticking}$ é o calor total gerado na condição de não escorregamento, $Q_{total,sliding}$ é o calor total gerado na condição de escorregamento e δ é uma relação entre avanço de ferramenta e velocidade de rotação.

ZHANG et al. (2007) desenvolveram um modelo termomecânico de IFW de liga GH4169. Este modelo considera o acoplamento da temperatura à rigidez, tendo a geração de calor interna por deformação e a geração de calor na superfície de fricção em função da pressão e coeficiente de atrito. Este coeficiente é dependente da pressão, velocidade e temperatura. Neste trabalho avaliou-se apenas a distribuição de temperatura, não mencionando a formação de rebarba.

WANG et al. (2005) desenvolveram um modelo em MEF utilizando o software DEFORM-2D para simular a IFW de tubos de super liga de níquel, RR1000. O modelo tem a geração de calor baseada em energia, como função da velocidade, torque e deslocamento dos tubos. Também refaz a malha automaticamente como uma das funções do software e mostra a distribuição dos campos de temperatura calculados. Os resultados de tensão residual experimentais e provenientes do modelo foram comparados. GRANT et al. (2009) propõem melhorias no modelo, considerando perda de carga e força inercial experimental como entrada de dados na geração de calor. Por fim, utilizam os resultados para prever tensões residuais de maneira mais precisa.

LI e WANG (2011) desenvolveram um modelo termomecânico de CDFW em barras de aço baixo carbono usando o software ABAQUS. Neste estudo se utilizou o ambiente de programação do software para reconstruir a malha e determinar a superfície de geração de calor. A geração de calor utiliza subrotina DFLUX do software ABAQUS e se baseia na pressão e no coeficiente de fricção limitados pela resistência do material. As variações de parâmetros foram avaliadas, mostrando suas influências, como o aumento da rotação e conseqüente redução do tempo de soldagem.

ALVISE, MASSONI e WALLØE (2002) demonstram um modelo termomecânico axissimétrico com MEF de IFW. O modelo usa a lei de Coulomb para a geração de calor com um coeficiente de fricção variável por pressão e temperatura. O coeficiente foi calibrado a partir de resultados experimentais e de forma reversa (tentativa e erro). Além disso, o modelo mostra bons resultados para casos simétricos, de geometrias diferentes e de materiais dissimilares. Por fim, os resultados de temperatura, deslocamento final e tamanho de rebarba são comparados com valores experimentais.

FAES et al. (2007) descreveram um modelo termomecânico de SFTAR com o software comercial DEFORM-2D. Os autores citam que a geração de calor utiliza um coeficiente de fricção baseado no trabalho de ALVISE, MASSONI e WALLØE (2002), mas por se tratar de CDFW o coeficiente tem valor constante, calibrado de maneira reversa (tentativa e erro).

3 METODOLOGIA

3.1 Processo e medição experimental

A soldagem entre duas seções de tubos de aço inoxidável duplex SAF 2205 e um anel de mesmo material foi avaliada em um trabalho do Laboratório de Metalurgia Física da UFRGS (LAMEF) por PISSANTI (2016). Para isso, quatro parâmetros diferentes foram testados em triplicatas em equipamento com controle e medição de força e deslocamento axial dos tubos e velocidade de rotação do anel. As variações de temperatura em três pontos durante as soldagens também foram medidas durante o processo. As soldas foram realizadas com a máquina de soldagem por fricção MASF 1500 (Figura 10).

Figura 10 – Máquina de soldagem por fricção MASF 1500.



Fonte: (PISSANTI et al., 2015).

3.1.1 Parâmetros

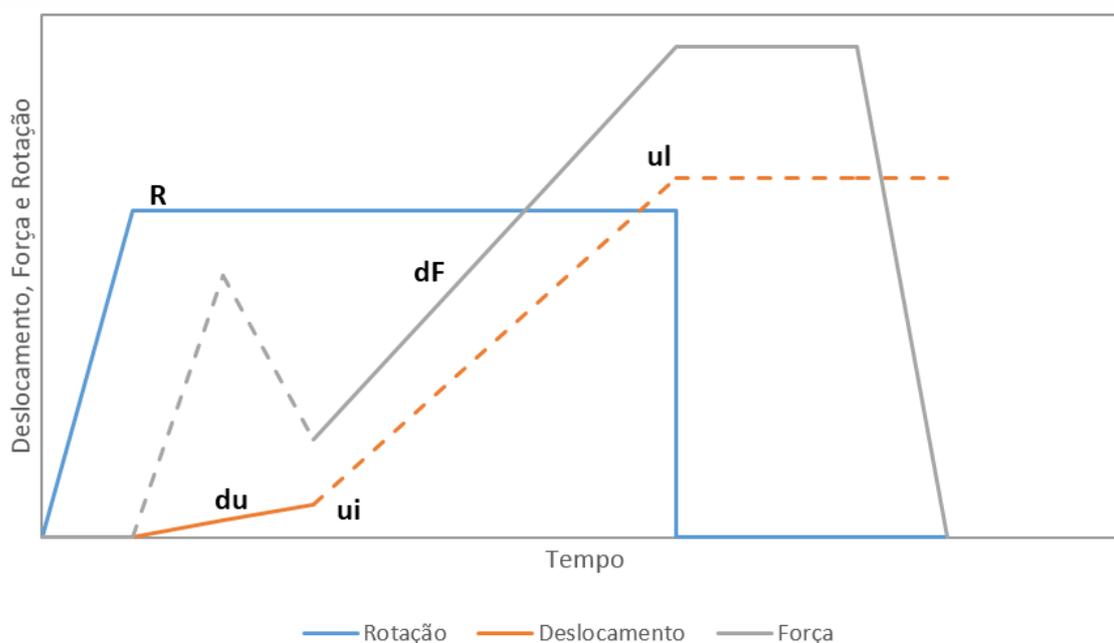
A Figura 11 ilustra a variação dos parâmetros do processo. Inicialmente a velocidade de rotação máxima (R) é atingida, seguida pelo contato simultâneo dos tubos com o anel. Um deslocamento prescrito é então imposto com taxa fixa (du) até atingido deslocamento inicial (ui). Neste momento o controle muda de deslocamento para força, com uma taxa de carregamento (dF) mantida até que o deslocamento limite (ul) seja alcançado. A rotação do anel é parada e a carga é mantida constante por 30s. A solda está completa após remoção da carga. Os parâmetros testados estão apresentados na Tabela 2.

Tabela 2 - Parâmetros de soldagem.

Parâmetro	u_i [mm]	du [mm/s]	u_l [mm]	dF [kN/s]	R [RPM]
MD1-3	2	0,05	10	4,5	500
MD4-6	2	0,05	15	7,5	500
MD7-9	2	0,10	15	4,5	500
MD10-12	2	0,10	10	7,5	500

Fonte: Parâmetros obtidos de PISSANTI (2016).

Figura 11 – Ilustração dos parâmetros do processo. Linhas contínuas como parâmetros de controle e linhas tracejadas como resultantes do processo.

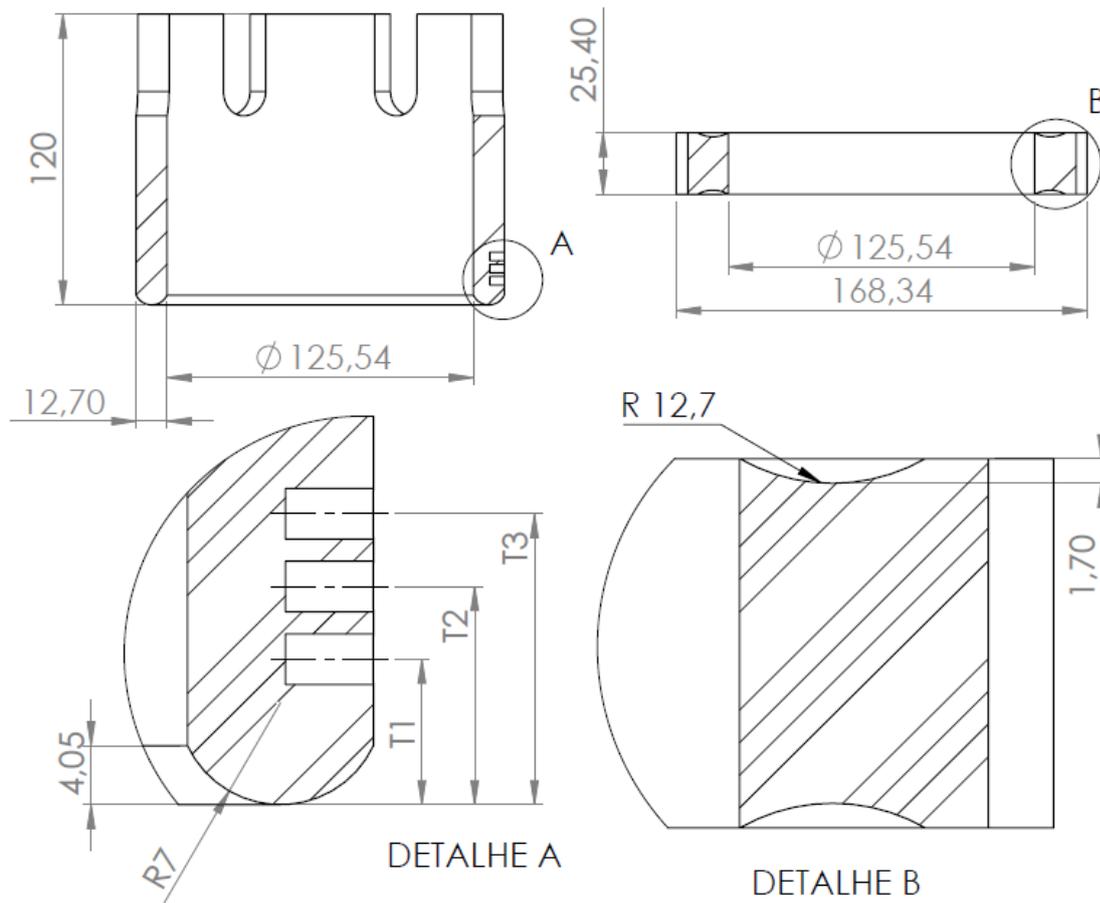


Fonte: Próprio autor.

3.1.2 Material e geometria

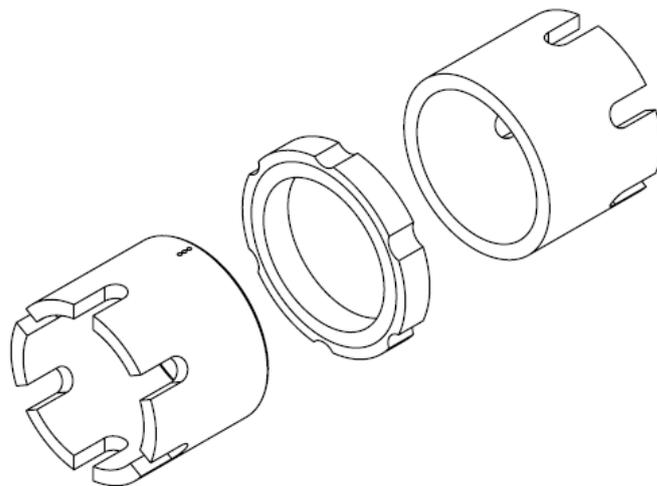
A geometria dos tubos pode ser vista na Figura 12. Tanto os tubos como os anéis foram usinados para formar uma curvatura na face de contato para facilitar o alinhamento. Para economizar material, os tubos foram preparados em seções de 120mm com encaixes para fixar num prolongador de tubo (Figura 13). O material dos tubos e dos anéis era o mesmo, AID SAF 2205, a composição química do material é apresentada na Tabela 3.

Figura 12 – Geometria das amostras. Unidades em mm.



Fonte: (PISSANTI, 2016).

Figura 13 – Visão geral dos corpos de prova antes da soldagem.



Fonte: Próprio autor.

Tabela 3 – Composição química do AID 2205 utilizado.

%C	%Si	%Mn	%Cr	%Mo	%Ni	%Cu	%Nb	%W	%V	%N
0,016	0,363	1,599	21,84	2,743	4,954	0,292	0,042	0,054	0,063	0,225

Fonte: (PISSANTI, 2016).

3.1.3 Medição de temperatura

Durante a soldagem de cada par de tubos, um deles teve a temperatura monitorada em três pontos (Figura 12 e Figura 13). Para isto, furos foram feitos a distâncias de 10mm, 15mm, 20mm e 25mm a partir da face de contato (Figura 12), dependendo dos parâmetros de soldagem utilizados (Tabela 4). Termopares tipo K foram soldados no fundo dos furos por solda capacitiva, para garantir menor tempo de resposta (DIEHL, 2013). A aquisição de dados foi realizada com o equipamento LYNX ADS 2000 com frequência de aquisição de 10Hz e filtro passa-baixa de 5Hz (Figura 14).

Tabela 4 – Distâncias nominais dos termopares. Valores reais dentro de +/- 1,5mm.

Parâmetro	Distância T1	Distância T2	Distância T3
MD1-3	10 mm	15 mm	20 mm
MD4-6	15 mm	20 mm	25 mm
MD7-9	15 mm	20 mm	25 mm
MD10-12	10 mm	15 mm	20 mm

Fonte: Próprio autor.

Figura 14 – Lynx ADS 2000.



Fonte: Lynxtec.

3.1.4 Análise metalográfica e quantidade de fases intermetálicas.

PISSANTI (2016) realizou as análises metalográficas das seções das amostras soldadas pelo método de Behara modificado por imersão. Os ataques foram realizados em amostras que já haviam tido a rebarba removida. As imagens deste trabalho foram utilizadas para comparar os resultados do modelo com os dados experimentais. A análise de porcentagem de fases intermetálicas também é apresentada no trabalho da autora, sendo alguns destes resultados utilizados para comparação com valores calculados utilizando o modelo.

3.2 Modelamento numérico

3.2.1 Considerações gerais do modelo

O modelo em elementos finitos foi desenvolvido usando o software comercial ABAQUS, tendo como base o exemplo de soldagem por fricção por inércia apresentado na documentação do próprio software (ABAQUS 6.14, 2014). Foram usados elementos axissimétricos especiais, que permitem considerar a torção em torno do eixo de simetria (TWIST). Esta consideração diminui o custo computacional por reduzir consideravelmente o número de elementos, além de facilitar a determinação das condições de contorno. Como a variação das propriedades mecânicas com a temperatura influenciam diretamente no resultado, foi utilizada a análise termomecânica implícita, que conta com o acoplamento da solução térmica à de deslocamento. Por se tratar de um processo dependente de tempo, o modelo é transiente e para contornar o problema da distorção da malha durante a simulação, periodicamente a malha é refeita.

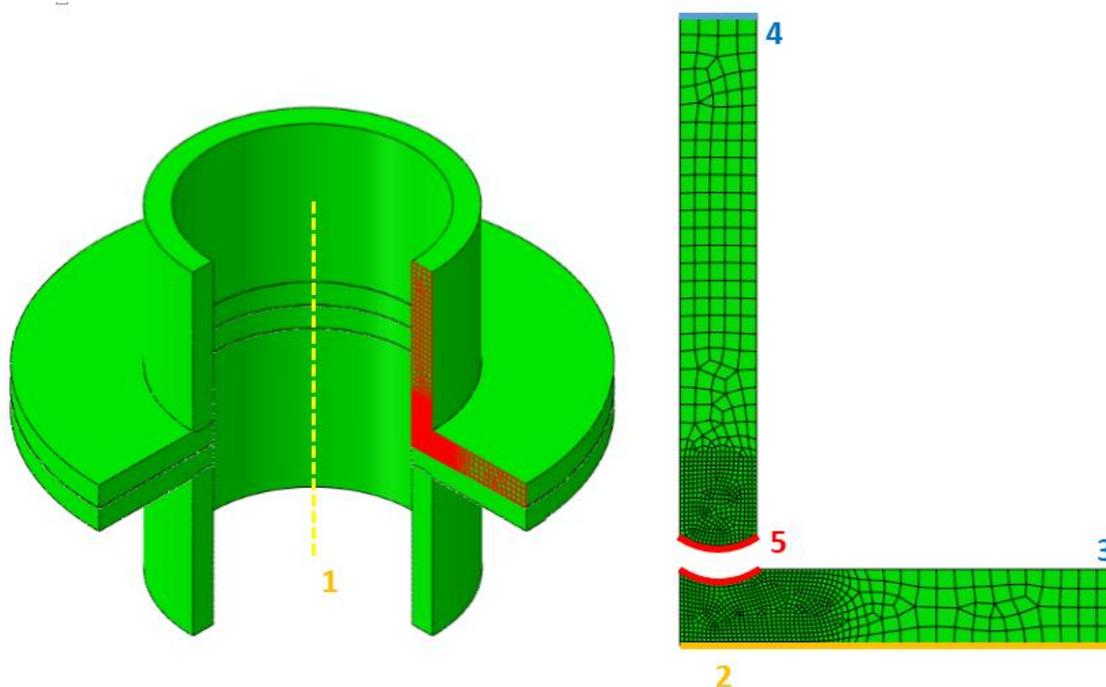
3.2.2 Geometria e condições de contorno

O modelo utiliza as dimensões reais das amostras, mas com algumas considerações. Primeiramente, o tubo tem comprimento reduzido de 90mm para reduzir o custo computacional, pois não mostrou diferença da solução com o comprimento real. Para representar a extração de calor devido a maior massa do conjunto de fixação do anel, o anel teve seu raio externo aumentado para 85mm.

Este tamanho foi ajustado para apresentar a mesma taxa de resfriamento encontrada nos termopares. Com relação ao raio da extremidade do tubo, este foi considerado como igual ao do anel para facilitar a solução do contato inicial.

A Figura 15 ilustra as condições de contorno empregadas. A simetria axial é definida pelo tipo de elemento escolhido, enquanto que a simetria planar permite reduzir ainda mais o custo computacional por necessitar de menos elementos para a solução de um mesmo problema. Uma condução de calor foi imposta tanto na extremidade superior do tubo quanto na parte externa do conjunto anel, representando a extração de calor do restante do tubo com prolongador e a do equipamento respectivamente. O valor calibrado para ambos os coeficientes de transferência de calor foi de $1e-4W/mm^2-K$. Além disto, a aplicação de força prescrita ou de deslocamento prescrito é definida na aresta superior do tubo junto com a restrição à rotação. Na superfície externa do anel temos a aplicação da rotação e uma restrição de deslocamento radial.

Figura 15 – Condições de contorno aplicadas: 1- Simetria axial; 2- Simetria planar; 3- Condução de calor anel-máquina, velocidade de rotação e restrição de deslocamento radial; 4- Condução de calor do tubo, deslocamento/força prescrita e restrição de rotação; 5-Contato.



Fonte: Próprio autor.

Outra definição importante é a interação de contato, sendo esta considerada em toda superfície do anel e do tubo por simplicidade. O contato acontece apenas a partir de uma distância mínima entre tubo e anel.

O deslocamento e a força prescrita impostos no tubo, bem como a rotação do anel, são definidos com o auxílio da sub-rotina UAMP - código em linguagem de programação Fortran disponibilizado pelo software para dar mais liberdade ao usuário (ABAQUS 6.14, 2014). Este código permite definir as taxas de deslocamento e de carregamento em função do deslocamento do tubo. A troca de controle de deslocamento por controle de força é executada com auxílio da interface de programação do software, baseada em linguagem de programação Python. A troca acontece através do monitoramento do deslocamento do tubo e da mudança da condição de contorno quando atingido deslocamento (ui - Figura 11).

3.2.3 Contato e geração do calor

As propriedades de contato tangencial, como a tensão cisalhante e a geração de calor foram determinadas utilizando a sub-rotina FRIC. A geração de calor acontece durante o contato e é determinada pela Equação 6:

$$q'' = \omega \cdot r \cdot \tau \quad (6)$$

onde q'' é o fluxo de calor por área, ω é a velocidade angular, r a distância do ponto ao centro de rotação e τ a tensão cisalhante aplicada.

A tensão cisalhante τ é definida como (Equação 7):

$$\tau = \text{mínimo} \begin{cases} \sigma_y(T)/\sqrt{3} \\ \sigma \cdot \mu \end{cases} \quad (7)$$

sendo $\sigma_y(T)$ a tensão de escoamento do material em função da temperatura, σ a tensão normal aplicada à superfície e μ o coeficiente de fricção. Essa consideração leva em conta que a tensão cisalhante aplicada não pode superar a resistência do material a uma dada temperatura (SCHMIDT; HATTEL; WERT, 2004).

Para levar em conta a desaceleração do anel, a tensão cisalhante aplicada é reduzida linearmente quando atingida a velocidade de escorregamento crítica $\dot{\gamma}_{crit}$ ou valor menor (Equação 8).

$$\tau = \begin{cases} \tau \cdot \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_{crit}}, & \dot{\gamma} < \dot{\gamma}_{crit} \\ \tau & , \dot{\gamma} \geq \dot{\gamma}_{crit} \end{cases} \quad (8)$$

Para suavizar o contato normal entre tubo e anel foi usada a abordagem de sobre fechamento, que dita a relação entre penetração e força. Para impedir que as rebarbas atravessassem o próprio corpo (tubo ou anel), foi imposta uma condição de auto-contato suavizado por distância de abertura. Estas abordagens são descritas nas seções 4.1.1 e 4.1.5.

3.2.4 Propriedades do material

As propriedades térmicas e mecânicas do AID SAF 2205 foram estudadas por diversos autores na literatura e portanto estes resultados serviram como base para desenvolver o modelo. Grande parte das propriedades utilizadas são dependentes da temperatura. As propriedades térmicas, condutividade $k(T)$ e calor específico $c_p(T)$, e o módulo de elasticidade $E(T)$ são definidos conforme (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2005) nas Equações 9, 10 e 11 respectivamente. A densidade foi considerada constante de valor 7800 kg/m^3 , o coeficiente de Poisson, também constante, como 0,3. Ambos valores tem baixa variação com a temperatura.

A tensão de escoamento do material $\sigma_y(T, \dot{\epsilon})$ (Equação 13) se baseia nos resultados de diversos autores (CHEN; YOUNG, 2006; EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2005; FARNOUSH et al., 2010; MOMENI; DEHGHANI; ZHANG, 2012; NORDBERG, 2004; PISSANTI, 2016; STEEL CONSTRUCTION INSTITUTE, 2001) e na calibração do modelo (Seção 4.1.3).

$$c_p(T) = 450 + 0,28 \cdot T - 2,91 \cdot 10^{-4} \cdot T^2 + 1,34 \cdot 10^{-7} \cdot T^3; T < 1200^\circ\text{C} \quad (9)$$

$$k(T) = 14,6 + 1,27 \cdot 10^{-4} \cdot T; T < 1200^\circ\text{C} \quad (10)$$

$$E(T) = 200 - 0,2 \cdot T + 6,81 \cdot 10^{-4} \cdot T^2 - 1,03 \cdot 10^{-6} \cdot T^3 + 6,4 \cdot 10^{-10} \cdot T^4; T < 1200^\circ\text{C} \quad (11)$$

$$\sigma_y(T) = 600 \cdot \begin{cases} -9,4388 \cdot 10^{-4} \cdot T + 1,0189; & T \leq 1000^\circ\text{C} \\ -2,5000 \cdot 10^{-4} \cdot T + 0,325; & T > 1000^\circ\text{C} \end{cases} \quad (12)$$

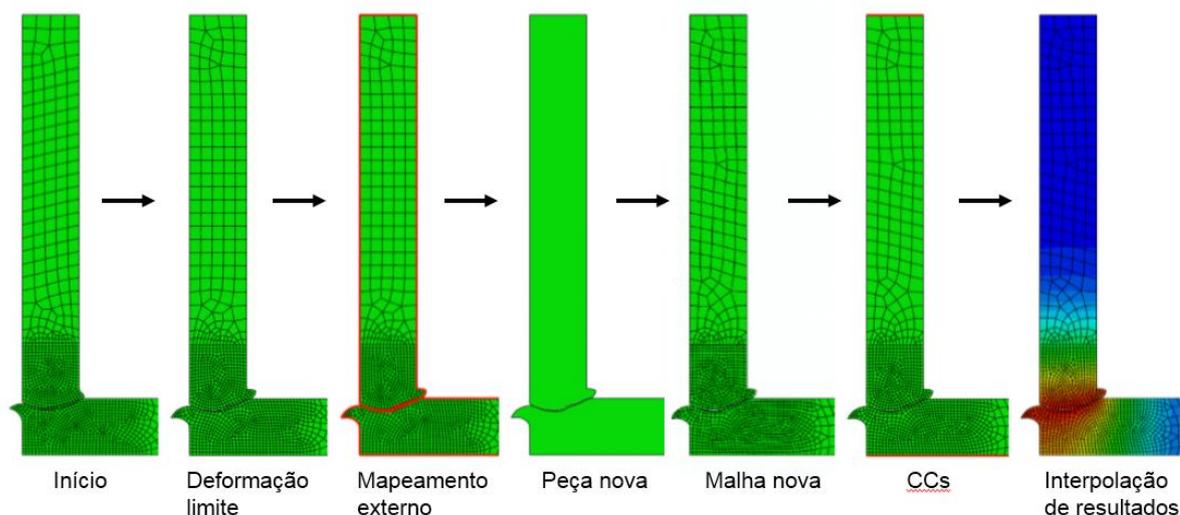
$$\sigma_y(T, \dot{\varepsilon}) = \sigma_y(T) \cdot \begin{cases} 1; & \dot{\varepsilon} \leq 0,01 \\ 1 + (\dot{\varepsilon} - 0,01)^{0,4} \cdot 0,26 + 9 \cdot 10^{-10} \cdot T^3; & 0,01 < \dot{\varepsilon} \leq 1 \\ 500 \cdot (\dot{\varepsilon} - 1) + 1; & \dot{\varepsilon} > 1 \end{cases} \quad (13)$$

Onde σ_y é em MPa, E em GPa, T em $^\circ\text{C}$, c_p em J/kg-K e k em W/m-K.

3.2.5 Reconstruindo a malha

As grandes deformações envolvidas no processo provocam distorções na malha, acarretando em erro de solução e dificuldade de convergência. Para contornar estes problemas a malha é refeita periodicamente. Este processo consiste em mapear o contorno externo do tubo e do anel, criar uma nova peça com uma nova malha e interpolar os resultados da antiga malha na nova. A automatização deste processo contou com o auxílio da interface de programação do software ABAQUS, baseada em linguagem de programação Python. A Figura 16 ilustra o procedimento. Os critérios usados para determinar quando o procedimento seria feito foram a distorção demasiada da malha ou um tempo de simulação maior que 0,5 s. Esse tempo foi determinado por aumentar a taxa de convergência no primeiro incremento após reconstruir a malha.

Figura 16 - Procedimento de reconstruir a malha.



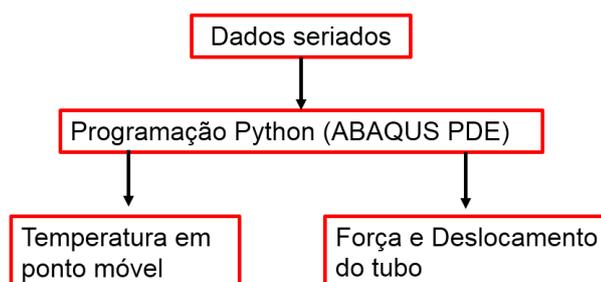
Fonte: Próprio autor.

3.2.6 Saída de dados

Como cada etapa de reconstruir a malha gera um arquivo de dados separado, é necessário utilizar a programação Python para unir os resultados (Figura 17). Portanto, foram desenvolvidos scripts de programação, baseados nos disponibilizados pelo software (ABAQUS 6.14, 2014), para força e deslocamento resultante do tubo. Estes resultados foram usados para fazer a verificação do modelo com os resultados dos sensores de deslocamento e força da máquina.

Também foi desenvolvido um código para a temperatura pontual, considerando um ponto inicial e acompanhando o deslocamento dos nós das proximidades durante o processo. Com esse código é possível acompanhar o movimento dos termopares unidos aos tubos, dando assim maior confiabilidade no cálculo de temperatura.

Figura 17 - Pós processamento de Força, Deslocamento e Temperaturas.

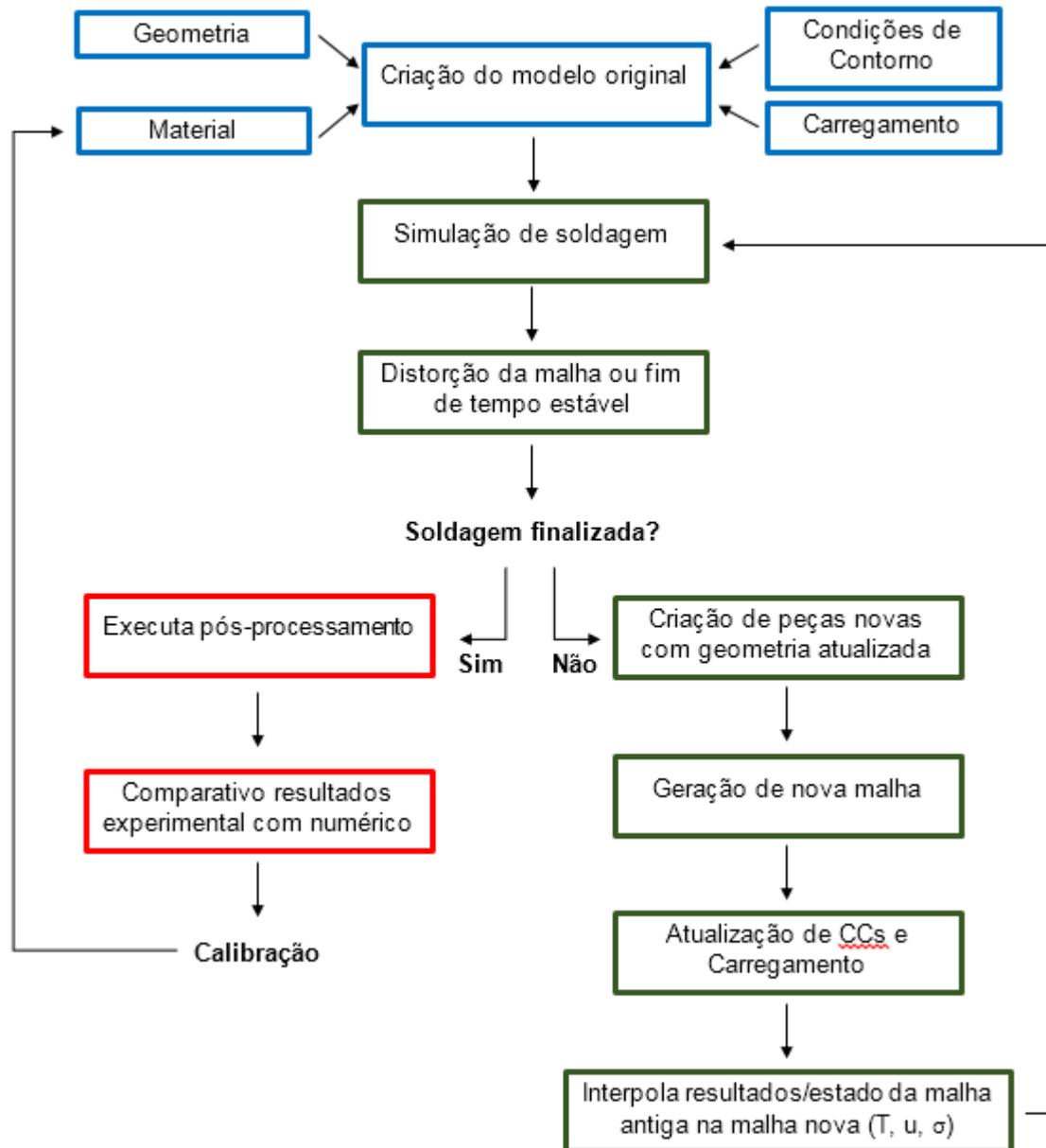


Fonte: Próprio autor.

3.2.7 Fluxograma da simulação

As etapas do modelo estão resumidas no fluxograma apresentado na Figura 18.

Figura 18 - Fluxograma da execução do modelo.



Fonte: Próprio autor.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

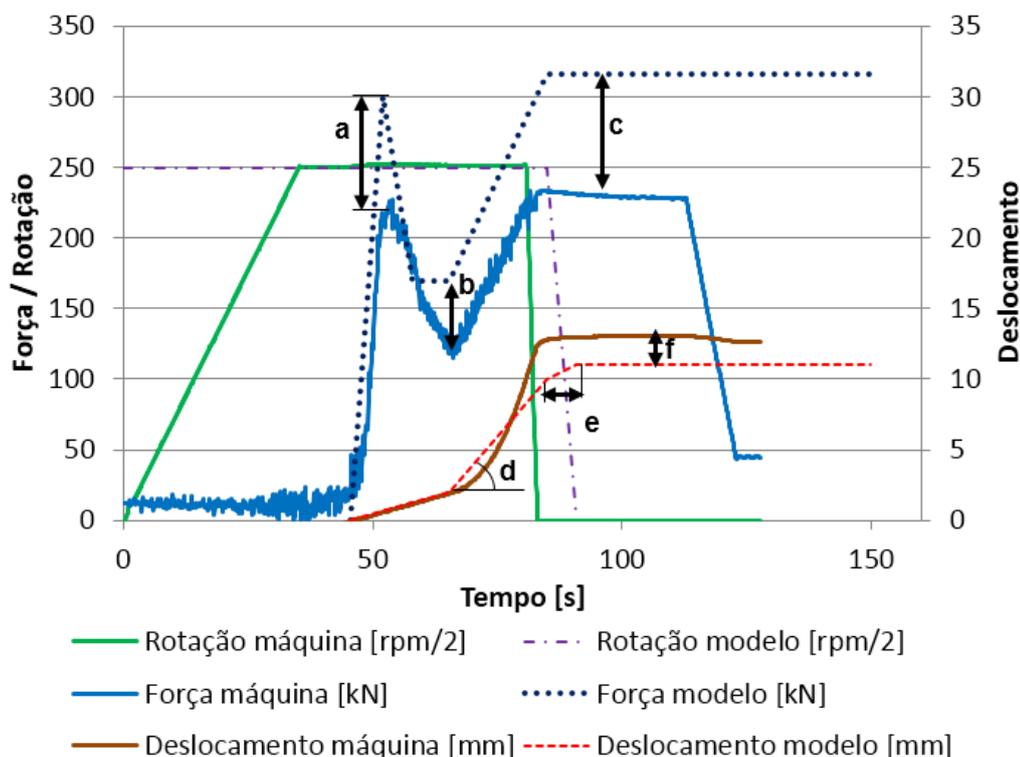
4.1 Calibração do modelo numérico

Para calibrar o modelo numérico algumas características foram avaliadas, sendo as mais importantes:

- A propriedade de contato entre tubo e anel;
- A propriedade de auto-contato;
- A relação temperatura máxima e resistência mínima do material;
- A variação da tensão de escoamento pela temperatura e taxa de deformação.
- O tempo de desaceleração.

A Figura 19 apresenta um gráfico de processo comparado com resultados em processo de calibração (ilustrativos) do modelo.

Figura 19 - Influência das propriedades consideradas na calibração do modelo. a- Força máxima durante deslocamento prescrito (propriedade de contato); b- Força mínima durante deslocamento prescrito (resistência mínima do material); c- Força de forjamento; d- Inclinação da curva de deslocamento (rigidez do material); e- Tempo de desaceleração da rotação; f- Deslocamento final.

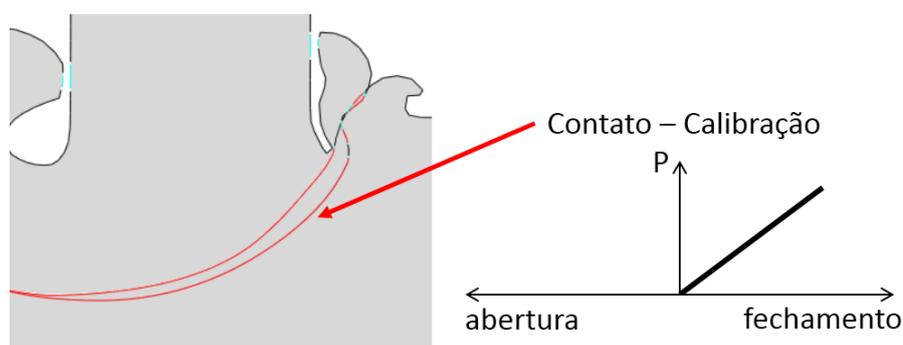


Fonte: Próprio autor.

4.1.1 Contato suavizado com sobre fechamento

A força máxima experimental durante a etapa de deslocamento prescrito está relacionada à resistência do material e geometria, resultando em uma força elevada com deslocamento reduzido (Figura 19a). A deformação da superfície de contato até atingir força máxima é localizada e de pequeno volume, o que exigiria o uso de elementos extremamente pequenos no modelo. Para evitar o aumento de custo computacional e problemas de convergência, uma propriedade de contato que permite que uma peça atravesse a outra foi utilizada (contato de sobre fechamento – *contact overclosure*). Quanto maior o sobre fechamento (deslocamento de uma superfície através de outra), maior a pressão resultante para afastar uma superfície da outra (Figura 20).

Figura 20 - Contato com sobre fechamento.



Fonte: Próprio autor.

Esta propriedade foi calibrada com os resultados experimentais, considerando a força máxima atingida durante a etapa de deslocamento prescrito e o deslocamento real naquele instante. A força foi convertida em pressão dividindo-a pela área da seção transversal não deformada do tubo, e este resultado dividido pelo deslocamento, dando assim o incremento de pressão por deslocamento em MPa/mm. Este valor foi então normalizado na relação de 12MPa de pressão para 0,2mm de sobre fechamento.

4.1.2 Resistência mínima do material a altas temperaturas

Após atingir valor máximo de força na etapa de deslocamento prescrito, o material já aqueceu o suficiente para diminuir a rigidez, não sendo mais capaz de suportar a força aplicada. O material apresenta uma resistência máxima igual a tensão de escoamento, portanto é necessário inserir no software um valor de tensão de escoamento do material adequado para causar uma força de reação baixa, como nos experimentos. Ou seja, assumindo um material com tensão de escoamento mínima igual a 20MPa, essa correspondente a 1100°C, contanto que seja fornecida deformação o bastante para atingir elasticamente esta tensão e que ele esteja a uma temperatura igual ou superior aos 1100°C, a reação em pressão será igual a 20MPa. Isso acontece mesmo que o material esteja acima de 1100°C, já que a resistência mínima é assumida como constante para valores acima da temperatura máxima informada (ABAQUS 6.14, 2014).

Caso a força mínima apresentada no gráfico passe a assumir valor constante em um dado momento (Figura 19b), é necessário revisar se a tensão de escoamento do material pode apresentar valores mais baixos à temperaturas mais altas. Valores de tensão extremamente baixos aparecem nos casos MD1-3 e MD4-6, e portanto foi necessário extrapolar os resultados obtidos pela literatura para temperaturas acima de 1200°C. A taxa de deslocamento mais lenta deste casos (0,05 mm/s) aumenta o tempo de aquecimento, o que provoca uma queda maior da tensão de escoamento que nos outros casos. Como consequência disto, quando o material está definido com resistência mínima maior que a encontrada experimentalmente, a força final aparece com valores maiores, pois o material já inicia com mais pressão a etapa de força prescrita (Figura 19c).

4.1.3 Tensão de escoamento do material

A resposta no deslocamento durante a etapa de carregamento prescrito depende da tensão de escoamento do material, quanto maior a tensão de escoamento, menor a inclinação da curva (Figura 19d). Isso acarreta em um maior tempo de processamento para mesmo deslocamento final, aumentando a carga de forjamento e calor total fornecido ao corpo de prova. Isso se explica porque a rigidez do

elemento diminui quando submetido a uma tensão maior que a de escoamento, passando do comportamento elástico para o plástico.

Na literatura, diversos autores divulgaram a variação da tensão de escoamento do AID 2205 pela temperatura de forma normatizada (valores entre 0 e 1) ou seu comportamento em elevadas temperaturas e taxas de deformação (CHEN; YOUNG, 2006; EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2005; FARNOUSH et al., 2010; MOMENI; DEGHANI; ZHANG, 2012; NORDBERG, 2004; STEEL CONSTRUCTION INSTITUTE, 2001). (PISSANTI, 2016) realizou ensaios de tração no material base encontrando uma tensão de escoamento média de aproximadamente 600MPa. A tensão de escoamento do material $\sigma_y(T, \dot{\epsilon})$ (Equação 13) utilizada no modelo se baseia nos resultados destes diversos autores e na tensão apresentada no trabalho de (PISSANTI, 2016). As curvas utilizadas no modelo em conjunto com as da bibliografia estão apresentadas na Figura 21.

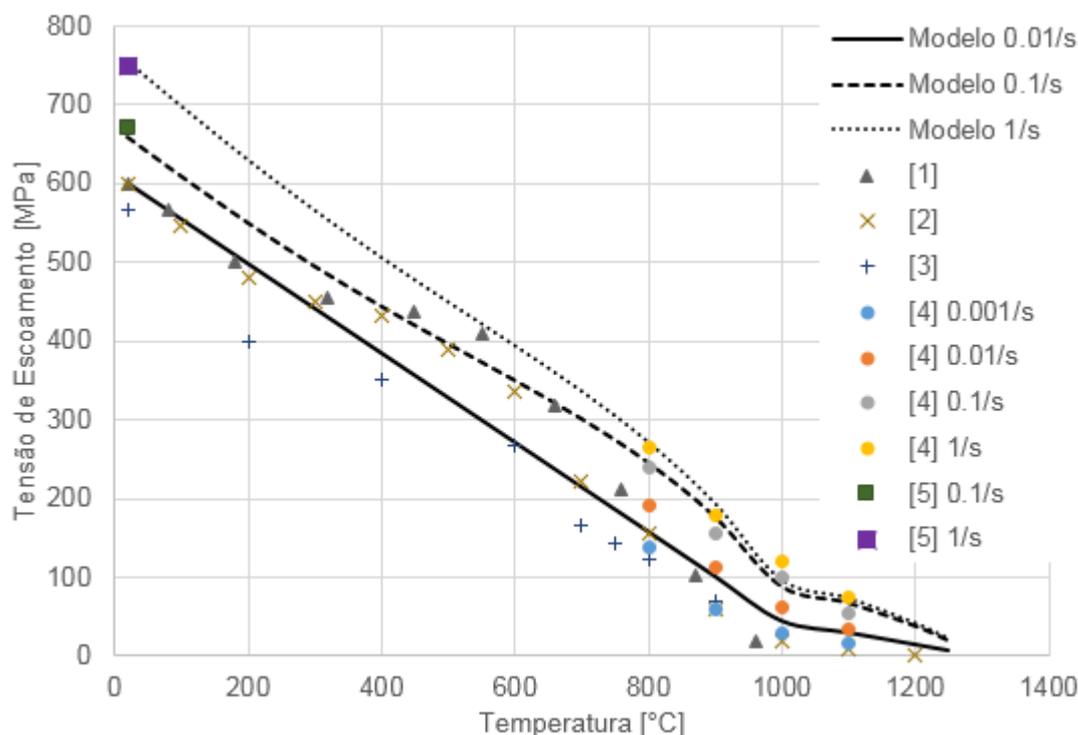
A tensão de escoamento em taxas de deformação acima de 1/s tem finalidade apenas em aumentar a estabilidade do modelo numérico desenvolvido. É importante a consideração de uma tensão de escoamento extremamente elevada em altas taxas de deformação, caso contrário o modelo apresentará problemas de convergência (ABAQUS 6.14, 2014). O material considera comportamento isotrópico elástico com endurecimento perfeitamente plástico.

$$\sigma_y(T) = 600 \cdot \begin{cases} -9,4388 \cdot 10^{-4} \cdot T + 1,0189; & T \leq 1000^\circ\text{C} \\ -2,5000 \cdot 10^{-4} \cdot T + 0,325; & T > 1000^\circ\text{C} \end{cases} \quad (12)$$

$$\sigma_y(T, \dot{\epsilon}) = \sigma_y(T) \cdot \begin{cases} 1; & \dot{\epsilon} \leq 0,01 \\ 1 + (\dot{\epsilon} - 0,01)^{0,4} \cdot 0,26 + 9 \cdot 10^{-10} \cdot T^3; & 0,01 < \dot{\epsilon} \leq 1 \\ 500 \cdot (\dot{\epsilon} - 1) + 1; & \dot{\epsilon} > 1 \end{cases} \quad (13)$$

onde σ_y é em MPa, E em GPa e T em °C.

Figura 21 – Curvas de tensão de escoamento em função de temperatura em diferentes taxas de deformação.



Fonte: [1] (CHEN; YOUNG, 2006), [2] (EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, 2005), [3] (STEEL CONSTRUCTION INSTITUTE, 2001), [4] (FARNOUSH et al., 2010) e [5] (NORDBERG, 2004). Tensão a temperatura ambiente de PISSANTI (2016).

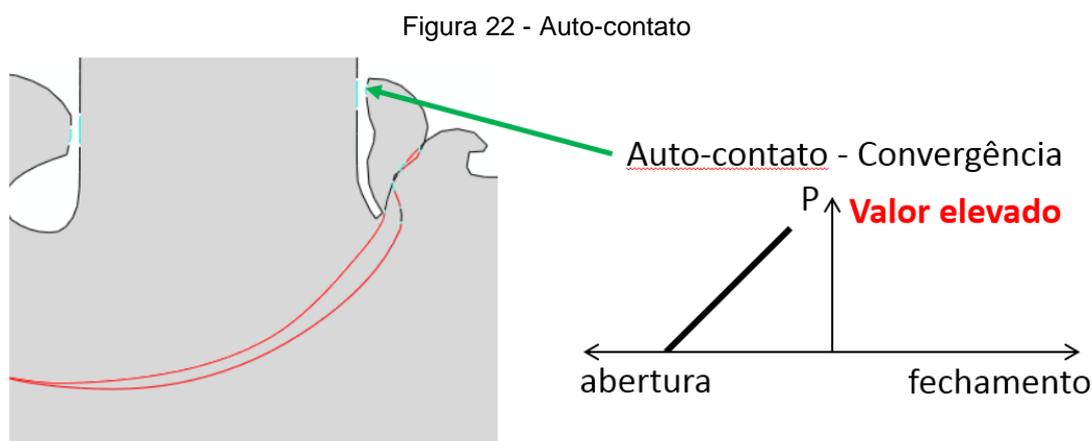
4.1.4 Tempo de desaceleração

O equipamento utilizado para as soldagens necessita de determinado tempo para conseguir parar a rotação do anel completamente (Figura 19e). Este tempo tem influência direta no deslocamento final (Figura 19f), pois mantém a geração de calor, mantendo o material com baixa resistência por mais tempo. Este tempo é difícil medir no equipamento e foi determinado como 2,2s em todos os casos, baseado em observação física (estimativa de 2-5s) e ajuste no modelo (tentativa e erro).

4.1.5 Auto-contato

A formação de rebarba apresenta uma curvatura que tende a tocar o próprio tubo, portanto se torna necessário impor a condição de auto-contato. Esta consideração se torna muito importante neste modelo em função do processo recorrente de reconstrução da malha. É imprescindível que não haja elementos ou

nós sobrepondo a própria peça, caso contrário o algoritmo de mapeamento de superfície falha, e a simulação por consequência também. Por conta disso, uma formulação de contato suavizado baseado em distância de separação foi imposta. Esta se baseia na formulação de contato normal sem atrito, onde quanto mais próxima uma superfície se encontrar da outra, maior será a pressão de repulsão entre elas (Figura 22).



Fonte: Próprio autor.

A formação da rebarba externa se tornou complicada, dado que assume contato íntimo ou quase íntimo com o tubo nos experimentos. Para evitar a superposição dos elementos, uma carga de separação exagerada foi imposta. Como consequência temos erros associados à formação da rebarba externa, como pressão de contato e volume formado.

O mesmo problema não é visto na rebarba interna, já que está em temperatura muito elevada durante todo o processo de soldagem, apresenta baixa resistência e impõem pouca pressão de contato no tubo. Vale ressaltar que apenas no modelo temos rebarba interna encostando o tubo, nos experimentos não foi verificado isso.

4.2 Verificação do modelo

Ao final da etapa de calibração do modelo conseguimos os resultados mais próximos dos experimentais. Para garantir que o modelo representa a realidade é

necessário avaliar o erro obtido ao comparar os resultados numéricos aos experimentais.

4.2.1 Verificação de força e deslocamento

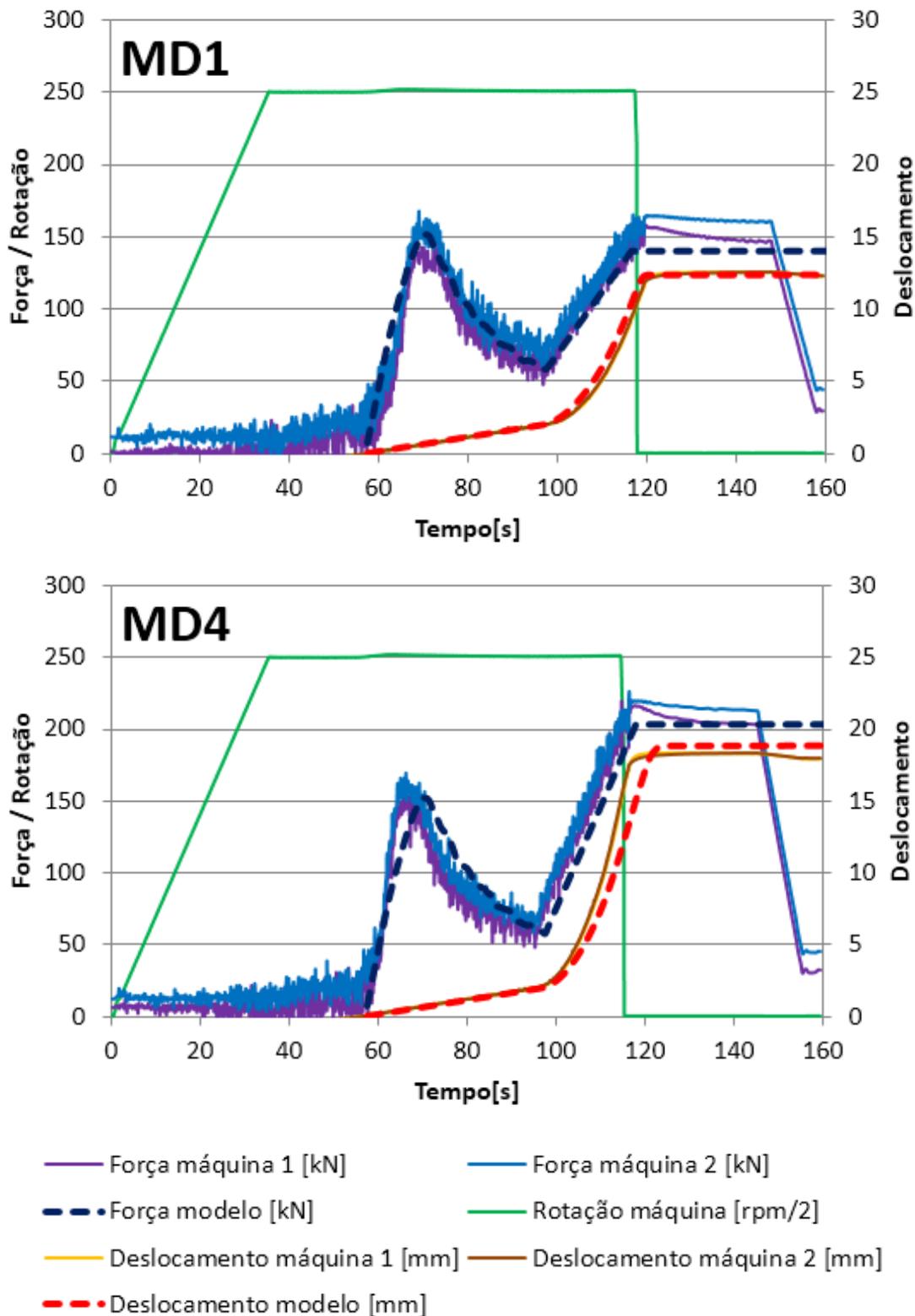
Os comparativos entre os resultados experimentais de força e deslocamento das amostras MD1 e MD5 estão apresentados na Figura 23, e os comparativos das amostras MD7 e MD11 na Figura 24. Os valores máximos de força e deslocamento no final das soldagens das amostras e dos resultados do modelo numérico estão apresentados na Tabela 5. A média e desvio padrão foram obtidos considerando as 3 amostras por parâmetro. Foi encontrada pouca variação entre os resultados de um mesmo parâmetro, e um erro máximo entre o resultados experimentais e numéricos de aproximadamente 16% (força máxima para os casos MD1-3).

Tabela 5 – Valores máximos de força e deslocamento obtidos experimentalmente e no modelo numérico.

Força [kN]				
Caso	Modelo	Média Exp.	Desvio Exp.	Erro %
MD1-3	140,37	166,86	6,01	15,88
MD4-6	202,81	218,21	6,22	7,06
MD7-9	220,45	230,34	8,81	4,30
MD10-12	233,07	232,26	7,06	0,35
Deslocamento [mm]				
Caso	Modelo	Média Exp.	Desvio Exp.	Erro %
MD1-3	12,47	12,59	0,04	0,96
MD4-6	18,96	18,28	0,06	3,74
MD7-9	17,91	18,08	0,05	0,97
MD10-12	13,20	13,07	0,12	0,99

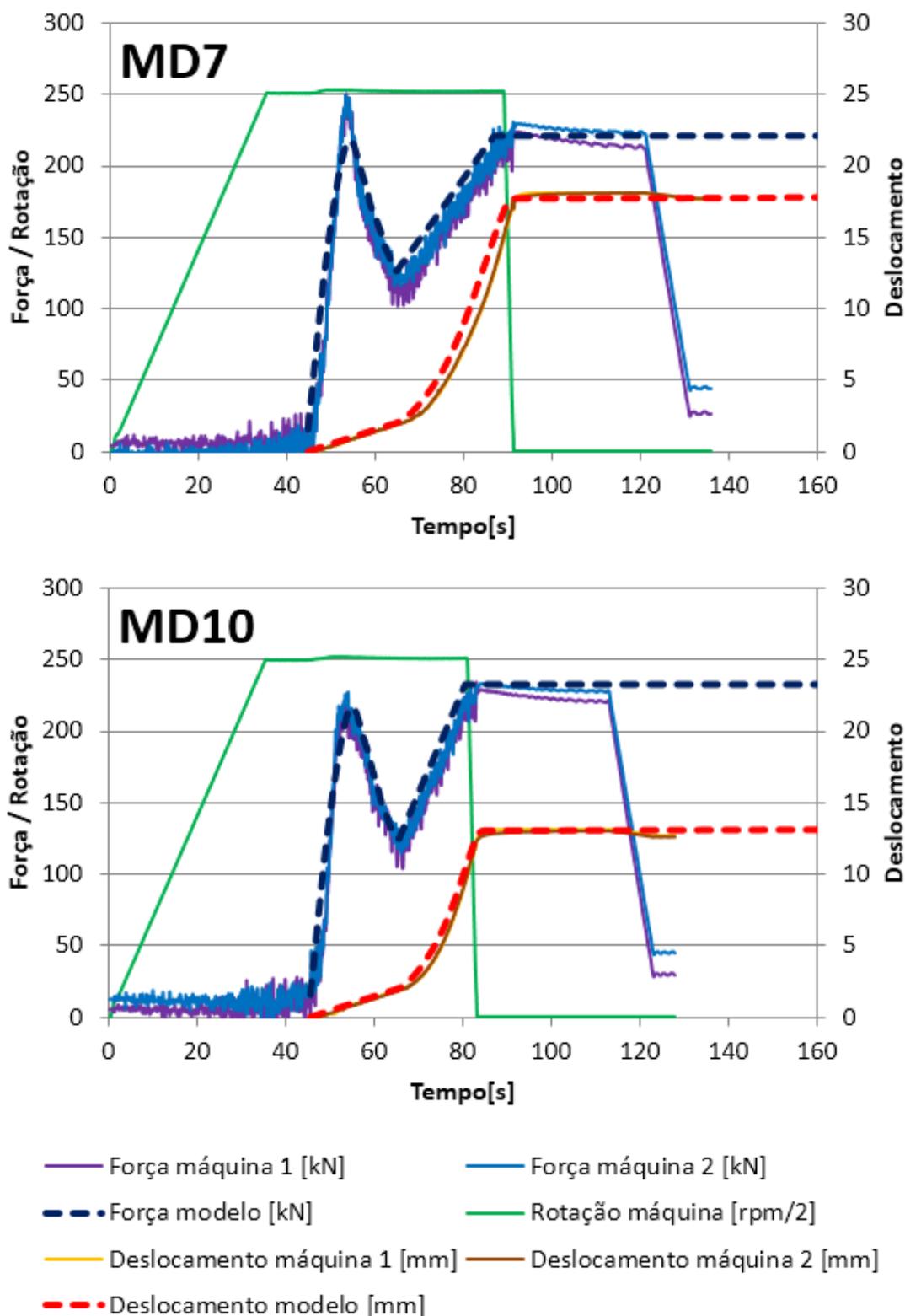
Fonte: Valores experimentais de PISSANTI (2016).

Figura 23 - Comparativo entre resultados de força e deslocamento para os casos MD1 e MD4.



Fonte: Próprio autor.

Figura 24 - Comparativo entre resultados de força e deslocamento para os casos MD7 e MD10.



Fonte: Próprio autor.

4.2.2 Verificação de temperatura

A temperatura tem grande influência durante o processamento do material. Portanto, mesmo que o modelo apresente resultados satisfatórios de deslocamento e força de nada valem sem resultados satisfatórios de temperatura. Os valores de temperatura obtidos experimentalmente e numericamente dos casos MD1 e MD11 são mostrados na Figura 25, enquanto os casos MD5 e MD7 aparecem na Figura 26. As diferenças encontradas entre as posições reais dos termopares e as nominais foram de +/-1,5 mm quando medidos antes da soldagem. As distâncias reais medidas foram consideradas no pós-processamento de temperatura.

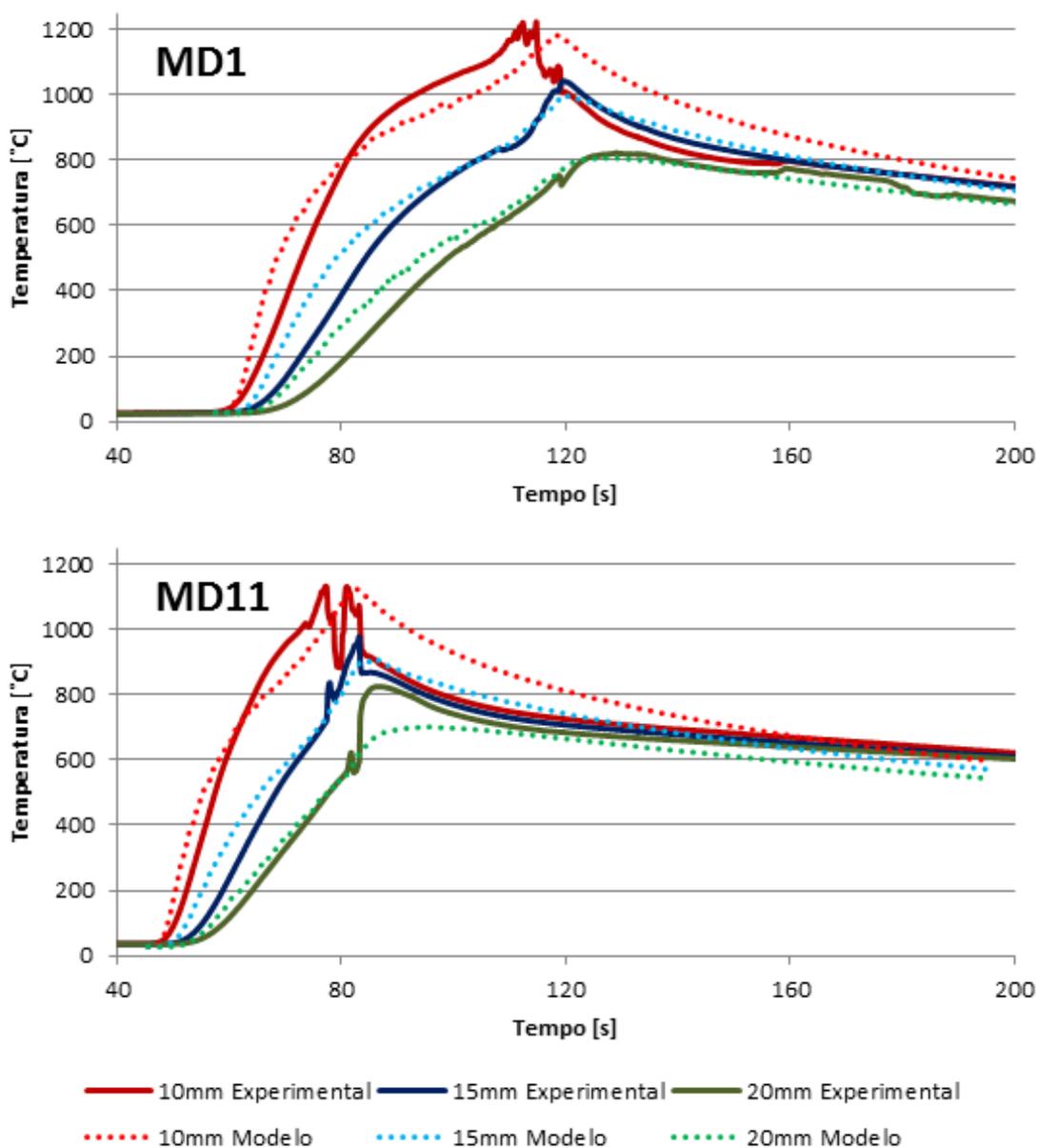
A Tabela 6 apresenta os valores máximos obtidos durante a aquisição de temperatura em cada termopar. Na mesma tabela é mostrado os valores máximos de temperatura no modelo e a diferença entre os resultados calculados e os experimentais. Foi observado uma diferença máxima de 196,19, 159,32 e 109,81°C, que representa um erro percentual da temperatura máxima equivalente de 22,04, 21,35 e 13,30% para as distâncias T1, T2 e T3 respectivamente.

Tabela 6 – Resultados máximos de temperatura por termopar dos experimentos e dos pontos equivalentes do modelo (caso MD2 não apresentado).

	Experimento			Modelo			Diferença		
	T1 [°C]	T2 [°C]	T3 [°C]	T1 [°C]	T2 [°C]	T3 [°C]	T1 [°C]	T2 [°C]	T3 [°C]
MD1	1221,99	1042,51	823,79	1180,91	1003,62	810,90	41,08	38,89	12,90
MD3	1145,44	983,07	843,26	1211,68	1034,06	868,46	-66,25	-50,99	-25,20
MD4	1037,32	816,58	695,58	1108,58	921,53	766,61	-71,26	-104,94	-71,04
MD5	1116,98	1001,01	735,44	1100,88	955,63	775,61	16,10	45,38	-40,18
MD6	1009,52	1089,20	793,52	1084,62	929,88	772,93	-75,10	159,32	20,59
MD7	915,28	714,93	669,04	1064,87	867,58	699,19	-149,59	-152,65	-30,15
MD8	941,37	954,32	690,40	1076,88	896,04	721,56	-135,51	58,29	-31,16
MD9	890,19	798,11	660,28	1086,38	885,40	712,12	-196,19	-87,28	-51,85
MD10	1096,46	1011,22	756,21	1147,02	902,33	730,55	-50,56	108,89	25,66
MD11	1133,96	978,08	825,63	1119,76	905,76	715,82	14,20	72,32	109,81
MD12	1103,96	952,88	809,49	1163,18	953,43	725,66	-59,22	-0,54	83,82
Diferença Máxima Absoluta [°C]:							196,19	159,32	109,81
Diferença Máxima Relativa [%]:							22,04	21,35	13,30

Fonte: Próprio autor.

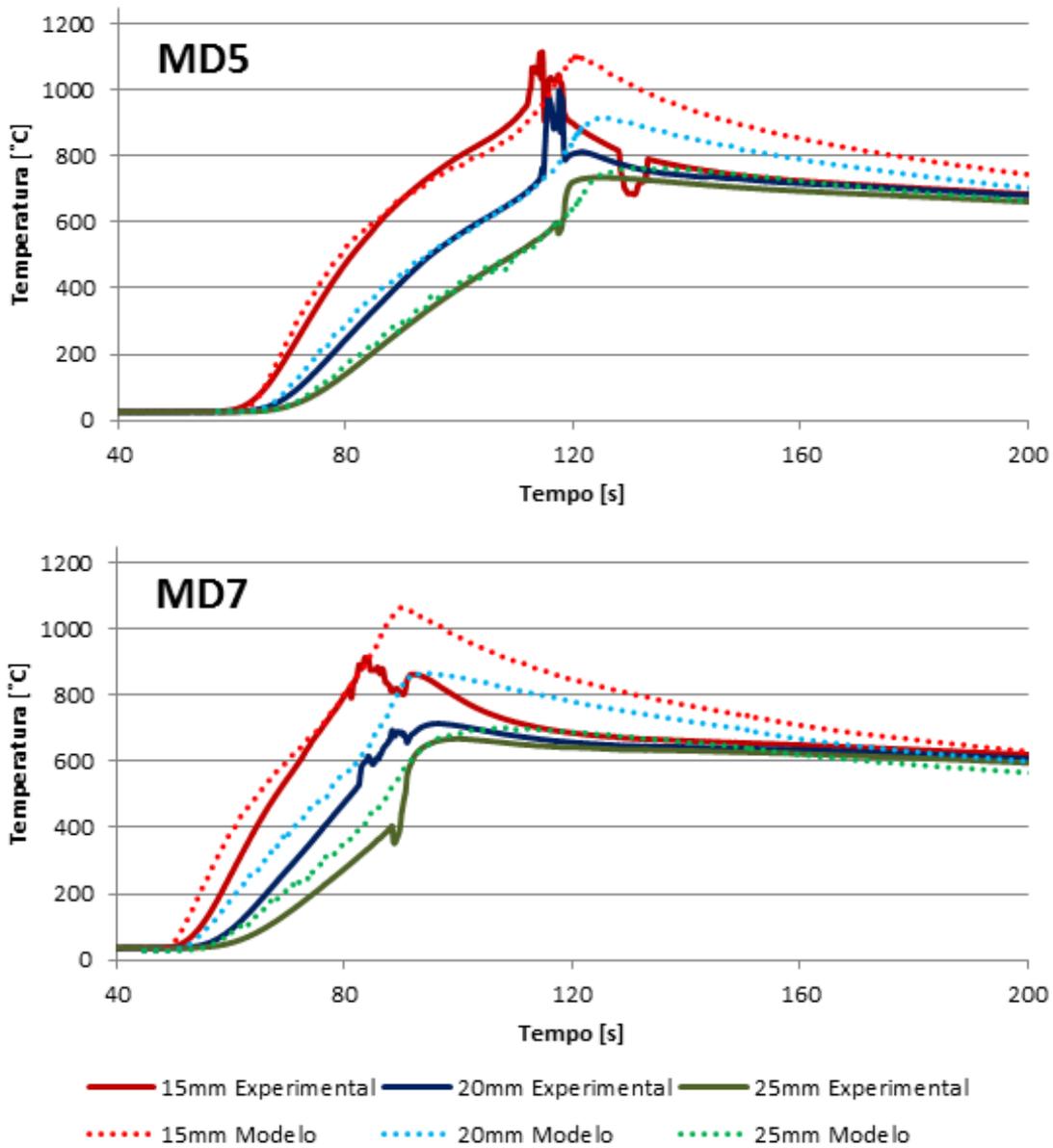
Figura 25 – Temperatura medida experimentalmente e numericamente para os casos MD1 e MD11 para diferentes distâncias entre superfície de contato e ponto de medição. A legenda apresenta a distância nominal.



Fonte: Próprio autor.

Todos os casos tiveram o termopar mais próximo danificado durante o processo (distância nominal T1 de 10mm para MD1-3 e MD10-12 e de 15mm para MD4-6 e MD7-9). Isso fica evidente nas imagens de macrografia (Figura 30), que mostram os furos dos termopares à distância T1 comprometidos pelo fluxo de material. Algumas amostras apresentaram os furos à distância T2 alterados, mas não totalmente comprometidos. O caso MD2 apresentou falhas durante a aquisição de temperatura que impossibilitaram seu uso neste trabalho.

Figura 26 – Temperatura medida experimentalmente e numericamente para os casos MD5 e MD7 para diferentes distâncias entre superfície de contato e ponto de medição. A legenda apresenta a distância nominal.



Fonte: Próprio autor.

Apesar dos erros máximos encontrados, o comportamento geral das curvas parece acompanhar o do processo real. Os erros encontrados podem estar correlacionados à falha de medição da posição dos termopares, ao comprometimento dos termopares devido à deformação do furo e aos erros dos cálculos de parâmetros de processo. Como a geração de calor é transiente e espacial, dependente de fatores como deslocamento para determinar a região aquecida, o erro de deslocamento deve aumentar o erro de temperatura. O erro de

valor máximo também pode ter relação com a extração de calor por convecção, já que esta é negligenciada pelo modelo, ou mesmo com as propriedades do material.

4.2.3 Formação de rebarba

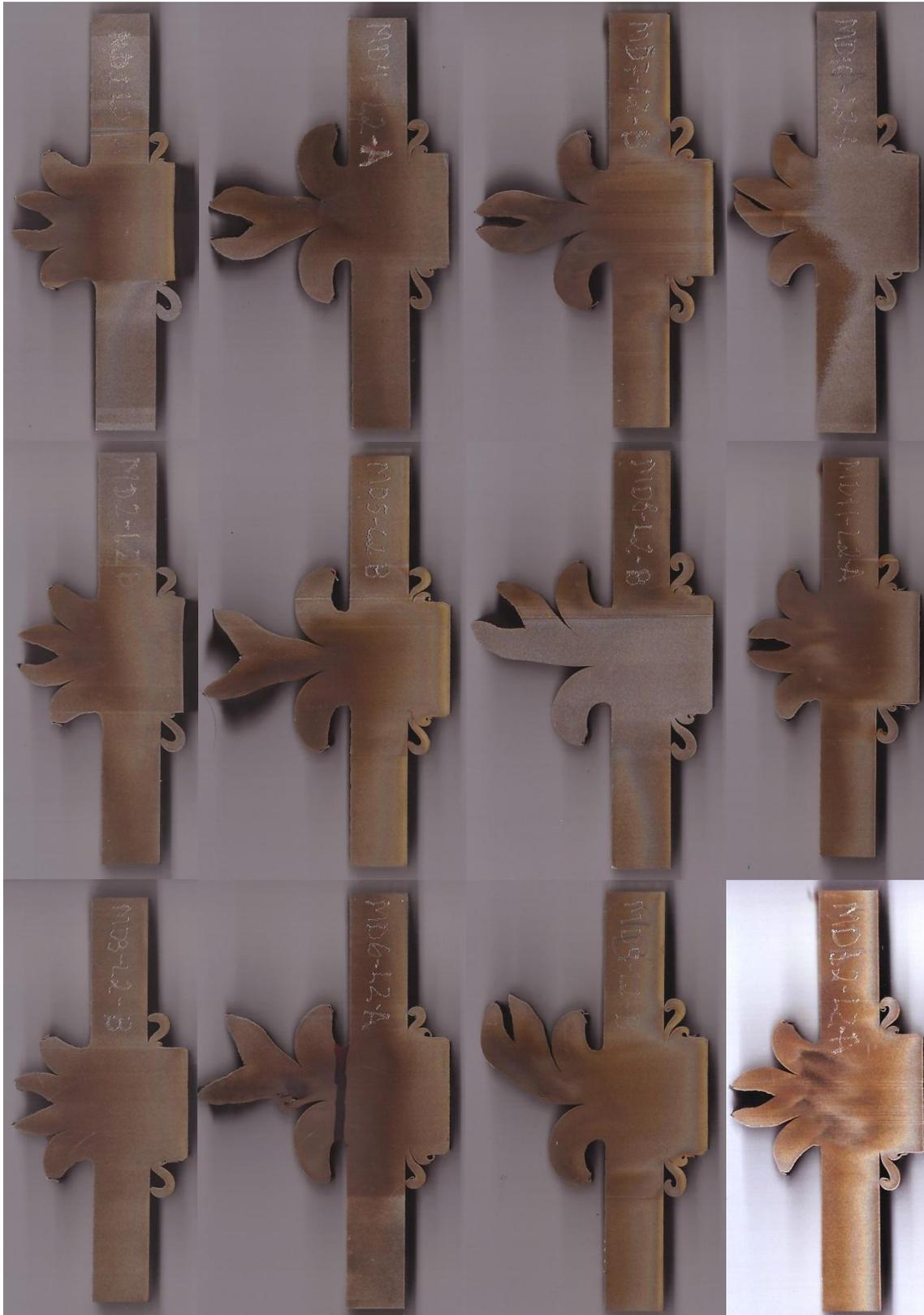
Para analisar a formação de rebarba, seções das amostras foram retiradas (Figura 27). As seções das amostras MD3, MD4, MD7 e MD12 são comparadas às respectivas geometrias provenientes do modelo na Figura 28. As amostras escolhidas para este comparativo foram as mais simétricas dos casos.

As formações de rebarba interna e externa do modelo apresentam mesma tendência que nos casos reais, apresentando um comportamento de “auto-fechamento”. A rebarba externa do modelo parece bem distorcida quando comparada ao resultado real. Isso parece ser decorrência das considerações de auto-contato serem bem mais severas que a realidade (seção 4.1.5), obrigando um espaçamento maior entre rebarba e tubo. Na rebarba interna, a curvatura da fronteira entre tubo e anel parece ser bem representada pelo modelo, apesar de apresentar extremidades mais encurvadas.

Nos casos MD4-6 e MD7-9 o modelo apresenta as rebarbas internas encostando a parte interna do tubo, diferentemente do ocorrido experimentalmente. Isso pode ser devido ao fato do modelo não considerar resfriamento pelo ar, ou erro em alguma definição das propriedades do material.

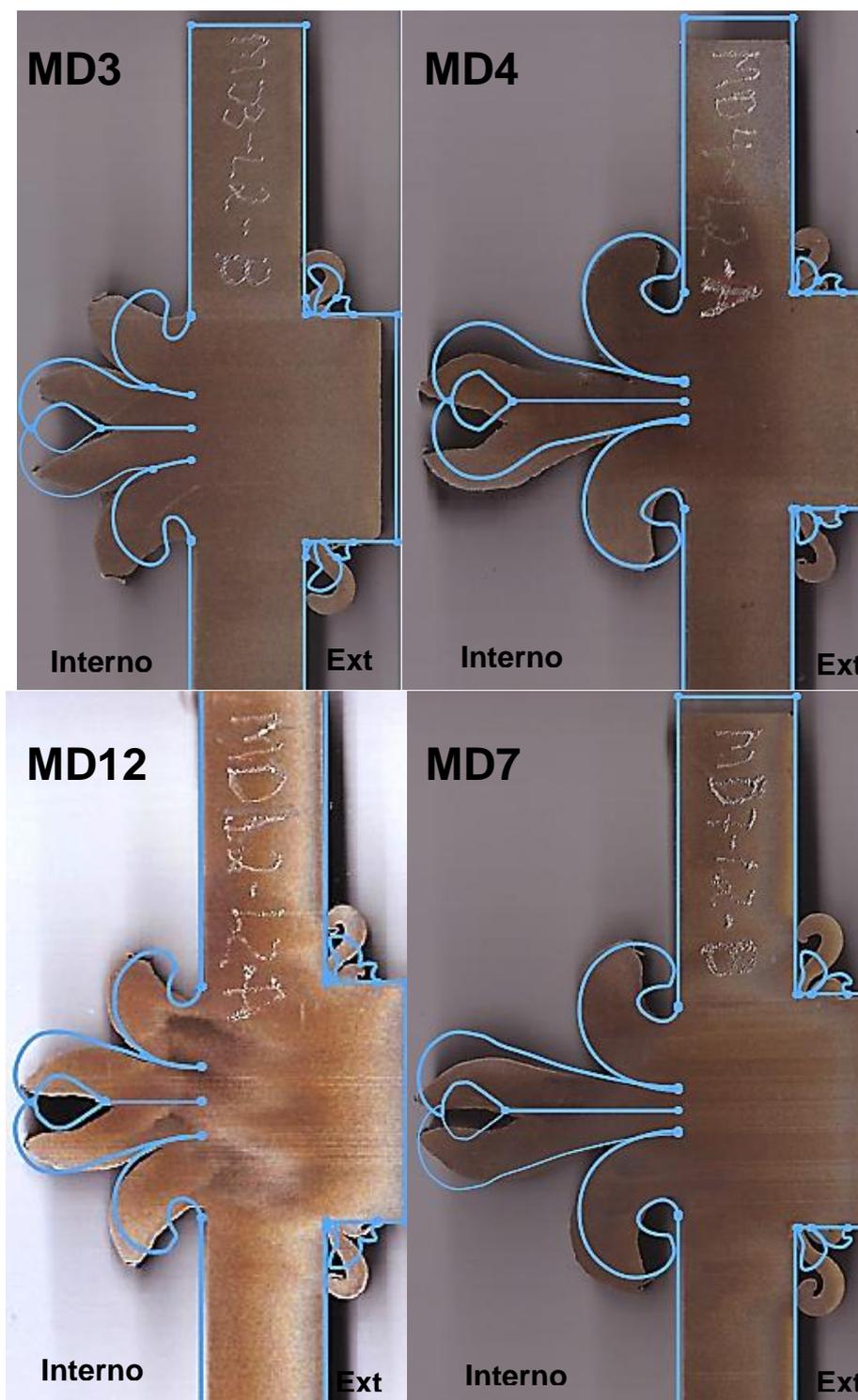
A Tabela 7 apresenta os valores calculados das áreas da seção transversal, enquanto a Figura 29 ilustra os setores de comparação. O desvio padrão do setor 1 foi calculado a partir da média entre o setor 1 superior e o inferior de cada amostra devido à dificuldade de separá-las quando não apresentam simetria. A porcentagem da rebarba que foi gerada a partir do tubo ou do anel mostrada na Tabela 7 foi obtida a partir dos resultados do modelo apenas.

Figura 27 – Recorte da seção transversal das amostras.



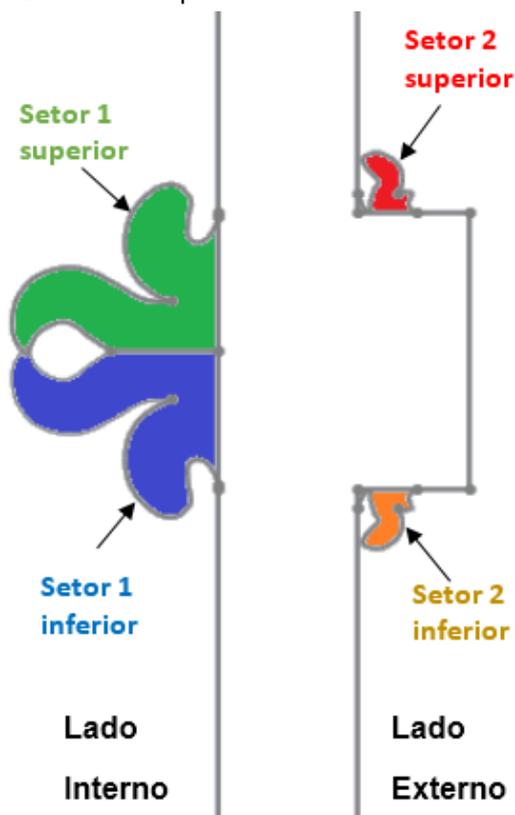
Fonte: Próprio autor.

Figura 28 – Comparação de seção de amostra com resultado calculado. Resultado do modelo numérico em azul.



Fonte: Próprio autor.

Figura 29 – Setores para análise de área das rebarbas.



Fonte: Próprio autor.

Tabela 7 – Relação das áreas das rebarbas.

Caso	MD1-3		MD4-6		MD7-9		MD10-12	
	1	2	1	2	1	2	1	2
Média Exp. [mm ²]	170,82	24,00	292,08	28,42	266,67	34,31	165,59	26,70
Desvio Pad. [mm ²]	7,60	4,97	17,10	4,57	21,58	4,23	7,26	2,44
Modelo [mm ²]	163,64	16,52	289,25	12,97	259,45	15,05	170,82	14,99
Erro [%]	4,20	31,17	0,97	54,36	2,71	56,13	3,16	43,85
%tubo (modelo)	42,26	75,97	50,50	59,06	47,60	62,19	44,86	71,51
%anel (modelo)	57,74	24,03	49,50	40,94	52,40	37,81	55,14	28,49

Fonte: Próprio autor.

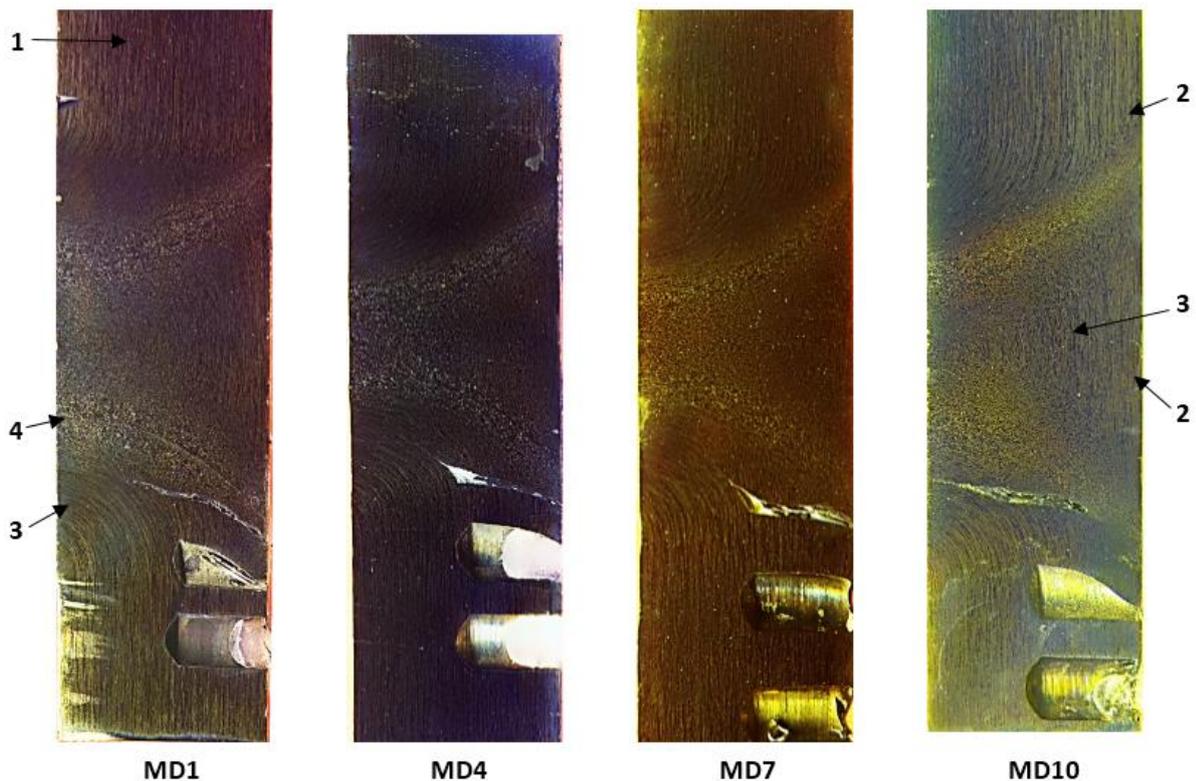
4.3 Análise da saída de dados

As metalografias dos casos MD1, MD4, MD7 e MD10 estão apresentadas na Figura 30. Estas imagens foram conseguidas a partir do trabalho de PISSANTI (2016) e serão utilizadas para analisar os resultados do modelo. É possível distinguir quatro regiões nas amostras:

- 1- Material Base (MB): Região onde o alinhamento microestrutural original do material é mantido e não foram detectadas fases deletérias.
- 2- Zona Afetada pelo Calor (ZAC): Região onde o alinhamento microestrutural original do material é mantido, mas traços de fases deletérias foram encontradas por análise em microscópio ótico.
- 3- Zona Termo-Mecanicamente Afetada (ZTMA): Região onde o alinhamento microestrutural original do material sofre alteração de direção. Pode apresentar fases deletérias.
- 4- Zona Recristalizada (RX): Região que não apresenta mais o alinhamento microestrutural devido a recristalização.

As imagens foram tratadas com aumento de contraste e nitidez para melhorar a distinção das zonas.

Figura 30 – Metalografias dos casos MD1, MD4, MD7 e MD10. 1- MB; 2- ZTA; 3- ZTMA; 4- RX.

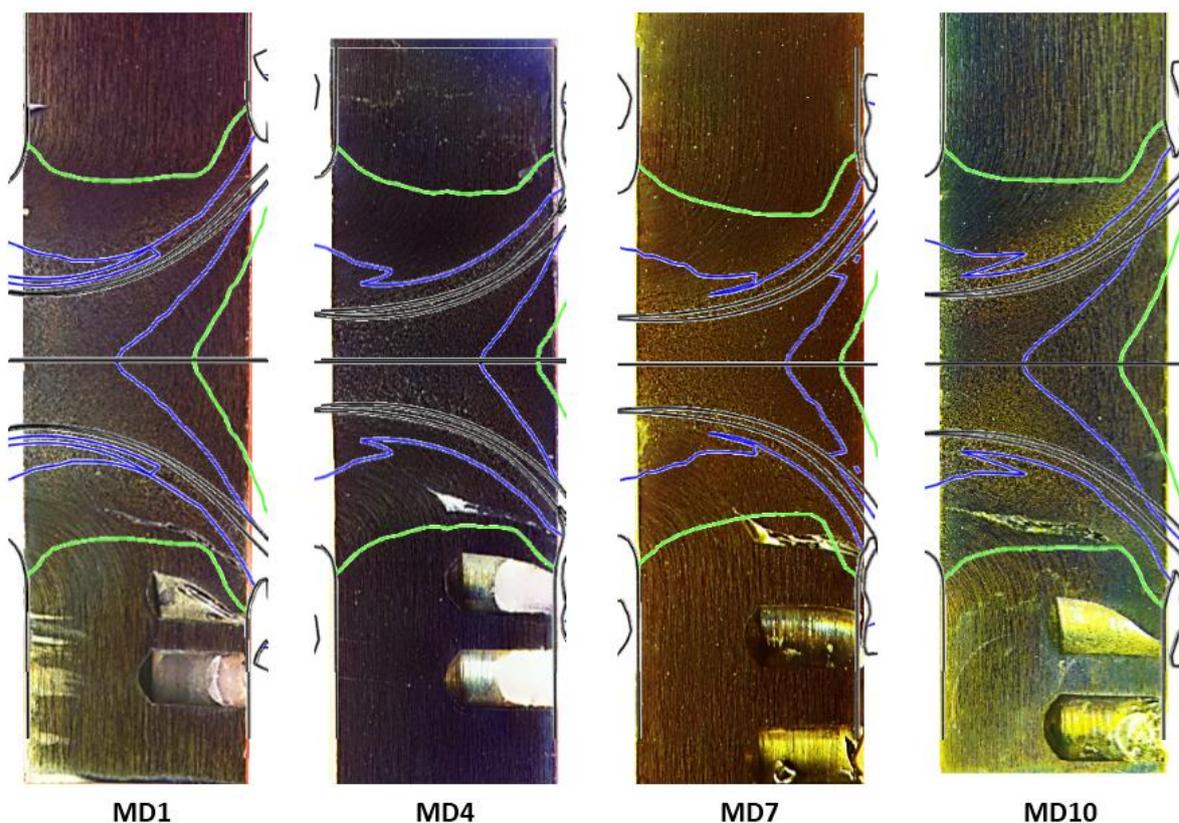


Fonte: Alterado de PISSANTI (2016).

4.3.1 Deformação plástica

O acúmulo de deformações plásticas durante o processo de soldagem forma regiões afetadas termo-mecanicamente. A Figura 31 evidencia as regiões de deformação plástica calculadas pelo modelo limitadas à 0,1 (verde) e 0,8 (azul) das amostras MD1, MD4, MD7 e MD10. Nota-se que o limite de deformação plástica 0,1 separa a ZTMA da ZAC. O limite de deformação plástica em 0,8 ilustra a separação da ZTMA da RX.

Figura 31 – Deformações plásticas acumuladas durante simulação numérica comparadas aos casos MD1, MD4, MD7 e MD10. Deformação plástica de 0,8 em azul e 0,1 em verde.

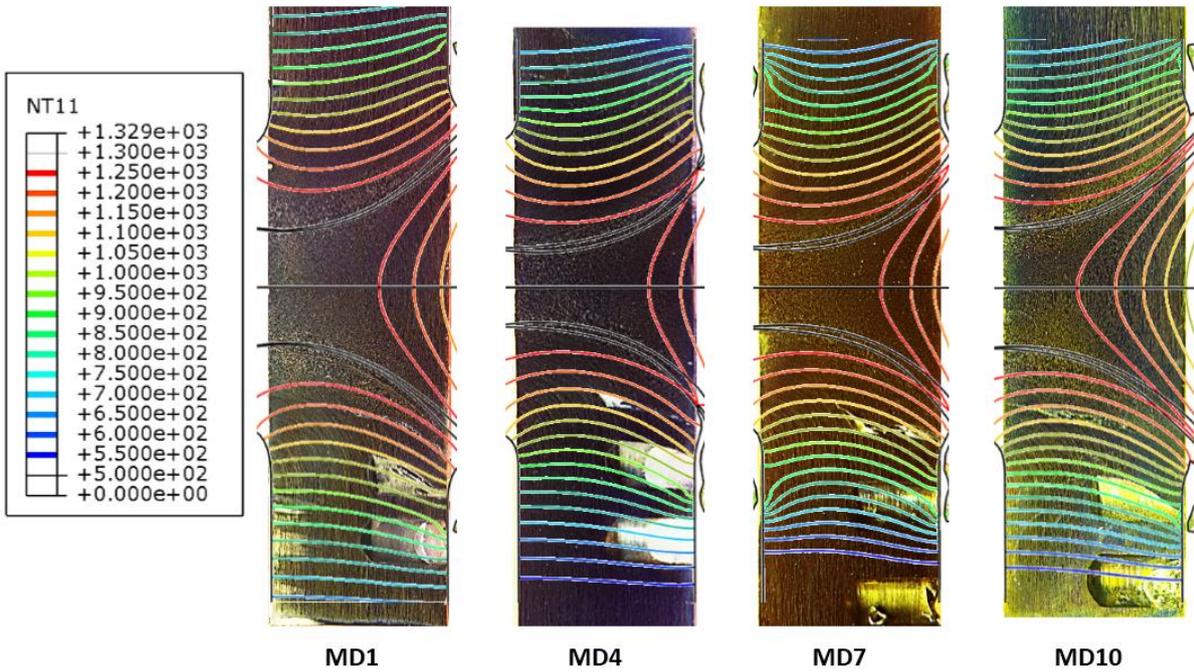


Fonte: Alterado de PISSANTI (2016).

4.3.2 Campo de temperatura

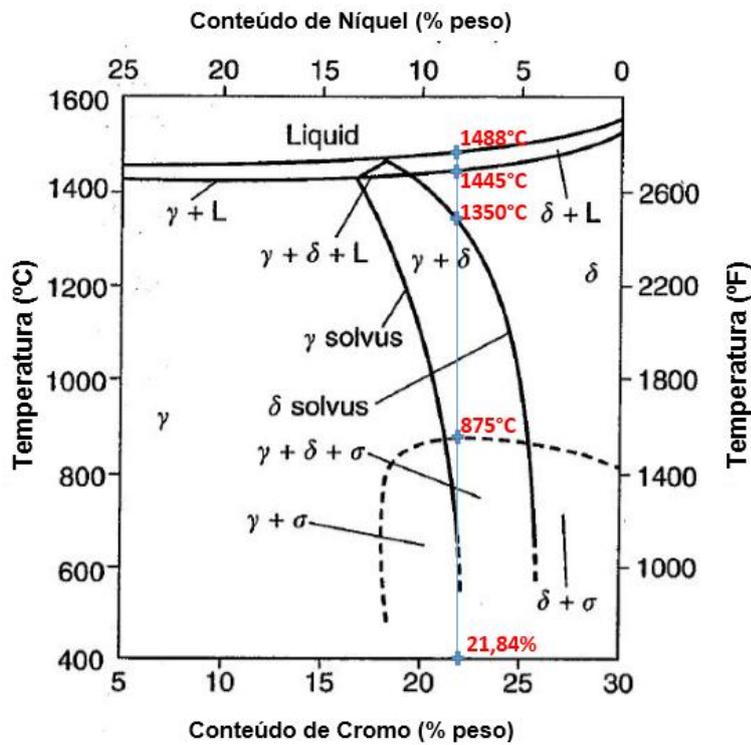
As distribuições da temperatura foram calculadas no instante de parada para as amostras MD1, MD4, MD7 e MD10, e são evidenciadas na Figura 32. As regiões que sofreram recristalização apresentaram temperaturas calculadas acima de 1200°C, em sua grande maioria acima de 1250°C. As temperaturas máximas calculadas de todos os casos não ultrapassou 1340°C, estando um pouco abaixo da linha solvus (Figura 33), portanto estima-se pouca variação na proporção de fase por formação de ferrita. Alguma variação pode ocorrer devido a influência da pressão na temperatura de formação de fase.

Figura 32 - Isolinhas de temperatura calculadas para os casos MD1, MD4, MD7 e MD10 no final da desaceleração.



Fonte: Alterado de PISSANTI (2016).

Figura 33 – Temperaturas de transição para fase líquida, fase ferrita e fase sigma para o AID SAF 2205 usado neste trabalho.



Fonte: Alterado pelo autor a partir de LIPPOLD e KOTECKI (2005).

4.3.3 Pressão de contato

A forma da união é resultado da pressão aplicada, temperatura e rigidez do material. A extração de calor da parte externa do anel é grande o bastante para deixar a parte externa do tubo mais rígida que a parte interna. O mesmo acontece com a região de contato no anel, como a parte interna está mais quente, e por isso menos rígida, escoa para o centro do tubo, formando assim a rebarba. Isso se reflete na pressão aplicada na união do material.

A geometria resultante em todos os casos tem forma de curva, terminando quase horizontalmente na parte interna do tubo (Figura 34). Esse formato favorece o contato da parte externa que, associado à baixa rigidez da parte interna, ocasiona uma distribuição de carga maior na região mais externa do tubo.

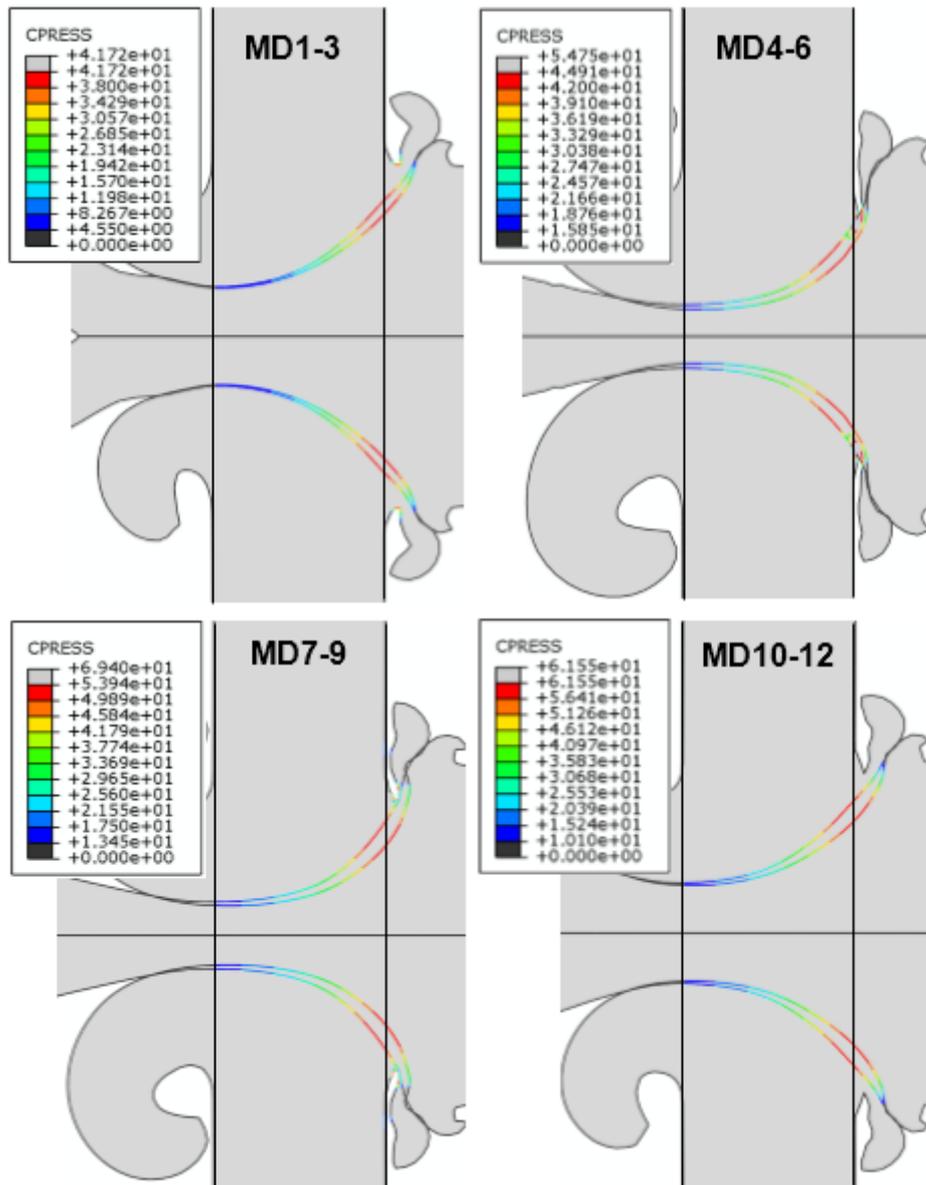
Os valores máximos e mínimos das pressões de contato limitados à espessura dos tubos após a simulação de soldagem estão apresentados na Tabela 8. O caso MD1-3 apresenta uma pressão mínima significativamente inferior aos outros casos. Esse valor baixo parece ser reflexo dos parâmetros, dado que o caso MD1 apresentou a menor força final. Esse parâmetro também é o que apresentou maior erro no comparativo de forças.

Tabela 8 – Pressões de contato de todos os casos após soldagem.

Caso	Pressão mínima de contato [MPa]	Pressão máxima de contato [MPa]	Força do modelo [kN]	Força real [kN]
MD1-3	4,55	41,72	140,37	166,86
MD4-6	15,85	44,91	202,81	218,21
MD7-9	13,45	53,94	220,45	230,34
MD10-12	10,1	61,55	233,07	232,26

Fonte: Próprio autor.

Figura 34 – Pressões de contato na espessura dos tubos [MPa].



Fonte: Próprio autor.

4.3.4 Formação de fase sigma

Para verificar a formação da fase sigma nas amostras podemos analisar a distribuição de temperatura após um dado período de resfriamento. A Figura 35 mostra o parâmetro MD1-3 calculado no instante final da desaceleração da rotação. A temperatura foi limitada à 1000 e 650°C, limites superior e inferior de temperatura de formação da fase sigma respectivamente.

Utilizando a saída de dados de temperatura do modelo, uma curva de resfriamento de cada parâmetro foi extraída na região marcada na Figura 35. Esta região foi escolhida por ser uma das regiões de análise de formação da fase sigma no trabalho de (PISSANTI, 2016). As curvas foram plotadas na Figura 36 considerando o período entre 950 e 600°C em conjunto com as curvas de formação de fase do modelo proposto de SIEURIN e SANDSTROM (2007). O resultado mostra que a formação de fase sigma seria inferior a 1% em todos os casos.

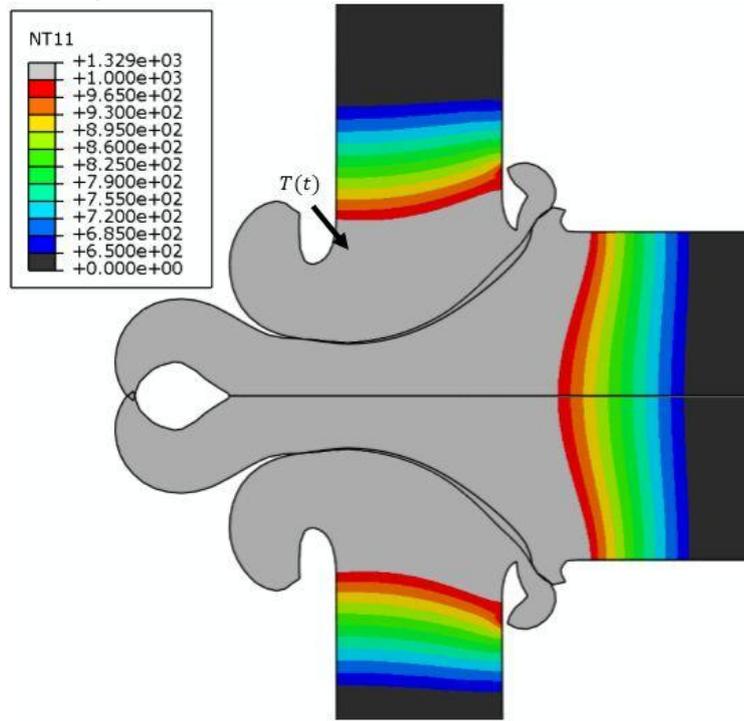
As taxas de resfriamento para estes casos foram calculadas utilizando a Equação 1 e forneceram uma estimativa para a formação de fase sigma (Tabela 9). Os maiores erros foram na estimativa do parâmetro MD10-12 quando comparados com os valores experimentais de PISSANTI (2016). Tanto os valores experimentais quanto os valores calculados com o modelo apresentaram valores inferiores ao limites determinados pela norma DNV-OS-F101 (DET NORSKE VERITAS, 2013) de 0,5%.

Tabela 9 – Comparativo entre resultados experimentais e modelo para previsão de fases deletérias.

[% sigma]	Média	Desvio	Modelo
	Experimental	Padrão	
MD1-3	0,11	0,02	0,12
MD4-6	0,13	0,06	0,14
MD7-9	0,14	0,07	0,10
MD10-12	0,29	0,09	0,08

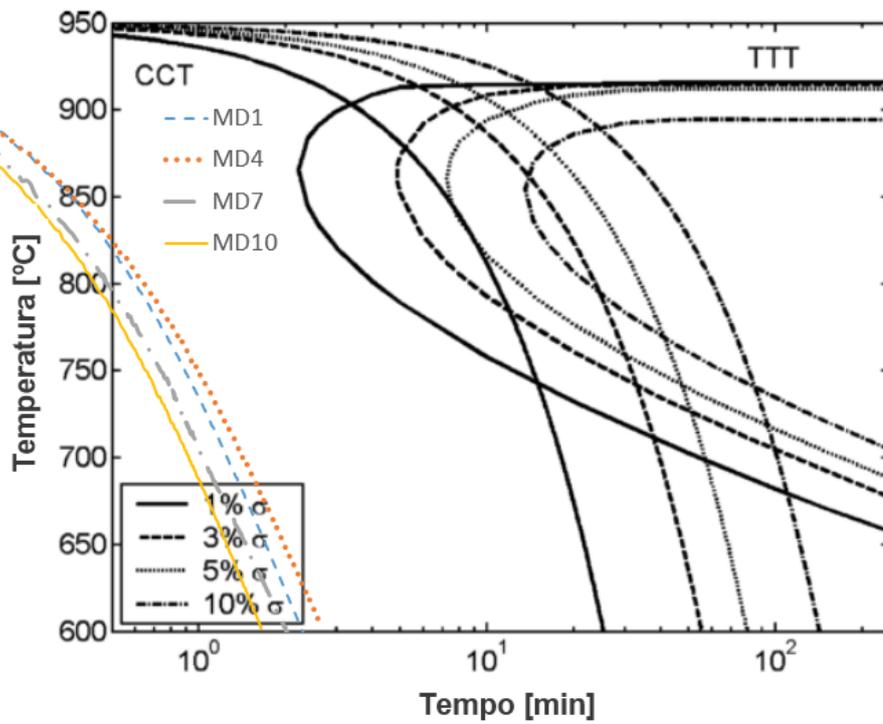
Fonte: Valores experimentais de PISSANTI (2016).

Figura 35 – Linhas de temperatura entre 650 e 1000°C do caso MD1-3 no instante de desaceleração.



Fonte: Próprio autor.

Figura 36 – Resfriamento do modelo para todos os casos em conjunto de curvas de precipitação.



Fonte: Modificado de SIEURIN e SANDSTROM (2007).

5 CONCLUSÕES

O estudo apresenta como principais conclusões:

- O modelo apresentou comportamento satisfatório nas curvas de força e deslocamento, com erros inferiores a 16% e 4% respectivamente.
- As curvas de temperatura do modelo tem comportamento semelhante às medidas experimentalmente, com erros máximos de 110°C quando comparados a termopares não comprometidos pelo fluxo de material.
- A formação de rebarba interna apresenta erro inferior a 5%, mas a rebarba externa não é bem representada pelo modelo devido a limitações no processo de reconstruir a malha e condição de auto-contato.
- O modelo calcula que as regiões que sofreram recristalização tinham temperaturas acima de 1250°C e deformações plásticas acima de 0,8. A ZTMA apresentou temperaturas acima de 950°C e deformações plásticas maiores que 0,1.
- O modelo é capaz de calcular a temperatura e resfriamento de regiões que não poderiam ser medidas experimentalmente. Estes resultados serviram para estimar que a formação de fase sigma deve ser menor que 1% via análise em gráfico e menor que 0,15% utilizando fórmulas da literatura, este último resultado abaixo do máximo medido experimentalmente.

6 TRABALHOS FUTUROS

O modelo proposto pode servir de base para novos estudos, sendo sugerido:

- Calcular as tensões residuais a partir dos resultados de deformação plástica e ciclo térmico. Estes resultados podem ser comparados com valores experimentais obtidos por difratômetro de raios X.
- Utilizar a saída de dados do modelo para investigar a porcentagem das fases ferrita e austenita, além da formação de fases deletérias. O cálculo pode ter como base diagramas de formação de fase da literatura e o resultado pode ser comparado com a análise microestrutural dos corpos de prova.
- Calcular o tamanho de grão em diferentes regiões, a partir dos resultados de deformação e temperatura do modelo.
- Utilizar o modelo para determinar parâmetro de soldagem ótimo através de análises estatísticas (Design of Experiments - DOE). Uma soldagem real pode ser utilizada para confirmar o resultado.
- Utilização do modelo em tubos e anéis de dimensões e materiais diferentes.

7 BIBLIOGRAFIA

ABAQUS 6.14. **User Documentation** Dassault Systèmes, 2014.

AJITH, P. M.; SATHIYA, P.; ARAVINDAN, S. Experimental Investigation on Friction Welding of UNS S32205 Duplex Stainless Steel. **Acta Metallurgica Sinica (English Letters)**, v. 27, n. 6, p. 995–1007, 2014.

ALVISE, L. D.; MASSONI, E.; WALLØE, S. J. Finite element modelling of the inertia friction welding process between dissimilar materials. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 125-126, p. 387–391, 2002.

AMERICAN WELDING SOCIETY. **Welding Handbook Eighth Edition - Volume 2: Welding Processes**. 8th. ed. Miami: AWS, 1991.

AMERICAN WELDING SOCIETY. **Welding Handbook Eighth Edition - Volume 3: Materials and Applications - Part 2**. 8th. ed. Miami: AWS, 1998.

CHEN, J.; YOUNG, B. Stress-strain curves for stainless steel at elevated temperatures. **Engineering Structures**, v. 28, n. 2, p. 229–239, 2006.

CHLUDZINSKI, M. et al. **PROCESSO INOVADOR DE SOLDAGEM DE DUTOS POR FRICÇÃO**. 13ª Conferência sobre Tecnologia de Equipamentos. Porto de Galinhas: 2015

DET NORSKE VERITAS. **DNV-OS-F101 Submarine Pipeline Systems**, 2013.

DIEHL, I. L. **ANÁLISE DE DIFERENTES CONFIGURAÇÕES DE TERMOPAR PARA MEDIÇÃO DE TEMPERATURAS PRÓXIMAS A CORDÕES DE SOLDA**. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2013.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **BS EN 1993-1-2:2005**. Bruxelas: CEN, 2005.

FAES, K. et al. New friction welding process for pipeline girth welds - parameter optimization. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part B- Journal of Engineering Manufacture**, v. 221, p. 897–907, 2007.

FAES, K. et al. Influence of forge pressure on properties of friction welded pipelines using intermediate ring. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 13, n. 5, p. 445–451, 2008.

FARNOUSH, H. et al. Hot deformation characteristics of 2205 duplex stainless steel based on the behavior of constituent phases. **Materials and Design**, v. 31, n. 1, p. 220–226, 2010.

GRANT, B. et al. Finite element process modelling of inertia friction welding

advanced nickel-based superalloy. **Materials Science and Engineering A**, v. 513-514, p. 366–375, 2009.

HAUPT, W. **Ensaio Mecânico e Caracterização Microestrutural de Tubos Soldados por Fricção**. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2013.

HSIEH, C.-C.; WU, W. Overview of Intermetallic Sigma Phase Precipitation in Stainless Steels. **ISRN Metallurgy**, v. 2012, n. 4, p. 1–16, 2012.

LANDELL, R. M. **Análise do fluxo de material no processo de soldagem por fricção com pino consumível**. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2016.

LI, W.; WANG, F. Modeling of continuous drive friction welding of mild steel. **Materials Science and Engineering A**, v. 528, n. 18, p. 5921–5926, 2011.

LIPPOLD, J. C.; KOTECKI, D. J. **WELDING METALLURGY AND WELDABILITY OF STAINLESS STEELS**. Hoboken, New Jersey: John Wiley & Sons, 2005.

LO, K. H.; SHEK, C. H.; LAI, J. K. L. Recent developments in stainless steels. **Materials Science and Engineering R: Reports**, v. 65, n. 4-6, p. 39–104, 2009.

MATTEI, F. **DESENVOLVIMENTO DE EQUIPAMENTO PARA ESTUDO DE SOLDAGEM POR FRICÇÃO**. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2011.

MEYER, A. **Friction Hydro Pillar Processing – Bonding Mechanism and Properties**. Technischen Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, 2003.

MISHRA, R. S.; MA, Z. Y. Friction stir welding and processing. **Materials Science and Engineering R: Reports**, v. 50, n. 1-2, p. 1–78, 2005.

MOMENI, A.; DEGHANI, K.; ZHANG, X. X. Mechanical and microstructural analysis of 2205 duplex stainless steel under hot working condition. **Journal of Materials Science**, v. 47, n. 6, p. 2966–2974, 2012.

NORDBERG, H. **Note on the sensitivity of stainless steels to strain rate**. Sheffield - UK.

PINHEIRO, G. A. **Local Reinforcement of Magnesium Components by Friction Processing: Determination of Bonding Mechanisms and Assessment of Joint Properties**. Technischen Universität Hamburg-Harburg, 2008.

PISSANTI, D. R. et al. **Development of a Friction Welding Machine for Pipes With Rotatory Ring and Evaluation of a Stainless Steel Duplex UNS32205 Pipe Weld Joint**. Rio Pipeline Conference & Exposition, 2015

PISSANTI, D. R. **Trabalho em Andamento**. UFRGS, 2016.

ROCHA, C. L. F. DA. **Influência Das Fases Intermetálicas Precipitadas a 780°C Em Um Aço Uns S 31803**. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2015.

SCHMIDT, H.; HATTEL, J.; WERT, J. An analytical model for the heat generation in friction stir welding. **Modelling Simul. Mater. Sci. Eng**, v. 12, n. August, p. 143–157, 2004.

SIEURIN, H. **Fracture toughness properties of duplex stainless steels**. Royal Institute of Technology, 2006.

SIEURIN, H.; SANDSTROM, R. Sigma phase precipitation in duplex stainless steel 2205. **Materials Science and Engineering A**, v. 444, n. 1-2, p. 271–276, 2007.

SILVEIRA, V. F. DA. **Aplicação do processo de soldagem a ponto por fricção (FSpW) entre juntas dissimilares de aço e liga de alumínio para aplicações automotivas**. Universidade Federal do rio Grande do Sul, 2015.

STEEL CONSTRUCTION INSTITUTE. **Elevated temperature and high strain rate properties of offshore steels**. Norwich UK.

TOPOLSKA, S.; LABANOWSKI, J. Effect of microstructure on impact toughness of duplex and superduplex stainless steels. **Journal of Achievements in Material and Manufacturing Engineering**, v. 36, n. 2, p. 143–149, 2009.

WANG, K. K.; LIN, W. Flywheel friction welding research. **Welding Journal**, v. 54, p. 233–241, 1974.

WANG, L. et al. Energy-Input-Based Finite-Element Process Modeling of Inertia Welding. **METALLURGICAL AND MATERIALS TRANSACTIONS**, v. 36, n. B, p. 513–523, 2005.

ZHANG, L. W. et al. The coupled FEM analysis of the transient temperature field during inertia friction welding of GH4169 alloy. **Acta Metallurgica Sinica (English Letters)**, v. 20, n. 4, p. 301–306, 2007.