

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais

PPGE3M

**ANÁLISE COMPARATIVA ENTRE A SOLDA POR FRICÇÃO COM ANEL
ROTATIVO E A SOLDA GTAW DE TUBOS DE AÇO API 5L X65**

Carlos Alexandre Pereira de Moraes

Tese para Obtenção do Título de Doutor
em Engenharia

Porto Alegre
2018

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais

PPGE3M

**ANÁLISE COMPARATIVA ENTRE A SOLDA POR FRICÇÃO COM ANEL
ROTATIVO E A SOLDA GTAW DE TUBOS DE AÇO API 5L X65**

Carlos Alexandre Pereira de Moraes
Mestre em Engenharia

Trabalho realizado no Departamento de Metalurgia da Escola de Engenharia da UFRGS, dentro do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGE3M, como parte dos requisitos para obtenção do título de Doutor em Engenharia.

Área de Concentração: Ciência e Tecnologia dos Materiais

Porto Alegre
2018

Ficha Catalográfica

Moraes, Carlos Alexandre Pereira de

Análise comparativa entre a solda por fricção com
anel rotativo e a solda GTAW de tubos de aço API 5L
X65 / Carlos Alexandre Pereira de Moraes. -- 2018.

84 f.

Orientador: Afonso Reguly.

Tese (Doutorado) -- 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, 2018.

1. Tensões residuais . 2. Difração de raios-X . 3.
Solda por fricção com anel rotativo . 4. Solda GTAW.
5. MASF 1500. I. Reguly, Afonso, orient. II. Título.

Esta tese foi julgada adequada para obtenção do título de Doutor em Engenharia, área de concentração em Ciência e Tecnologia dos Materiais, e aprovada em sua forma final pelo orientador e pela Banca Examinadora do Programa de Pós-Graduação.

Orientador: Prof. Dr. Afonso Reguly

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Jorge Luis Braz Medeiros, FURG
Prof. Dr. Thomas Gabriel Rosauo Clarke, UFRGS
Prof. Dra. Lisiane Trevisan, IFRS

Prof. Dr. Carlos Pérez Bergmann
Coordenador do PPGE3M

“Uma pessoa inteligente resolve um problema, um sábio o previne”
(Albert Einstein).

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker - In memorian.

A meu filho, Leonardo Lucas Bento de Moraes.

A minha filha, Vithória Lucas Bento de Moraes.

A minha esposa, Andréa Lucas Bento de Moraes.

A minha mãe, Rosa Maria Pereira de Moraes.

A minha irmã, Carla Pereira de Moraes.

Aos meus sobrinhos Flávio Christopher Lombardo.

e Alessandro Lombardo.

A minha sogra, Maria Terezinha Lucas Bento.

Aos primos José Orlando Lucas Leite e esposa Maria Lúcia.

A tia Cássia Josefa Lucas Leite (in memorian).

A meu pai, João Carlos de Moraes (in memorian).

A meu sogro, Genes Leão Bento (in memorian).

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS.....	IX
LISTA DE TABELAS.....	XI
LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS	XII
RESUMO.....	XIV
ABSTRACT	XV
1.0 INTRODUÇÃO.....	1
2.0 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
2.1 Princípios de Soldagem	4
2.2 Soldagem em Dutos	5
2.2.1 Efeito dos Elementos de Liga nos Aços de Alta Resistência Baixa Liga ...	6
2.2.2 Soldagem dos Aços API	7
2.2.3 Soldagem por Arco Elétrico.....	9
2.2.4 Soldagem por GTAW	11
2.2.5 Soldagem por Fricção	13
2.2.6 Soldagem por Inércia	17
2.2.7 Soldagem por Fricção na MASF 1500.....	18
2.3 Tensões Residuais.....	20
2.3.1 Origem das Tensões Residuais	20
2.3.2 Classificação das Tensões Residuais	22
2.3.3 Princípios da Análise das Tensões Residuais por Difração de Raios-X ...	24
2.3.4 Efeito das Tensões Residuais no Desempenho de Operação.....	25

3.0	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	27
3.1	Máquina de Soldagem por Fricção	27
3.2	Método de Trabalho	28
3.3	Procedimento de Execução da Solda GTAW	30
3.3.1	Excentricidade dos Tubos Soldados	31
3.4	Ensaio de Microdureza Vickers	31
3.5	Ensaio Metalográfico	32
3.6	Difração de Raios-X para Análise das Tensões Residuais	33
4.0	RESULTADOS E DISCUSSÃO	39
4.1	Composição Química	39
4.2	Soldagens	39
4.3	Caracterização Macrográfica	42
4.4	Caracterização Microestrutural das Juntas Soldadas	43
4.5	Ensaio de Microdureza Vickers (Hv ₀₅)	47
4.6	Distribuição das Tensões Residuais	50
4.6.1	Tensões Residuais Circunferenciais e Transversais - MASF 01	50
4.6.2	Tensões Residuais Circunferenciais e Transversais - MASF 02	55
4.6.3	Tensões Residuais Circunferenciais e Transversais - GTAW	57
5.0	CONCLUSÕES	62
6.0	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	64
7.0	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	65
	APÊNDICE A – Desenho – anel	69

LISTA DE FIGURAS

Figura 1-1 – Máquina de Soldagem por Fricção de tubos.....	2
Figura 2-1 – Ligações químicas entre os átomos do material da solda.	4
Figura 2-2 – Fluxograma com alternativa inovadora para a solda por fusão, a solda por fricção com anel rotativo.	6
Figura 2-3 – Princípio do processo de soldagem por fricção.	6
Figura 2-4 – Elementos de liga utilizados em aços microligados.	7
Figura 2-5 – Regiões da ZAC da solda por arco elétrico.	8
Figura 2-6 – Soldagem por fusão.	9
Figura 2-7 – Nomenclatura de soldagem por fusão.....	10
Figura 2-8 – Descontinuidades comuns na solda por fusão.	10
Figura 2-9 – Processo de soldagem GTAW.	11
Figura 2-10 – Processo de solda por fricção.....	14
Figura 2-11 – Processo de solda por fricção.....	14
Figura 2-12 – Macrografia de uma junta soldada por fricção.	15
Figura 2-13 – Soldagem por fricção com anel rotativo.	16
Figura 2-14 – Solda por inércia.	18
Figura 2-15 – Soldagem na MASF 1500 e o tubo soldado.	19
Figura 2-16 – Relação entre temperatura, tensões e microestrutura.....	21
Figura 2-17 – Superposição de TR e tensões de serviço.	23
Figura 2-18 – Espalhamento e difração de raios-X em um arranjo cristalino.	24
Figura 2-19 – Resumo do comportamento das TR para vários processos de fabricação.	26
Figura 3-1 – Resumo das caracterizações efetuadas.	28
Figura 3-2 – A) Tubo soldado na MASF 1500 e B) Acoplamento do sobrelap com anel rotativo.....	29
Figura 3-3 – Geometria do chanfro utilizado para soldagem GTAW dos tubos.	30
Figura 3-4 – As linhas representam a posição dos perfis de microdureza e as zonas das microestruturas.	32

Figura 3-5 – Regiões do mapeamento microestrutural,.....	33
Figura 3-6 – Modelo de DRX GE-Seifert-Charon-M equipado com tubo de raios-X de radiação Cr-K α e detector rápido linear Meteor 1D.....	35
Figura 3-7 – Usinagem da junta soldada.	35
Figura 3-8 – Amostra após sofrer remoção eletrolítica.	37
Figura 4-1 – Tubo soldado na MASF 1500.....	40
Figura 4-2 – Gráficos da soldagem da MASF 1500.....	41
Figura 4-3 – Macrografias. Ataque químico: Nital a 2%.	42
Figura 4-4 – Microestruturas da solda MASF 1500. Ataque químico: Nital a 2%.	45
Figura 4-5 – Microestruturas da junta GTAW. Ataque químico: Nital a 2%.	46
Figura 4-6 - Perfil de microdureza (H _{v05}) das juntas soldadas.....	47
Figura 4-7 – Sobreposição das curvas de TR circunferenciais da amostra MASF 01.	52
Figura 4-8 – Sobreposição das curvas de TR transversais.	53
Figura 4-9 – Sobreposição do FWHM da MASF 01.....	54
Figura 4-10 – TR e FWHM da amostra MASF 02.....	56
Figura 4-11 – TR e FWHM superficial circunferencial da solda GTAW.....	58
Figura 4-12 – TR e FWHM superficial transversal da solda GTAW.....	59
Figura 4-13 – TR e FWHM da solda GTAW 2° remoção.	60

LISTA DE TABELAS

Tabela 3-1 – Dimensões dos anéis e tubos utilizados nas soldagens da MASF 1500.....	28
Tabela 3-2 – Parâmetros da soldagem GTAW.....	30
Tabela 3-3 – Parâmetros do DRX para medição das TR.....	34
Tabela 3-4 – Composição química do eletrólito. Solução ácida utilizada para remoção eletrolítica e decapagem ácida.....	36
Tabela 3-5 – Geometria e massa dos CP.....	38
Tabela 4-1 – Composição química dos tubos (percentual em massa).....	39
Tabela 4-2 – Parâmetros de soldagem do processo por fricção.....	39

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

2°R	Segunda remoção de camadas;
3°R	Terceira remoção de camadas;
4°R	Quarta remoção de camadas;
θ	Ângulo de Bragg;
λ	Comprimento de onda do feixe de raios-X;
μm	Micrômetro;
σ^r	Tensões residuais no cordão de solda por fusão;
σ_R	Tensão residual;
σ_S	Tensão de serviço;
σ_Y	Tensão de escoamento;
A	Ampere;
Å	Angstrom ;
AF	Ferrita acicular;
ARBL	Alta Resistência Mecânica e Baixa Liga;
C	Compressão;
cm	Centímetro;
CP	Corpo de prova;
CTOD	Crack tip opening displacement;
CE	Carbono equivalente;
DRX	Difratômetro de Raios-X;
d_0	Espaçamento interplanar;
FC	Agregado de carboneto-ferrita;
FS (A)	Ferrita com segunda fase alinhada;
FS (NA)	Ferrita com segunda fase não alinhada;
FWHM	Full width at half maximum (largura a meia altura);
GAF	Grupo de análises de falha;
GTAW	Gas tungsten arc welding;

Hp	Cavalo-vapor;
IFW	Inertia friction welding;
Kgf	Quilograma-força;
kN	Quilonewton;
ksi	Libra força por polegada quadrada;
l	Litro;
LAMEF	Laboratório de Metalurgia Física;
M	Momento;
M-A	Martensita-austenita;
MASF 1500	Máquina de soldagem por fricção, 1500 kN;
MB	Metal base;
MEV	Microscópio eletrônico de varredura;
min	Minuto;
MPF 1000	Máquina de processo por fricção, 1000 kN;
n	Número inteiro;
nm	Nanômetro;
PF	Ferrita poligonal;
PF (G)	Ferrita no contorno de grão;
PF (I)	Ferrita poligonal intergranular;
RPM	Rotação por minuto;
s	Segundos;
T	Tração;
TIG	Tungsten inert gas;
TR	Tensões residuais;
ZAC	Zona afetada pelo calor;
ZF	Zona de fusão;
ZL	Zona de ligação;
ZM	Zona de mistura;
ZTMA	Zona termomecanicamente afetada

RESUMO

Este trabalho tem por objetivo comparar o estado da distribuição das tensões residuais nas juntas soldadas dos tubos de aço API 5L X65 pelo processo de fricção no estado sólido, realizada na máquina MASF 1500, com a junta soldada pelo processo convencional por arco elétrico GTAW (gas tungsten arc welding). Também foram realizados ensaios de macrografia e micrografia conjuntamente com a análise das microestruturas, e três perfis de microdureza para cada junta de ambos os processos de soldagem, verificando o comportamento de microdureza em diferentes regiões da solda. Adicionalmente, foi realizado o ensaio de composição química para a liga de aço API 5L X65. Os resultados mostraram que cada processo induz a diferentes estados de distribuição das tensões residuais. A soldagem por fricção resultou em uma microestrutura mais grosseira, aumento da microdureza e menores estados de distribuição das tensões residuais na linha central da solda. Já a soldagem por fusão resultou em maior heterogeneidade da microdureza na linha central da solda, um maior estado de distribuição das tensões residuais e formação de porosidade na seção transversal da junta soldada.

Palavras chave: MASF 1500, Soldagem por Fricção, GTAW, Tensão Residual

ABSTRACT

The objective of this work is to compare the state of the residual stress distribution in welded joints in API 5L X65 steel tubes by the solid-state friction process performed on the MASF 1500, with the joint welded by the conventional gas tungsten arc welding (GTAW). Macrography and micrography tests were also carried out in conjunction with microstructure analysis and three microhardness profiles for each joint of both welding processes. In addition, the chemical composition test for API 5L X65 steel alloy was performed. The results showed that each process induces different states of residual stress distribution. Friction welding resulted in a coarser microstructure, increased microhardness and lower states of residual stress distribution in the weld center line. However, fusion welding resulted in greater heterogeneity of the microhardness in the weld centerline, a higher state of residual stress distribution and porosity formation in the welded joint cross section.

Key words: MASF 1500, Friction Welding, GTAW, Residual Stress

1.0 INTRODUÇÃO

O projeto de construção de oleodutos apresenta gastos elevados com a junção dos componentes tubulares através da soldagem convencional por arco elétrico. A união de elementos tubulares de aço, quando realizados pela solda por arco elétrico convencional, apresenta fusão do material com os efeitos deletérios no metal base pelo aporte térmico durante a solidificação. Além disso a soldagem convencional possui as desvantagens de custos elevados de treinamento da mão de obra, inspeção e manutenção, além do maior tempo de execução, sendo indicado a realização de ensaios não destrutivos, pelo risco de ocorrerem trincas assistidas pelo hidrogênio e outros mecanismos depois de finalizada a soldagem por arco elétrico (PAES, 2013).

Devido a estas questões se buscou um processo alternativo que realizasse a soldagem com menor gasto de energia, possibilidade de automatização, de união de materiais no estado sólido, sem fusão do material e com menor tempo de execução, ou seja um processo de soldagem com menor custo financeiro e com melhor qualidade. A soldagem por fricção é um processo com vantagens sobre os processos convencionais por receber menor influência do efeito do aporte térmico com menor taxa de resfriamento (MATTEI, 2011). O processo de soldagem por fricção desenvolvido na Bélgica começou a ser estudado pelo Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF) em 2011 em uma parceria com a Petrobras. A parceria consistiu em projetar e fabricar uma máquina de soldagem por fricção com ou uso de anel intermediário rotativo, sua construção é mostrada na Figura 1-1. O processo foi melhorado tecnologicamente e a máquina desenvolvida no LAMEF, apresentando uma variação positiva do processo Belga, pois o laboratório automatizou o processo e inseriu uma geometria de anel diferenciado (PISSANTI, 2017).

Figura 1-1 – Máquina de Soldagem por Fricção de tubos.



Fonte: (CHLUDZINSKI *et al.*, 2015).

A soldagem por atrito aplicada a tubos de aço aparece neste contexto como uma alternativa inovadora já que não há a presença de fase líquida, ocorrendo totalmente no estado sólido, evitando-se os problemas gerados pela absorção de gases, como porosidade e trinca assistida pelo hidrogênio (PAES, 2013).

Entre as maiores vantagens da soldagem por fricção destacam-se os benefícios metalúrgicos em que o processo é realizado como refino microestrutural, apresentando boa estabilidade dimensional e repetibilidade, sem que exista perda significativa de elementos de liga para poça de fusão, com excelentes propriedades metalúrgicas na região soldada, microestrutura homogênea, tendência a ausência de trincas e rapidez na montagem de muitas partes a serem soldadas.

Atualmente existe uma grande preocupação com a atividade industrial ecológica sustentável, e o processo por fricção também apresenta benefícios ambientais tais como: não ser necessário uma barreira gasosa e menor preparação superficial, elimina rejeitos com esmerilhamento, menor volume de solventes requeridos para desengraxar, não necessita materiais consumíveis e união de diferentes espessuras, sendo necessários apenas 2,5 % da energia por soldagem a laser por exemplo (KUMAR; S. MISHRA; A. BAUMANN, 2014).

Desta forma, o presente trabalho tem como objetivo comprovar a qualidade da junta soldada por fricção com anel rotativo. Com este propósito, houve a motivação para realizar este estudo através da comparação entre a solda por fricção da MASF 1500, e da solda convencional GTAW do aço API 5L X65, através de ensaios de medição da distribuição das tensões residuais na junta soldada dos dois processos, além de testes mecânicos e metalúrgicos.

Destaca-se que o termo consumo significa o comprimento do material que foi plastificado e expelido na forma de rebarba e os termos solda por fricção e por atrito, soldagem e processamento são sinônimos. O tubo do material base foi conformado pelo processo Mannesmann, que é um processo de conformação de tubos a partir de tarugos de metal perfurados sem costura.

Além disso, esse trabalho tem como objetivos específicos:

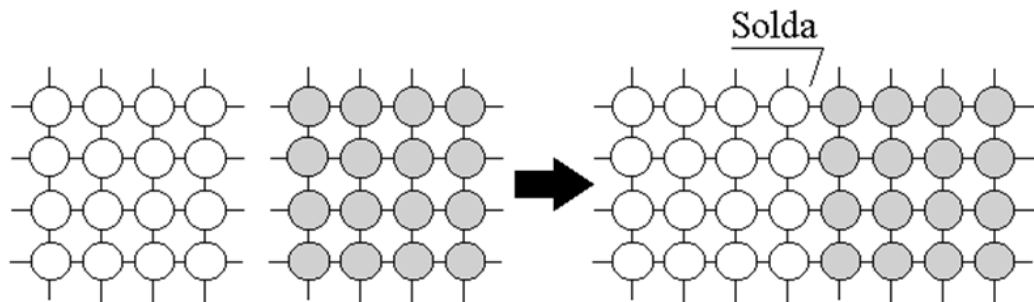
- Estudar a solda do aço microligado API 5L X65 realizada pelo processo de soldagem por fricção axial com anel rotativo;
- Avaliar a solda do aço microligado API 5L X65 realizada pelo processo de soldagem convencional por arco elétrico GTAW;
- Executar as soldagens dos dois processos;
- Retirar corpos de prova das juntas soldadas dos dois processos e executar a preparação dos mesmos para os ensaios de dureza, macrografia, micrografia para análise microestrutural, composição química e medição da distribuição das tensões residuais;
- Analisar e comparar os dados e resultados obtidos dos dois processos distintos de soldagem para comprovar a melhor qualidade da junta soldada MASF 1500.

2.0 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Princípios de Soldagem

A soldagem é uma operação que visa obter a união de duas ou mais peças, assegurando na junta a continuidade das propriedades físicas e químicas. Ou ainda, é o processo de união de materiais utilizado para obter a coalescência (união) localizada de metais, produzida por aquecimento até uma temperatura adequada, com ou sem a utilização de pressão e/ou material de adição, baseado no estabelecimento de forças de ligação química (Figura 2-1) na região da junta (MARQUES; MODENESI; BRACARENSE, 2009).

Figura 2-1 – Ligações químicas entre os átomos do material da solda.



Fonte: (MATTEI, 2011).

Os processos de soldagem são utilizados para fabricar produtos e estruturas metálicas para as mais diversas aplicações (WAINER; BRANDI; MELLO, 1992).

Os processos de soldagem necessitam gerar uma quantidade de energia capaz de unir dois materiais metálicos similares e dissimilares, remover as contaminações das superfícies a serem unidas e evitar que o ar atmosférico contamine a região durante a soldagem. Deve ainda propiciar o controle da transformação de fase para que a solda alcance as propriedades desejadas, sejam elas físicas, químicas ou mecânicas (WAINER; BRANDI; MELLO, 1992). Nesta questão, Moat et al. afirma que a união de materiais dissimilares pela solda por fusão é sempre prejudicada pela formação de fases frágeis indesejáveis durante a solidificação, e diferenças significantes nos pontos fundidos entre os dois materiais a serem unidos (MOAT et al., 2009).

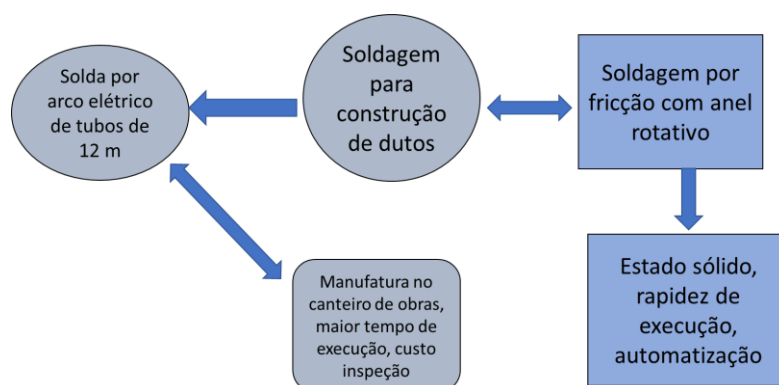
O desenvolvimento e o aperfeiçoamento dos processos de soldagem são alcançados com a interação do projeto de equipamentos soldados, desenvolvimento e aperfeiçoamento dos equipamentos de soldagem e dos materiais, visando obter boa soldabilidade. Ao desenvolver um novo material é necessário que alcance boa soldabilidade, por isso os processos de soldagem estão em contínua evolução (WAINER; BRANDI; MELLO, 1992).

2.2 Soldagem em Dutos

A instalação de novos dutos tem crescido nos últimos 20 anos devido ao ciclo combinado de geração de energia elétrica e ao uso de gás natural como combustível. A necessidade de construção de dutos sob longas distâncias aumentou a demanda para melhorar a produtividade de soldagens circunferenciais em dutos (YAPP; BLACKMAN, 2004). A soldagem por arco elétrico é a técnica dominante de soldagens circunferenciais em dutos e existe uma forte tendência a aumentar o consumo de gás natural ao redor do mundo, implicando no crescimento da instalação de dutos de gás. O crescimento é dirigido pela industrialização e pelo consumo de gás natural como combustível. Muitas das reservas de gás estão longe dos centros consumidores, o que resulta no crescimento do transporte de gás por LNG (gás natural líquido) por cargueiros, o que fomenta investimentos sustentáveis em dutos de longa distância (YAPP; BLACKMAN, 2004).

Com a demanda do mercado por sistemas produtivos de elevado desempenho e reduzidos custos operacionais, os projetos de tubulação são desenvolvidos para trabalhar sob a ação de temperaturas extremas, altas pressões e ambientes corrosivos. O uso de tubos de materiais com propriedades mecânicas e metalúrgicas são exigidos de maneira a garantir a segurança e qualidade. A produção de tubos é realizada por indústrias com sistemas criteriosos de controle de qualidade minimizando riscos de acidentes. Entretanto a construção dos dutos é executada pela união de segmentos de tubos, normalmente com 12 metros de comprimento, utilizando processo de soldagem por fusão, ver fluxograma (Figura 2-2) com a alternativa inovadora para a solda por fusão. As uniões são realizadas no local de operação e requerem a utilização de equipamentos com ótima robustez com elevado tempo de execução e custos (CHLUDZINSKI et al., 2015).

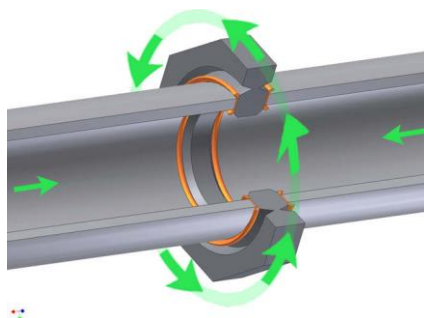
Figura 2-2 – Fluxograma com alternativa inovadora para a solda por fusão, a solda por fricção com anel rotativo.



Fonte: do autor.

Uma grande vantagem do processo de soldagem por fricção é a sua aplicação para a soldagem de tubos, em que as suas extremidades não precisam ser usinadas, e o aquecimento de todo o perímetro do tubo é uniforme, evitando a formação de tensões térmicas nas juntas soldadas. O método de soldagem por fricção pode ser aplicado eficientemente especialmente na soldagem de tubos com paredes grossas, que exigem múltiplas passagens quando soldados por arco elétrico (BELOSHAPKIN et al., 2007).

Figura 2-3 – Princípio do processo de soldagem por fricção.



Fonte: (FAES et al., 2009b).

Conforme demonstrado na Figura 2-3, o anel de ligação é submetido a rotação em alta velocidade para gerar calor com o atrito. Para otimizar o tempo de soldagem e facilitar a execução em campo, a aplicação da soldagem por fricção a projetos de dutos está sendo estudada (FAES et al., 2009b).

2.2.1 Efeito dos Elementos de Liga nos Aços de Alta Resistência Baixa Liga

Os dutos utilizados para transporte de petróleo e gás obedecem à Norma API 5L e são classificados como aços ARBL (Aços de Alta Resistência e Baixa Liga). Esses aços possuem baixo carbono, grãos de tamanho reduzido, boa soldabilidade, com conteúdo de carbono entre

0,05 e 0,25%, com pequenas quantidades de cromo, níquel, molibdênio, cobre, nitrogênio, vanádio, nióbio, titânio e zircônio, sendo usados em várias combinações, raramente excedendo 0,1% de cada, e sem ultrapassar um total de 1% em peso da composição (MOOJEN, 2015). Na Figura 2-4 estão listados os efeitos dos principais elementos de liga usados nos aços ARBL (MOOJEN, 2015).

Figura 2-4 – Elementos de liga utilizados em aços microligados.

ELEMENTO	% EM MASSA	EFEITO E RAZÃO DA ADIÇÃO
C	(0,03 – 0,10)	Endurecimento da matriz (precipitação) Atrasa a transformação da austenita durante o resfriamento acelerado
Mn	(1,6 – 2,0)	Endurece por solução sólida substitucional Reduz a temperatura de transição dúctil frágil Indispensável para obter-se uma microestrutura de bainita inferior com grãos refinados
Si	(0 – 0,6)	Endurecimento por solução sólida
Nb	(0,03 – 0,06)	Redução do intervalo de temperaturas, em que ocorre a recristalização durante a laminação Retardo na recristalização e inibição do crescimento de grão austenítico
Ti	(0,005 – 0,03)	Refinamento de grão, pela formação de TiN o qual dificulta o coalescimento da austenita Promove a formação de ferrita acicular no metal de solda Forte endurecedor da ferrita Prende o Ni livre (previne os efeitos deletérios do Ni na têmpera)
Ni	(0,2 – 1,0)	Endurece os aços baixo carbono sem perda de soldabilidade em campo Em contraste com Mg, Mo e Ni produz microestruturas menos duras Aumenta a tenacidade em baixas temperaturas
V	(0,03 – 0,08)	Endurece por precipitação durante o revenimento Forte endurecedor da ferrita Promove a formação de ferrita acicular
Mo	(0,2 – 0,6)	Aumenta a temperabilidade Promove a formação de bainita inferior
B	(0,11 - 0,49) ppm	Aumenta a temperabilidade Promove a formação de bainita

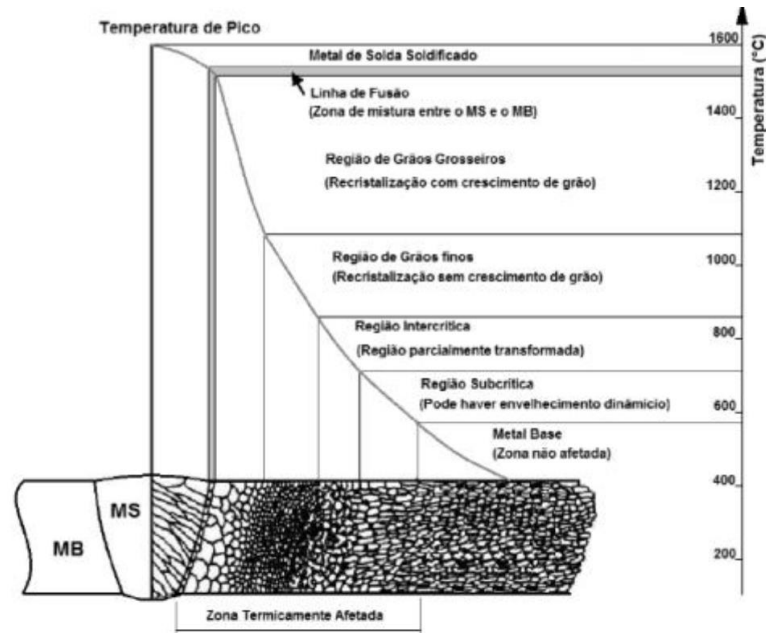
Fonte: (MOOJEN, 2015).

2.2.2 Soldagem dos Aços API

A soldagem dos aços API é regulamentada pela norma API 1104 que normatiza termos e ensaios que devem ser realizados após a soldagem, bem como testes necessários para a qualificação desse tipo de processo. Os aços API 5L possuem boa soldabilidade, necessitando de pequeno ou nenhum pré-aquecimento. O processo de soldagem mais utilizado em tubulações continua sendo o eletrodo revestido, que consiste de eletrodo revestido celulósico no passe de raiz e eletrodos básicos para o passe quente e os passes de enchimento. Dentre as regiões da ZAC de um passe de soldagem, a região que apresenta as piores propriedades mecânicas é a região de grãos grosseiros. Quando a soldagem é por multipasses, as três regiões da ZAC são formadas no metal de solda do passe anterior, como demonstrado na Figura 2-5, e também nas

regiões da ZAC previamente formadas, produzindo grande alteração microestrutural (MOOJEN, 2015).

Figura 2-5 – Regiões da ZAC da solda por arco elétrico.



Fonte: (MOOJEN, 2015).

De acordo com a recomendação da Norma API-579/2000 (API RP 579, 2000) seção (E. 5.4.2) a distribuição das TR em um cordão de solda convencional é limitada a (Equação 1):

$$\sigma^r = \sigma_y \quad \text{Equação 1}$$

Se a solda for submetida a um tratamento térmico, as TR passarão a ser (Equação 2):

$$\sigma^r = 0,3. \sigma_y \quad \text{Equação 2}$$

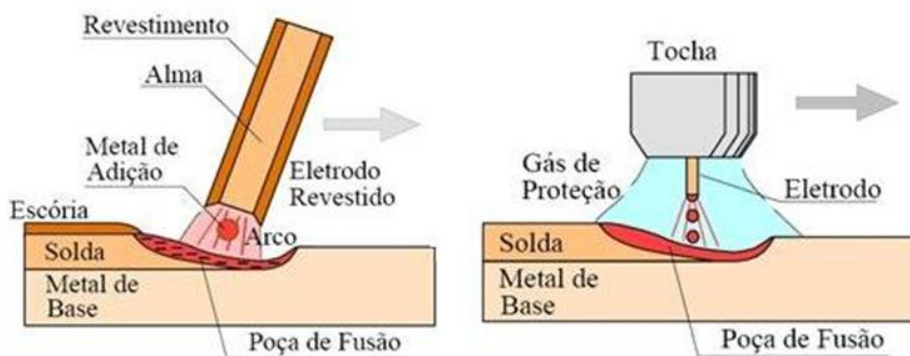
Onde σ^r é a tensão residual (TR) no cordão de solda por fusão e σ_y é a tensão de escoamento.

2.2.3 Soldagem por Arco Elétrico

O arco elétrico é a descarga elétrica mantida através de um gás ionizado iniciada por uma quantidade de elétrons emitidos do eletrodo negativo (cátodo) aquecido e mantido pela ionização térmica do gás aquecido, conforme demonstrado na Figura 2-6. No arco elétrico para soldagem a descarga elétrica tem baixa tensão e alta intensidade. Existem três conceitos importantes do arco elétrico: calor, ionização e emissão. O calor é devido a movimentação de cargas elétricas no arco elétrico de um eletrodo permanente, e a ocorrência de choques entre essas cargas gera o calor (WAINER; BRANDI; MELLO, 1992).

Já a ionização ocorre quando um elétron localizado em uma órbita recebe uma quantidade de energia sendo forçado para uma órbita de maior energia. A energia necessária a produção de um elétron livre é chamada de potencial de ionização. A emissão termiônica é um processo de liberação de elétrons de uma superfície aquecida, e a abertura do arco elétrico para soldagem necessita do aquecimento e do bombardeamento com elétrons do gás que circunda o eletrodo (WAINER; BRANDI; MELLO, 1992).

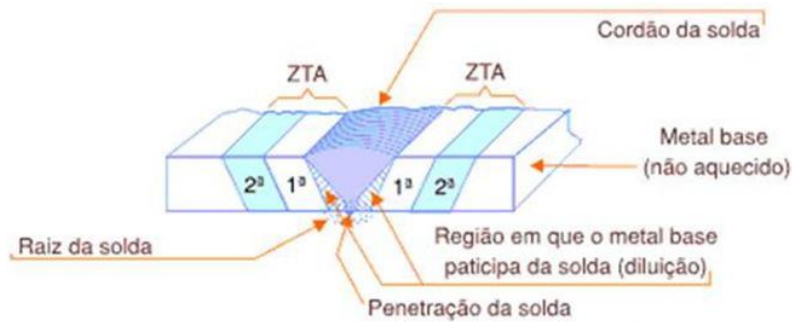
Figura 2-6 – Soldagem por fusão.



Fonte: (MATTEI, 2011).

Neste sentido, o aporte térmico é a quantidade de calor transferida para a região no tempo de exposição do material (ZAC). A Figura 2-7 mostra um cordão de solda, sendo que a primeira faixa refere-se à zona que sofreu modificações metalúrgicas e a segunda faixa é a região onde houve um aumento na temperatura, porém não o suficiente para haver transformações (MATTEI, 2011).

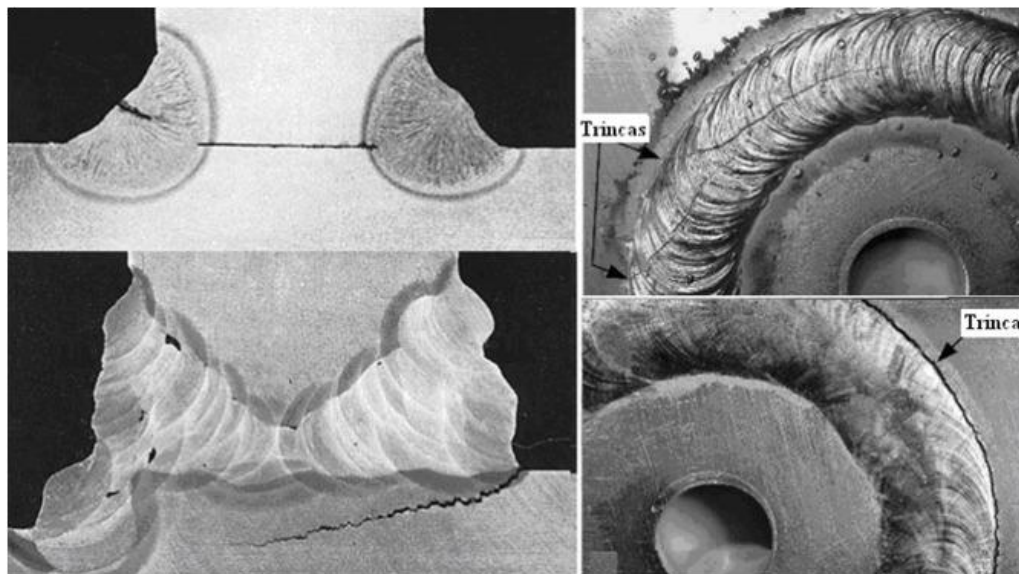
Figura 2-7 – Nomenclatura de soldagem por fusão.



Fonte: (MATTEI, 2011).

Um ponto importante na soldagem por fusão é como a estrutura do material é modificada, já que inúmeras são as causas que afetam o material. Entre as principais destacam-se, a corrente elétrica, velocidades de avanço incorretas, proteção gasosa, temperatura e tipos de materiais a serem unidos. Estes parâmetros influenciam de forma importante o desempenho futuro da peça ou da estrutura soldada.

Figura 2-8 – Descontinuidades comuns na solda por fusão.



Fonte: (MATTEI, 2011).

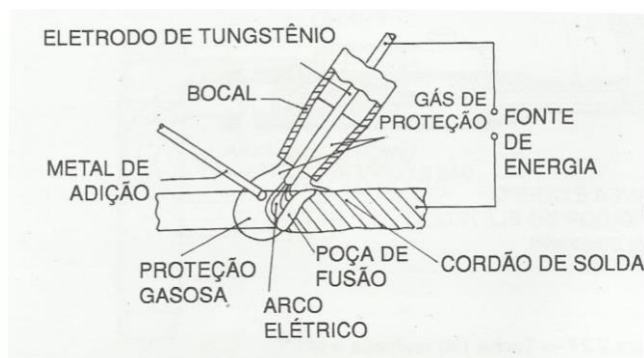
Parâmetros incorretos podem ocasionar o aparecimento de descontinuidades, como pode ser observado na Figura 2-8, onde aparecem defeitos como falta de penetração, má operação e multipasses com inclusão de escória (MATTEI, 2011).

2.2.4 Soldagem por GTAW

Este processo foi patenteado no fim dos anos 20, porém só foi comercialmente utilizado durante a 2ª guerra, nos EUA, para a soldagem em ligas de magnésio de assentos de aviões. A solda produzida é de muito boa qualidade, a fonte de energia é sempre de corrente constante e pode ser um gerador, retificador ou transformador, dependendo do metal a ser soldado. Ela deve ter uma adaptação para soldagem manual, com um pedal para controle da corrente pelo soldador. Com este recurso, o rechupe que se forma na cratera no final da soldagem pode ser minimizado. Conforme o tipo de aplicação a fonte de energia pode ser aprimorada com o uso do arco pulsado em corrente contínua (WAINER; BRANDI; MELLO, 1992).

O processo conhecido como GTAW ou TIG, este processo de soldagem utiliza como fonte de calor um arco elétrico mantido entre um eletrodo não-consumível de tungstênio. A proteção da região de soldagem é feita por um fluxo de gás inerte. A soldagem pode ser feita com ou sem metal de adição (processo autógeno) e pode ser manual ou automática, mostrado na Figura 2-9 (WAINER; BRANDI; MELLO, 1992).

Figura 2-9 – Processo de soldagem GTAW.



Fonte: (WAINER; BRANDI; MELLO, 1992).

Se for utilizado metal de adição, Wainer *et al.* afirma que os conhecimentos dos fenômenos envolvidos na transferência metálica na soldagem por fusão são bastante complexos, e de fundamental importância para o melhor controle do processo de soldagem, para prever a penetração do passe, avaliar a quantidade de calor transferida para o MB e controlar a distorção da estrutura soldada. Ainda, o teor de inclusões de óxidos e outros materiais não metálicos pode ser significativo (WAINER; BRANDI; MELLO, 1992).

A proteção gasosa da poça de fusão no processo GTAW é eficiente, e ocorre através de um fluxo de gás inerte como o argônio, que parte do bocal de soldagem em direção a poça de fusão. O gás de proteção também impede a oxidação do eletrodo não consumível, pois apesar

de o tungstênio fundir em alta temperatura, a sua oxidação ocorre em temperaturas mais baixas. O controle da energia transferida para a peça durante a soldagem é uma das principais características desse processo. Ocorre por meio do controle independente que o operador tem da fonte de calor e do metal de adição, que torna o processo adequado para a soldagem de peças de pequena espessura. A ausência de escória permite uma boa visibilidade ao soldador durante o processo, e não gera fumos nocivos. O arco elétrico é bastante estável, concentrado e suave, adequado para produzir soldas com boa qualidade e acabamento, se o soldador for habilidoso (TEIXEIRA, 2011).

Além disso, o arco elétrico não gera salpicos, pois não há transferência de metal. Como desvantagem do processo está a baixa taxa de deposição, que implica numa operação mais demorada, se comparada com outros processos de soldagem. Requer uma maior destreza do soldador que os outros processos de soldagem por arco elétrico. Não é um processo adequado de soldagem para ambientes turbulentos, com correntes de ar e ventos, pois estes podem interferir na proteção gasosa da poça de fusão e do eletrodo. Apresenta alto custo, sendo aplicado no passe de raiz na soldagem de tubulações. Riscar o eletrodo na peça pode provocar inclusões de tungstênio no metal de solda e reduz a vida útil do eletrodo (TEIXEIRA, 2011).

A corrente de soldagem é um dos parâmetros com maior influência na penetração do cordão de solda. Quanto mais intensa a corrente de soldagem, maior a penetração. Porém, altas correntes são difíceis de controlar, na soldagem manual, e requerem uma maior velocidade de soldagem. Corrente muito baixa pode causar falta de fusão e baixa penetração, além de dificultar a operação quando se tem metal de adição. A redução da velocidade de soldagem é uma alternativa para trabalhar com baixa corrente (TEIXEIRA, 2011).

A velocidade de soldagem é proporcional a corrente de soldagem. Maiores velocidades de soldagem requerem correntes de soldagem mais intensas, e para correntes baixas, a velocidades de soldagem deve ser reduzida. Uma velocidade de soldagem mais alta é preferível, visto que esta medida reduz a ocorrência de distorções (TEIXEIRA, 2011).

O tipo de gás de proteção influencia na estabilidade do arco elétrico, na geometria do cordão de solda, na proteção da poça de fusão, na transferência de calor e a na velocidade de soldagem. A seleção da correta vazão de gás de proteção é importante, não pode ser deficiente nem excessiva, o que acarretaria em descontinuidades e aumento dos custos de soldagem. A determinação de uma vazão de gás laminar depende do tipo de gás de proteção, da distância do bocal à peça, do tipo de junta, da geometria do bocal, da intensidade de corrente, da existência

ou não de deslocamento de ar, da inclinação da tocha, do comprimento do arco elétrico, do tipo de material de base, da velocidade e posição de soldagem (TEIXEIRA, 2011).

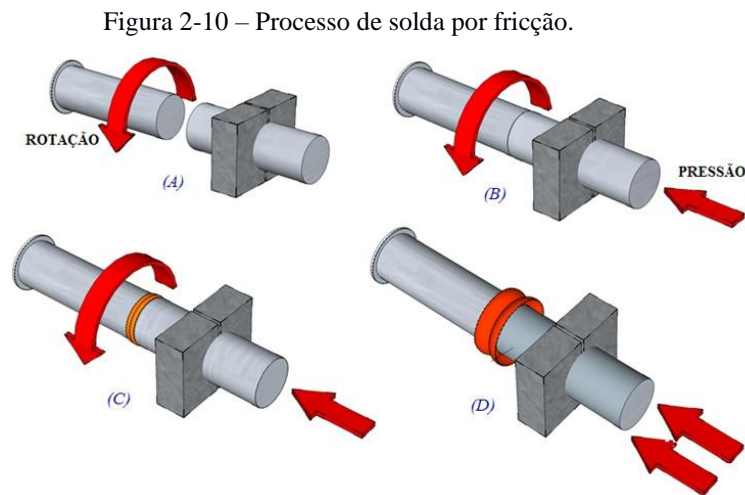
A junta deve permitir a penetração ao longo de toda a espessura da peça, e juntas com geometrias muito complexas, como as com chanfro em U, exigem um tempo de usinagem muito maior que uma junta com chanfro em V. A economia do metal de adição é função do volume da junta, assim uma junta com área menor utilizará menos quantidade de metal de adição, sendo o caso das juntas com chanfro tipo U, comparadas com as com chanfro em V. Conforme a posição de soldagem o ângulo do chanfro pode ou não ajudar na operação, dependendo das componentes da tensão superficial, assim no chanfro em U é mais fácil soldar que no chanfro em V. A distorção é controlada pela junta através da sua área, sendo que uma junta com chanfro em U tem, mantidas as outras variáveis constantes, menos distorção que uma junta com chanfro em V (WAINER; BRANDI; MELLO, 1992).

2.2.5 Soldagem por Fricção

Como alternativa ao processo por arco elétrico se desenvolveu o método no estado sólido por fricção. Como os dutos geralmente possuem 12 m de comprimento, até 16 polegadas de diâmetro e não podem ser postos em rotação, se desenvolveu o anel rotativo intermediário para complementar a soldagem por fricção, com a finalidade de reduzir os custos de soldagem, inspeção, automatizar o processo com menor tempo de execução e controle de qualidade, bem como podem ser produzidas juntas de materiais dissimilares e de baixa soldabilidade (CHLUDZINSKI et al., 2015).

A soldagem por fricção é um processo de união no estado sólido, no qual a coalescência entre peças metálicas é obtida por aquecimento através de atrito entre as peças e pela aplicação de pressão. No processo, uma das peças a serem soldadas é girada com velocidade constante e a outra fica parada. Após o contato inicial entre as peças, calor é gerado por atrito devido a forças aplicadas no sentido axial, aquecendo as superfícies. A força axial e o calor gerado provocam a deformação plástica das peças, a medida que o processo continua. Ao final, aplica-se uma força final, gerando-se uma rebarba e a consolidação da união (MARQUES; MODENESI; BRACARENSE, 2009). Durante o processo a zona de mistura sofre elevada deformação plástica promovendo assim a mistura dos materiais que, aliada ao aquecimento do material, leva o mesmo à recristalização (HAUPT, 2013).

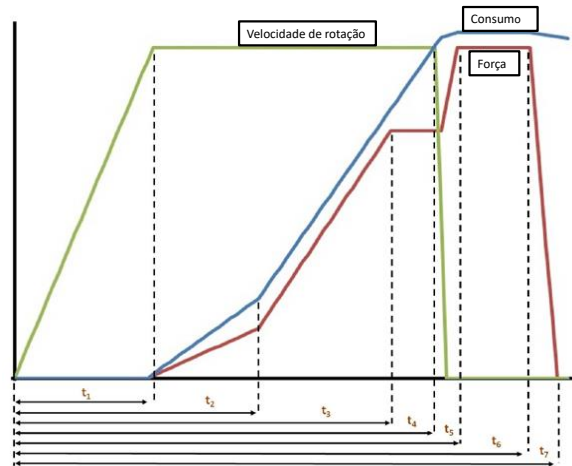
Na Figura 2-10 pode ser observado como ocorre uma soldagem. Primeiramente uma peça é fixa e na outra é aplicada uma rotação (A), depois as peças são aproximadas e se inicia o atrito entre as superfícies (B). Após, as superfícies aquecem e se deformam devido ao atrito e à pressão criada pela força axial aplicada (C) e, finalmente, a rotação é cessada, então uma força axial adicional (força de forjamento) faz com que a solda seja consolidada criando um colar de rebarba (D) (MATTEI, 2011).



Fonte: (MATTEI, 2011).

Os principais parâmetros da solda por fricção são a rotação, força axial de forjamento e encurtamento das extremidades dos dutos (consumo). Os valores são controlados durante o processamento e fornecem a combinação de temperatura e força para alcançar a fase de fricção e união dos materiais. O tempo de soldagem é o resultado da interação destes parâmetros. A Figura 2-11 apresenta os principais parâmetros de soldagem durante o procedimento (PISSANTI et al., 2015). A este respeito, Haupt concluiu que durante a fase de forjamento é completada a difusão atômica das interfaces da solda por fricção em contato, o que garante a ligação metalúrgica dos materiais (HAUPT, 2013).

Figura 2-11 – Processo de solda por fricção.

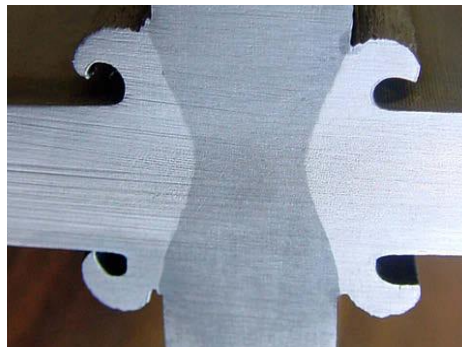


Fonte: (MATTEI, 2011).

Neste contexto, as soldas processadas com intervalos de tempo muito reduzidos podem resultar em juntas com falta de preenchimento. Entretanto, o excesso de tempo pode promover crescimento de grãos e formação de precipitados. O período de processamento também é dependente dos materiais empregados. A presença de inclusões reduz significativamente a tenacidade à fratura da junta. Desta forma, o estudo dos parâmetros de soldagem deve ocasionar tempos de processamento equilibrados com a geração de soldas livre de defeitos (CHLUDZINSKI, 2013).

Aumentos da velocidade de rotação tendem a aumentar o tempo de fricção, e como consequência a largura e tamanho dos grãos da ZAC. A diferença entre a microestrutura da solda, do MB e da ZAC é atribuída ao efeito do fluxo de calor, da taxa de resfriamento e do trabalho mecânico aço durante o processo de soldagem (Figura 2-12). Conclui-se que o anel de soldagem requer certa quantidade de volume de material para evitar o superaquecimento da sua microestrutura, com redução das propriedades mecânicas (FAES et al., 2009a).

Figura 2-12 – Macrografia de uma junta soldada por fricção.



Fonte: (FAES et al., 2007).

Para dutos uma versão modificada foi desenvolvida usando um anel sólido intermediário, Figura 2-13. O anel da solda é posicionado entre os dutos e a rotação do anel sob pressão axial gera a requerida fricção e calor associados. No final da fase de fricção, a rotação do anel de solda é rapidamente parada, e a força axial é aumentada até alcançar a força de forjamento (FAES et al., 2007).

Figura 2-13 – Soldagem por fricção com anel rotativo.



Fonte: (CHLUDZINSKI et al., 2015).

No início da fase de fricção, o duto fica sob pressão de contato axial superficial baixo, para o contato ocorrer em pequenas áreas, desta forma se alcança um pré-aquecimento das superfícies a serem soldadas, pois é o aquecimento que causa a ligação entre os componentes a serem soldados. O calor é gerado mecanicamente e é necessário reduzir o coeficiente de fricção antes da pressão de contato ser aumentada. Com a elevação da força aplicada, há ampliação da área de contato devido à deformação plástica, ocorrendo à solda nos pontos de contato. Devido à energia cinética envolvida no processo, ocorre o aquecimento nas regiões próximas as superfícies de contato, estas se tornam plásticas e fluem. Esse fato é muito importante, pois a ligação final dá-se por caldeamento, evitando-se a formação de fases líquidas (WAINER; BRANDI; MELLO.; 1992; PANG et al., 2003).

Durante a segunda fase de fricção a extremidade do duto e o anel de soldagem deformam plasticamente e o deslocamento de material assegura que os contaminantes são removidos da interface da solda. Depois que a segunda fase de fricção termina a pressão de contato é aumentada até a pressão de forjamento. O forjamento pode acontecer quando a rotação do anel de soldagem estiver completamente parada no final da fase de fricção, ou quando o anel de soldagem estiver em movimento, dependendo dos parâmetros ajustados. Para a finalização da soldagem a força axial é aumentada até a força final de forjamento (WAINER; BRANDI; MELLO, 1992)(FAES et al., 2009a)(PANG et al., 2003).

Algumas das desvantagens da solda por atrito é que são limitadas a juntas de topo planas e angulares, desde que perpendiculares e concêntricas com o eixo de rotação, necessitam de acabamento após a soldagem (usinagem), os equipamentos para soldagem são robustos, fixos e caros, necessitando possuir uma grande rigidez estrutural. A solda por atrito é utilizada em soldagem de tubos e soldagem de peças com geometria cilíndrica, sendo que as superfícies a serem soldadas não precisam ter bom acabamento e superfícies forjadas, cortadas com tesoura, a gás ou disco abrasivo são aceitáveis (WAINER; BRANDI; MELLO, 1992), (MARQUES; MODENESI; BRACARENSE, 2009).

Para concluir, a elevada qualidade da junta soldada por fricção é alcançada devido ao fato de que o metal da junta não é aquecido ao ponto de fusão, e conseqüentemente não há segregação dos elementos de liga da zona da junta soldada, desta forma a composição do material da junta permanece constante em comparação com o metal original de componentes soldados por fusão. Esta é também a razão pela qual há bolhas de gás e inclusões de escória na junta soldada convencional, o que reduziria as propriedades de resistência da solda (BELOSHAPKIN et al., 2007).

2.2.6 Soldagem por Inércia

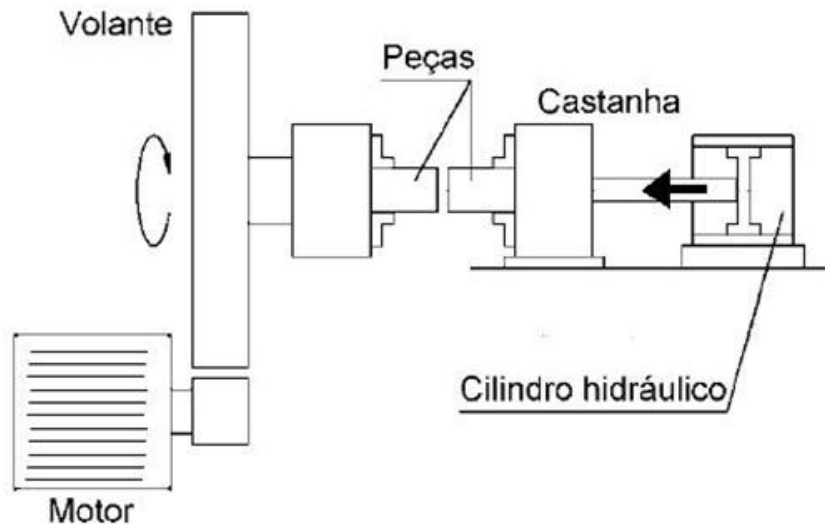
Existe uma variante do processo de soldagem por fricção denominado IFW (*inertia friction welding*), soldagem por inércia, e envolve o uso da energia armazenada em um disco volante em rotação da metade do componente a ser soldado, enquanto a segunda metade é forçada ao contato (WAINER; BRANDI; MELLO, 1992)(MOAT et al., 2009).

A solda por fricção tipo inércia é uma variação do processo de solda por fricção, no qual a energia necessária para execução da mesma é obtida pela energia cinética de rotação armazenada na máquina de soldagem (MATTEI, 2011).

No processo de solda por inércia uma das peças fica presa a um volante e a outra parte fica imóvel. Este processo pode ser observado na Figura 2-14, verificando-se o sistema de solda por inércia. Um volante é acelerado a uma velocidade de rotação pré-determinada armazenando a energia necessária para a solda. O motor de acionamento é desconectado e as partes são pressionadas uma contra a outra pela força axial na máquina de solda. O movimento faz com que as superfícies a serem soldadas atritem pela pressão. A energia cinética armazenada no

volante é dissipada na forma de calor através do processo de fricção, para as interfaces da solda à medida que a rotação diminui (MATTEI, 2011).

Figura 2-14 – Solda por inércia.



Fonte: (MATTEI, 2011).

2.2.7 Soldagem por Fricção na MASF 1500

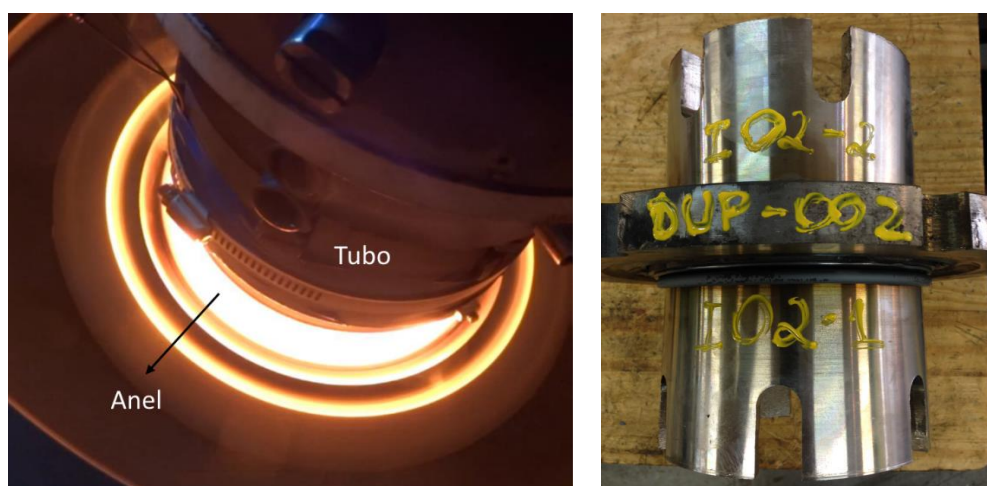
A Máquina de Processos por Fricção 1000 kN (MPF 1000) (MATTEI, 2011), foi utilizada para unir segmentos de tubos API 5L X65 em rotação aplicados sobre um anel fixo. Os resultados adquiridos: força de soldagem, rotação do anel, potência de motores e distâncias de deslocamento dos tubos permitiram obter dados para dimensionar a MASF 1500 (HAUPT, 2013) (HAUPT et al., 2012). Desta forma, com o objetivo de desenvolver a tecnologia de união de tubos por atrito no Brasil, o LAMEF (Laboratório de Metalurgia Física), com experiência na produção de equipamentos de alta capacidade e de soldagem por fricção, construiu a Máquina de Soldagem por Fricção de tubos MASF 1500. A máquina foi desenvolvida para ser utilizada na união de tubos pelo método de fricção por anel intermediário rotativo (CHLUDZINSKI et al., 2015).

Suas características permitem a aplicação na união por fricção de diversos materiais com diferentes espessuras e diâmetros. Os parâmetros de soldagem podem ser aplicados variando as forças de soldagem em até 1500 kN em ambos os tubos sobre um anel em rotação que pode girar até 500 rpm. Com um elevado índice de conteúdo local (81,2%), a MASF 1500 apresenta o Brasil como um país com grande potencial de desenvolvimento tecnológico. O projeto

resultou em dois pedidos de patente de invenção, um nacional no INPI sob o número BR 1020130132527 (Máquina de solda por fricção a topo em elementos tubulares) (MATTEI et al., 2013) e outro internacional na WIPO com o registro WO 2014/190405 (MATTEI et al., 2014).

A fabricação da MASF 1500 é o resultado da pesquisa e desenvolvimento da técnica de soldagem por fricção para a construção de tubulações. Com a utilização do atrito de um anel em rotação como fonte de calor para a realização das juntas o que possibilita unir tubos a uma linha de dutos com tempos reduzidos, inferior a 5 minutos. A qualidade operacional da MASF 1500 mostrou-se adequada ao processamento das juntas soldadas com sistema automatizado de comando e controle (CHLUDZINSKI et al., 2015). A Figura 2-15 mostra a soldagem na máquina MASF 1500 em que o calor é gerado por fricção entre o tubo e o anel rotativo que estão sob pressão axial e o tubo soldado (CHLUDZINSKI et al., 2015).

Figura 2-15 – Soldagem na MASF 1500 e o tubo soldado.



Fonte: (CHLUDZINSKI et al., 2015).

Vários autores têm estudado o processo por fricção para melhorar as propriedades mecânicas da solda por fricção, e de acordo com Emre et al., o tratamento de recozimento para alívio de tensão causa um pequeno decréscimo na tensão de escoamento e tensão máxima, sendo que a ductilidade das amostras sempre se eleva depois do tratamento de recozimento, o que é importante para o carregamento estático e dinâmico (EMRE; KAÇAR, 2015).

Já o anel de soldagem está sujeito a um elevado ciclo térmico e como consequência suas propriedades mecânicas são afetadas. Para evitar o superaquecimento da microestrutura da ZAC, o tempo de soldagem necessita ser limitado. Se a espessura do anel de soldagem é

reduzida, sua temperatura se eleva causando superaquecimento do material do anel e como consequência a transformação de fase e da microestrutura na ZAC. O material do anel de soldagem e sua forma são muito importantes para assegurar a maior qualidade da solda. Isto é devido ao fato do seu volume ser bem menor em comparação com o volume do duto e de ter menor capacidade de eliminar e acumular calor. A forma do anel de soldagem foi otimizada para limitar a condução do calor radial para o seu exterior e criar um fluxo de calor simétrico na ZAC, para isso um sulco foi usinado nas suas extremidades (FAES et al., 2009a).

2.3 Tensões Residuais

O estado de tensão que existe em uma massa de material sem a aplicação de um carregamento externo, incluindo a gravidade ou outras fontes de tensão como o gradiente térmico, é chamada de tensão interna ou TR. Todo o sistema de TR que existe em um corpo elástico é auto equilibrado e a resultante da força e do momento que ele produz deve ser zero (LU, 1996).

O estado das TR afeta as propriedades mecânicas e a estrutura de um material. A falha de uma estrutura ou um componente mecânico não é devida somente a carga externa aplicada, pois as TR são um importante parâmetro a este respeito e todo processo de manufatura introduz um novo estado de TR (LU, 1996).

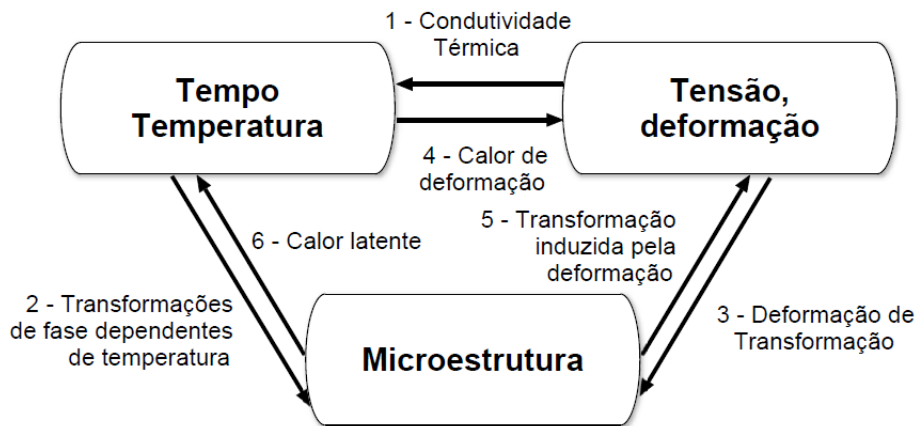
Como regra geral as TR compressivas superficiais causam efeito positivo aumentando o limite de fadiga, enquanto que as TR trativas causam efeito negativo diminuindo o limite de fadiga (LU, 1996).

2.3.1 Origem das Tensões Residuais

As TR podem se desenvolver em peças metálicas devido a processos que envolvam deformação plástica tais como usinagem, lixamento e resfriamento não uniforme de uma peça que foi processada ou fabricada a uma temperatura elevada, como na soldagem ou na fundição. No processo de soldagem ocorre transformação de fases induzida por um resfriamento onde a fase original e o produto apresentam massas específicas diferentes, onde distorções e empenamentos podem resultar se essas TR não forem removidas (KUMAR; S. MISHRA; A. BAUMANN,). Ainda, neste sentido o autor Iracheta concluiu que a TR é grandemente gerada durante o período inicial de resfriamento (IRACHETA; BENNETT; SUN, 2015).

O calor localizado e o resfriamento não uniforme durante a soldagem leva ao desenvolvimento de TR na soldagem depois do resfriamento (YU et al., 2013) e as TR são consequências das interações do material com o meio, conforme ilustrado na Figura 2-16, e os fatores que a alteram são: tempo, temperatura, tensão, deformação e microestrutura (NUNES, 2012).

Figura 2-16 – Relação entre temperatura, tensões e microestrutura.



Fonte: (NUNES, 2012).

Durante o aquecimento e o resfriamento da solda existem gradientes de temperatura entre as partes externas e internas da peça, e as magnitudes desses gradientes dependem do tamanho e da geometria da peça, e no resfriamento há a formação de TR na região da solda que enfraquecem a junção. Se a taxa de variação da temperatura for muito elevada, podem ser induzidos gradientes de temperatura e tensões internas que podem levar ao empenamento ou trincamento. Para o alívio de TR na solda pode-se utilizar o recozimento que pode ser acelerado pelo aumento da temperatura (KUMAR; S. MISHRA; A. BAUMANN, 2014).

As TR ocorrem ao redor da ZL do material em elevada temperatura devido a contração térmica durante o resfriamento do pós-soldagem por fricção, sendo que o efeito da transformação de fase associada a mudança de volume no resfriamento, nos aços de elevada resistência, na geração das TR, é de grande importância para aplicações na soldagem (BENNETT et al., 2013).

Desta forma, existem muitas causas de TR tipicamente relatadas ao processo de manufatura, a deformação plástica não homogênea durante o processo de conformação mecânica, como laminação, extrusão e polimento mecânico podem produzir TR. Devido à força

aplicada no material durante o processo de produção, formam-se as duas deformações plástica e elástica (HE, 2009).

Na solda convencional a distribuição das TR são função da espessura do tubo e para cada localização existe um campo de temperaturas com diferentes TR. O campo das TR circunferenciais produzidas pela solda por arco elétrico pelo efeito termomecânico não linear é função das dimensões do tubo e direção de soldagem. A tocha de soldagem GTAW é aplicada ao longo da circunferência usando parâmetros de soldagem pré-determinados, ocasionando variações na distribuição de deformações térmicas e mecânicas, e como consequência na distribuição das tensões residuais (VARMA PRASAD et al., 2016).

As causas dominantes da produção de TR no processo GTAW são a distorção, a expansão não uniforme, a contração do metal ao redor da região da solda e microestruturas segregadas grosseiras no próprio metal da solda, pois a soldagem por arco elétrico envolve intenso aquecimento local da região da solda e a condução deste calor no material circundante. Durante a soldagem o metal aquecido adjacente à poça de soldagem se expande, entretanto esta expansão é restringida pelo material resfriado ao redor, assim o material deforma plasticamente (OWEN et al., 2003).

2.3.2 Classificação das Tensões Residuais

Quando um engenheiro está fazendo um projeto de estruturas, a macrotensão residual é sempre levada em consideração e ela varia sobre a escala do componente. As TR são classificadas como macroscópica (tipo I), ou microscópica (tipo II ou III), dependendo do alcance em que a tensão é balanceada, e são relativos à escala do tamanho de grão (LU, 1996). A tensão existente em um componente soldado devido ao aquecimento e resfriamento não uniformes e ao elevado gradiente térmico podem ser categorizados como macrotensão (KUMAR; S. MISHRA; A. BAUMANN, 2014).

No equilíbrio, o somatório da tensão normal em uma seção transversal será zero (LU, 1996). A macrotensão é balanceada entre diferentes partes do componente, este tipo de TR pode ser medido por difração de raios-X através da mudança dos picos de Bragg (HE, 2009).

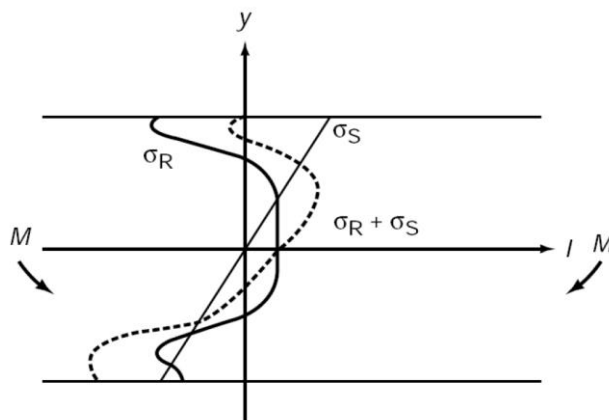
Somente os domínios periódicos do material podem ser analisados pela técnica de difração de raios-X e nêutrons. A estrutura do cristal é alterada por qualquer descontinuidade no material heterogêneo como vacância, intersticial, substitucional, discordância, contorno de

grão, contorno de fase, vazios e trinca. O pico de difração resulta de um espalhamento coerente de um feixe incidente em uma estrutura periódica de um cristal (FITZPATRICK; LODINI, 2003).

A TR não homogênea sobre muitos domínios do cristal do material é a macrotensão. A força interna desta tensão é balanceada em todos os planos e o momento relacionado a estas forças é igual à zero ao redor dos eixos (FITZPATRICK; LODINI, 2003). A completa remoção das TR não é possível, mas ela pode ser reduzida (KUMAR; S. MISHRA; A. BAUMANN, 2014), realizando tratamento térmico para alívio de tensões. As TR do tipo II variam e se auto equilibram sobre a escala de alguns grãos. O terceiro tipo é classificado como microscópico, com o alcance de 1 a 100 nm, e varia dentro de um grão. Este tipo de tensão é tipicamente causado por defeitos no cristal como discordâncias e aglomerados de átomos substitucionais e intersticiais. Esta tensão sozinha não causa mudança detectável no pico de difração, mas pode ser medida por pico e modelo do perfil do pico (KUMAR; S. MISHRA; A. BAUMANN, 2014)(HE, 2009).

As TR têm caráter elástico e estas tensões se sobrepõem à tensão de serviço. Quando um componente com tensões trativas na superfície sofre carregamento de tração, este material será sobrecarregado localmente pelas TR trativas existentes na superfície do componente, ver Figura 2-17. O inverso ocorre quando um componente com TR compressivas na superfície sofre carregamento trativo, as TR compressivas irão subtrair as tensões trativas aumentando o desempenho deste componente em serviço (NUNES, 2012).

Figura 2-17 – Superposição de TR e tensões de serviço.



Fonte: (NUNES, 2012).

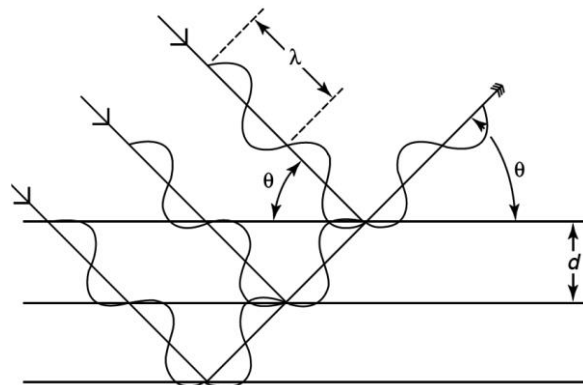
Em um componente dado, dependendo da sua história de processamento, todos os três tipos de tensões podem coexistir. As TR em soldagens são focadas somente na macrotensão (KUMAR; S. MISHRA; A. BAUMANN, 2014).

2.3.3 Princípios da Análise das Tensões Residuais por Difração de Raios-X

A análise das TR por difração de raios-X é baseada em duas teorias fundamentais, a teoria da elasticidade que define a relação entre tensão e deformação, e a teoria da difração de raios-X que dá a relação entre o arranjo atômico em um sólido e o seu padrão de difração. A lei de Bragg é à base da análise de tensão por difração de raios-X (HE, 2009).

A difração de raios-X com comprimento de onda do DRX de $k\alpha$: 2.2897\AA pode ser usada para medir com precisão os espaçamentos do retículo cristalino utilizando a lei de Bragg, (equação 3), onde n é um número inteiro λ é o comprimento de onda da radiação usada, θ é a metade do ângulo de espalhamento, e d é o espaçamento interplanar médio para uma dada reflexão de um material cristalino, conforme Figura 2-18 (NUNES, 2012).

Figura 2-18 – Espalhamento e difração de raios-X em um arranjo cristalino.



Fonte: (NUNES, 2012).

$$2 \times d \times \sin\theta = n\lambda$$

Equação 3

Materiais policristalinos em um nível macroscópico podem ser considerados isotrópicos e a medição das TR por difração de raios-X é feita pela medição do alongamento em uma orientação específica do cristal que satisfaz a condição de Bragg. A relação entre tensão e deformação no nível do cristalito é geralmente diferente do nível macroscópico. O cristalito é o elemento base usado para fazer a conexão entre a difração e a mecânica, possuindo

características mecânicas específicas como estado de tensão-deformação e constantes elásticas (FITZPATRICK; LODINI, 2003), o cristalito pode ser considerado como o grão. Além do mais, a medição das TR em um plano cristalográfico de difração pode ter diferentes valores devido a sua anisotropia elástica. Esta discrepância pode ser ignorada em muitas aplicações industriais se o mesmo plano cristalográfico e constante de elasticidade consistentes são utilizadas (HE, 2009).

2.3.4 Efeito das Tensões Residuais no Desempenho de Operação

É conhecido que as TR de compressão têm um efeito benéfico na vida em fadiga, e a propagação de trinca, corrosão sob tensão e a capacidade de desempenho um material se reduz onde existem TR trativas (LU, 1996). Além disso, é aplicável o princípio de superposição dos diferentes tipos de tensões, a externa aplicada e a TR. A TR atua como uma tensão média e pode afetar o comportamento mecânico de materiais (fratura frágil, fadiga e corrosão sob fadiga (LU, 1996).

No caso de fadiga, a TR é sobreposta como tensão média com a tensão dinâmica e isto afeta a resistência do material. Se o sinal da TR é oposto à tensão aplicada, a amplitude da tensão dinâmica admissível é aumentada. A utilização do diagrama simplificado para o cálculo de projeto da resistência do componente fica dificultada pelo problema da relaxação da tensões residuais (LU, 1996), e a TR pode ser relaxada pela aplicação deliberada de energia mecânica e térmica. A relaxação depende da interação complexa de um número de fatores como a amplitude da tensão, o número de ciclos de carregamento, da temperatura, do estado inicial da TR, da sua natureza e origem e das propriedades mecânicas do material. Quando o nível de TR compressiva aumenta por algum tratamento termomecânico, o limite de fadiga pode aumentar até 50% acima de um material não tratado (LU, 1996).

O desempenho de um material sob carregamento mecânico e térmico depende do estado da TR induzida durante o processo de manufatura (Figura 2-19). A TR compressiva necessita ser introduzida na superfície da amostra para melhorar o comportamento mecânico e melhorar a vida em fadiga. Além do mais é importante estar apto a medir a TR, pois o nível de TR é um parâmetro determinante ao lado do carregamento externo aplicado (LU, 1996).

Figura 2-19 – Resumo do comportamento das TR para vários processos de fabricação.

Compressão na superfície	Tração na superfície
Jateamento	Trefilação com penetração maior que 1%
Trefilação com baixa penetração (<1%)	Laminação com alta penetração
Laminação com baixa penetração	Forjamento com penetração profunda
Têmpera por indução	Trefilação de tubos com plug
Redução de tubos	Dobramento plástico (lado reduzido)
Cunhagem em torno de furos	Retífica: normal e condições abusivas
Dobramento (lado estirado)	Descarbonetação
Retífica (condições suaves)	Soldagem
Martelamento	Usinagem: torneamento, fresamento
Cementação	Usinagem por Eletroerosão

Fonte: (NUNES, 2012).

3.0 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

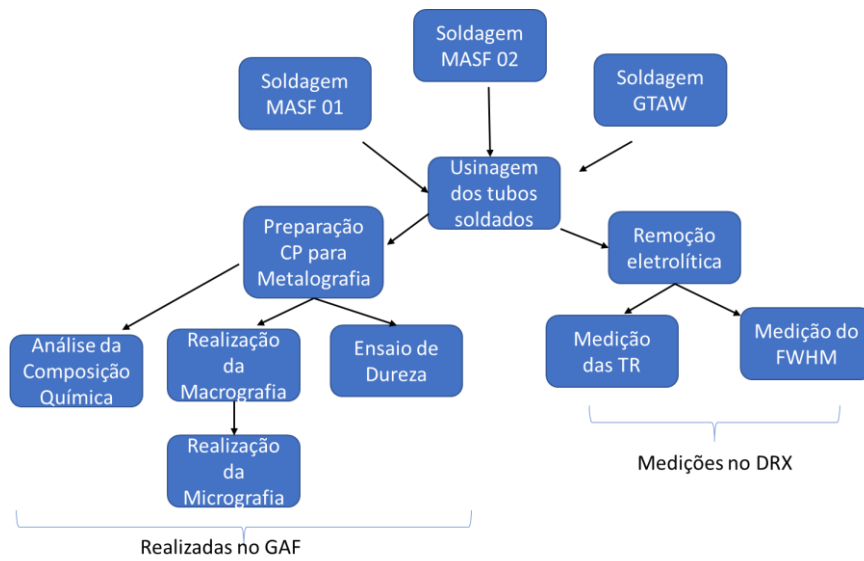
Neste capítulo são apresentados os procedimentos experimentais utilizados neste trabalho.

3.1 Máquina de Soldagem por Fricção

Nesta seção demonstra-se como as soldagens e a preparação das amostras para os ensaios foram executadas e quais foram os parâmetros de soldagem de tubo em tubo dos distintos processos. O processo por fricção da MASF 1500 foi executado no Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF) da UFRGS, que disponibilizou o equipamento e materiais necessários. Já a soldagem de tubo em tubo utilizando arco elétrico (GTAW) foi realizada na Metalúrgica Mascolo & Filhos LTDA. O corte, polimento e ataques químicos dos CP foram realizados no Grupo de Análises de Falha (GAF) da UFRGS que disponibilizou o equipamento necessário. Nesta seção são descritos os materiais e procedimentos utilizados em todas as etapas do trabalho. O material utilizado neste estudo é o tubo de aço API 5L X65, com diâmetro externo de 219 mm e espessura de 22,50 mm, da especificação API (specification for line pipe 5L/2000) que fornece o padrão ajustado para dutos para uso em transporte de gás, água e óleo em ambas as indústrias de óleo e gás natural, para tubos sem costura e dutos lineares de aço soldado (API - SPEC. 5L, 2000).

Foram extraídas amostras dos tubos soldados por fricção e fusão contendo a seção transversal da solda por corte com jato d'água, e após, as amostras passaram por fresagem com baixo avanço, sendo refrigeradas com óleo mineral para manter o estado original da distribuição das TR. Para remover material, emparelhar e homogeneizar as superfícies a amostra sofreu remoção eletrolítica, sendo que estes procedimentos foram utilizados para preparação das amostras para medição da distribuição das TR dos dois processos de soldagem. Os ensaios para caracterização das soldas estão no fluxograma da Figura 3-1.

Figura 3-1 – Resumo das caracterizações efetuadas.



Fonte: do autor.

3.2 Método de Trabalho

As soldagens foram realizadas utilizando os tubos de aço microligado API 5L X65, cujas dimensões estão na Tabela 3-1.

Tabela 3-1 – Dimensões dos anéis e tubos utilizados nas soldagens da MASF 1500.

Dimensão	Valor (mm)
Diâmetro externo do tubo	219,00
Diâmetro interno do tubo	173,08
Comprimento do anel	38,10
Comprimento do tubo	200,00
Espessura (anel/tubo)	22,50

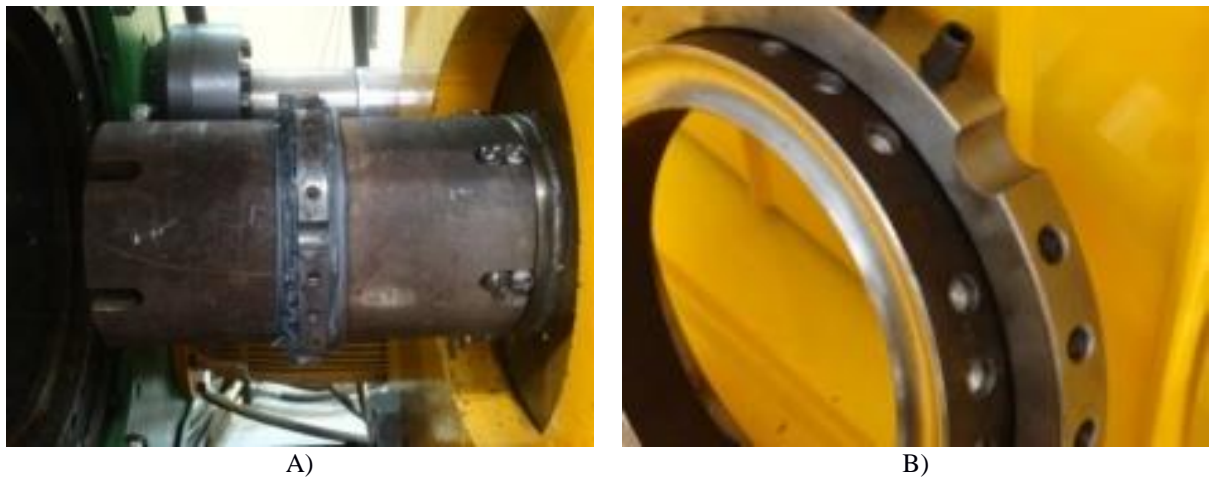
Fonte: Autor.

Nos tubos soldados na MASF em uma extremidade foram abertos seis entalhes para o tubo se acoplar nas engrenagens da MASF e na outra extremidade o tubo foi usinado de forma que o perfil ficasse circular e garantisse um melhor acoplamento com a face do anel (Figura 3-2 -A).

Os anéis constituídos do aço API 5L X65, mesmo material dos tubos, e com as extremidades a serem soldadas entalhadas com a forma circular. A ligação do anel com o sobrelanço na primeira soldagem foi realizada por aparafusamento sem a perfuração do anel, onde os parafusos foram somente comprimidos contra a sua superfície, mas como nos ensaios

de soldagem posteriores ocorreu escorregamento da composição, decidiu-se que nas demais soldagens a ligação fosse realizada por aparafusamento (parafuso allen sem cabeça). Então foram realizadas 18 perfurações de 3 mm no anel, concêntricas ao sobreanel para fixação do conjunto e não ocorrer escorregamento, devido as intensas forças aplicadas para superar a força de atrito, gerar calor e plastificar o material. A este respeito, para evitar a assimetria da ZAC e as grandes quantidade de material interno remanescentes, é realizada a usinagem de um sulco na face externa de soldagem do anel (FAES et al., 2007) (Figura 3-2-B). Por fim, as amostras da soldagem por fricção utilizaram o consumo de 0,05 mm/s até 1 mm, aumentando a taxa até o consumo final de 20 mm.

Figura 3-2 – A) Tubo soldado na MASF 1500 e B) Acoplamento do sobreanel com anel rotativo.



Fonte: do autor.

A Norma API 1104 estabelece diversas classes para tubos, de acordo com a resistência mecânica. As classes são denominadas A, B e X, sendo X usado para os aços de alta resistência mecânica, com suas nomenclaturas sendo as que seguem: API 5L + Classe + Limite de escoamento em Ksi. Para os aços API 5L existem padrões de qualidade adicionais que são PSL1 e PSL2, sendo que o primeiro é o padrão básico para dutos e o segundo possui requerimentos adicionais para composição química, resistência a fratura e propriedades mecânicas. Para aços com teores de carbono inferiores a 0,12% a Norma API 5L utiliza a equação 4, que foi utilizada para cálculo do carbono equivalente do aço em estudo (MOOJEN, 2015) (API - SPEC. 5L, 2000).

$$CE = C + \frac{Si}{30} + \frac{(Mn+Cu+Cr)}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{10} + 5B \quad \text{Equação 4}$$

A concentração dos elementos químicos da equação é o percentual em massa, já o carbono equivalente fornece indicações sobre a soldabilidade do aço. Quanto menor o valor de carbono equivalente, mais fácil será executar uma solda de boa qualidade (MOOJEN, 2015). O valor calculado para o carbono equivalente do aço deste estudo foi de 0,36, indicando que possui boa soldabilidade.

3.3 Procedimento de Execução da Solda GTAW

Foram realizados cinco passes na solda GTAW com resfriamento entre eles até a temperatura de 200°C controlado por pirômetro e sem inclusão de escória. A solda tem penetração de 2 mm e o comprimento dos tubos é de 200 mm para representar a perda de calor em um tubo extenso, sendo este comprimento um valor aceito empiricamente. Os parâmetros de soldagem estão na Tabela 3-2. A vareta da solda GTAW foi Er70s-6 3,2 mm de aço carbono.

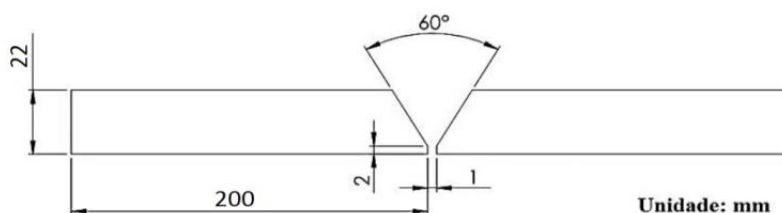
Tabela 3-2 – Parâmetros da soldagem GTAW.

Parâmetro	Valor
Distância do arco (mm)	1,7
Taxa de fluxo do gás argônio (l/min)	9,0
Corrente de soldagem (A)	40
Velocidade de soldagem cm/min	13,5
Tipo de eletrodo	WC 20
Vareta (de aço carbono)	Er70s-6 3,2 mm

Fonte: do autor.

A soldagem GTAW foi realizada no sentido circunferencial onde a seção dos tubos serrados foi usinada no formato de um chanfro de baixa deformação, Figura 3-3. Este formato diminuiu a deformação e a quantidade de metal de adição. Todos os passes foram soldados com a solda GTAW entre os tubos chanfrados desde a raiz, por apresentar melhor acabamento. A altura do nariz foi de 2 mm, 1 mm de abertura de raiz e o ângulo utilizado no chanfro foi de 60°.

Figura 3-3 – Geometria do chanfro utilizado para soldagem GTAW dos tubos.



Fonte: do autor.

3.3.1 Excentricidade dos Tubos Soldados

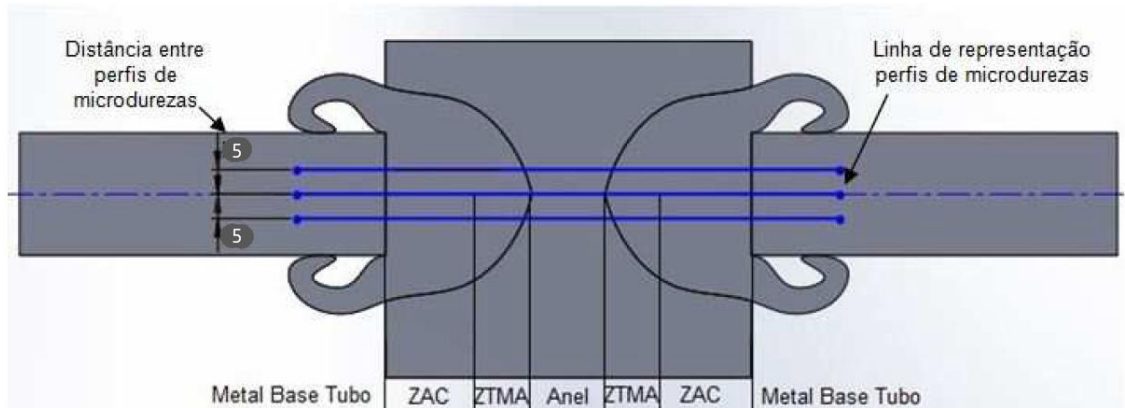
Os tubos soldados devem ter os eixos concêntricos, e como estes tubos possuem as mesmas dimensões, as superfícies interna e externa devem ser contínuas. Mas devido a alguma excentricidade gerada no processo, decidiu-se por localizar os pontos com continuidade entre as superfícies dos tubos soldados. Como a medição das TR são superficiais, da ordem de alguns angstroms, devido à baixa energia de penetração dos raios-X, para medição da distribuição das TR, as amostras devem preservar a continuidade do nível das superfícies da seção de medição dos dois tubos, unidos com concentricidade, para manter as superfícies sem ressaltos e plana.

Para determinação da excentricidade foram realizadas medições dimensionais pela máquina GageMax Gear CNC, e localizaram-se dois pontos de continuidade superficial para neles se realizar a remoção de material das amostras e a posterior medição da distribuição das TR no DRX.

3.4 Ensaio de Microdureza Vickers

O perfil de microdureza Vickers foi medido na seção transversal da solda para as três amostras analisadas, MASF 01, MASF 02 e GTAW, sendo um perfil central e dois perfis a 5 mm acima e abaixo da linha central da solda, sendo três perfis por amostra com carga de 0,5 kgf e distância entre endentações de 0,2 mm para solda por fusão e 0,3 mm para solda por atrito. Os perfis atravessaram toda região da solda começando pelo MB, ZAC, ZTMA e anel, continuando pelas zonas simétricas em relação ao centro da solda, Figura 3-4.

Figura 3-4 – As linhas representam a posição dos perfis de microdureza e as zonas das microestruturas.



Adaptado de (HAUPT, 2013).

Para medição da microdureza as juntas soldadas foram cortadas nas dimensões apropriadas para os instrumentos de medição. Foi realizado o perfil de microdureza no microdurômetro automático da marca Instron modelo Tukon 2100 B.

3.5 Ensaio Metalográfico

Na etapa de avaliação macrográfica e micrográfica procura-se relacionar as propriedades mecânicas com a estrutura metalúrgica e caracterizar possíveis defeitos nas juntas soldadas através da análise micrográfica. A preparação das amostras para análise macrográfica foi realizada através do uso de lixas a água com granulometria de 220, 400 e 600. As amostras foram lixadas em uma direção e a cada mudança de granulometria de lixa a peça foi girada 90°, de maneira a eliminar todas as marcas deixadas pela lixa anterior. A preparação para a análise micrográfica foi realizada com o uso de lixas a água com granulometria de 220, 400, 600, 1000 e 1200, executando a mudança de direção em 90° a cada mudança de lixa e para o acabamento final da peça foi utilizado polimento com pasta de diamante de 2 μm e 1 μm , adaptado de (HAUPT, 2013).

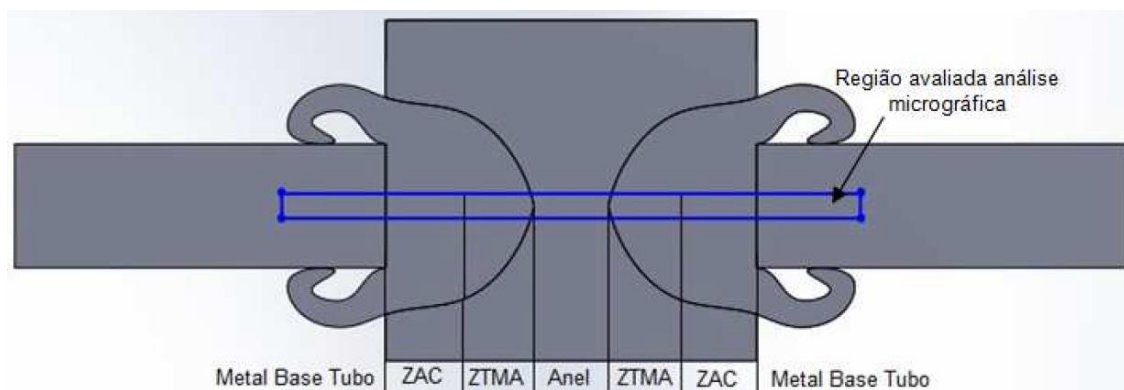
Na análise macrográfica foram avaliados os possíveis defeitos existentes nas juntas soldadas como a falta de preenchimento, falta de adesão e presença de impurezas nas regiões da interface das soldas. As características das diferentes regiões das soldas como a ZAC e o escoamento do material plastificado também foram avaliados nesta etapa.

O procedimento de ataque químico foi realizado nestas amostras com o uso de uma solução Nital 2% durante 5 segundos e após o ataque químico as amostras foram limpas com

álcool etílico e secas com o auxílio de um soprador térmico. Após o final da preparação das amostras, foram obtidas imagens da superfície através de escaneamento, adaptado de (HAUPT, 2013).

A análise micrográfica foi realizada por microscopia óptica para avaliação microestrutural das diferentes regiões da junta soldada. Foi realizado um mapeamento partindo do material de base do tubo, passando pela ZAC, ZTMA, interface de soldagem tubo/anel e anel intermediário. Foram obtidos assim o mapeamento de todas as regiões da junta soldada através de microscopia óptica. A Figura 3-5 ilustra as regiões onde foram obtidas as imagens da microestrutura das juntas soldadas. Para análise microestrutural através da microscopia óptica o ataque químico foi realizado com a imersão das amostras durante 5 a 10 segundos em uma solução de Nital 2%, adaptado de (HAUPT, 2013).

Figura 3-5 – Regiões do mapeamento microestrutural,



Fonte: Adaptado de (HAUPT, 2013).

3.6 Difração de Raios-X para Análise das Tensões Residuais

A caracterização das TR nas superfícies dos tubos soldados por fricção e fusão foi realizada utilizando-se o difratômetro de raios-X modelo GE-Seifert-Charon-M research edition (Figura 3-6) com geometria Bragg-Brentano equipado com um tubo de raios-X de radiação Cr-K α , com os parâmetros do DRX para medição da distribuição das tensões residuais informados na Tabela 3-3.

Após as medições serem concluídas no DRX por períodos aproximados de 8 horas, dependendo do número de pontos medidos, foi realizado o processamento dos dados de todos os pontos de medição adquiridos referentes aos picos de difração, para transformação destes

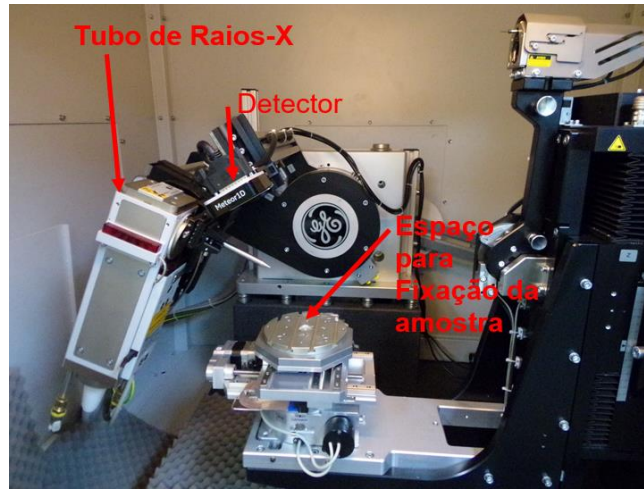
em valores de TR e FWHM com a utilização do programa Analyze versão 2.26. A este respeito, de acordo com Moat et. al., devido ao pequeno comprimento de onda dos raios-X, a profundidade de penetração do feixe incidente no material é baixa, desta forma somente medições superficiais podem ser realizadas (MOAT et al., 2009).

Tabela 3-3 – Parâmetros do DRX para medição das TR.

Parâmetro	Valor
Elemento do tubo de raios-X	Cr
Comprimento de onda $k\text{-}\alpha$	2.2897Å
Tensão do tubo	30 kV
Corrente	50 mA
Detector usado	Meteor 1D
Ângulos utilizados no sentido tangencial	[-45° até +45°], Chi (Ψ) = 13
Ângulos utilizados no sentido longitudinal	[-45° até +45°], Chi (Ψ) = 13
Tempo de escaneamento tangencial	10s
Tempo de escaneamento longitudinal	10s
Passo	0,1°
Tempo de ensaio	Uma medição em uma direção (Longitudinal) ~ 10 minutos
Pico de difração utilizado	{2 1 1} {h k l} 2-Ângulo teta [156,08°].
Variação do ângulo de difração	[147°-166°]
Colimador	2 mm
Constantes elásticas	
1/2S2	5,810*10-6 MPa ⁻¹
-S1	1,270*10-6 MPa ⁻¹
Módulo de Young	220.264*10 ³ MPa
Coefficiente de Poison	0,280

Fonte: do autor.

Figura 3-6 – Modelo de DRX GE-Seifert-Charon-M equipado com tubo de raios-X de radiação Cr-K α e detector rápido linear Meteor 1D



Fonte: (LAMEF, 2014).

Após a soldagem o tubo foi para medição da excentricidade, seguindo para usinagem em torno onde se removeu as rebarbas internas e externas, deixando um sobressalto circunferencial de solda de 3,0 mm para não atingir a região do metal base do tubo (Figura 3-7-A e B). A remoção das rebarbas é necessária para facilitar as etapas posteriores de usinagem dos tubos soldados.

A peça soldada é então cortada no jato d'água na massa e dimensões adequadas para a câmara do DRX, sendo que a linha vermelha indica a localização da posição da medição, com a maior dimensão perpendicular a ZAC (Figura 3-7-C), sofrendo então remoção de material por fresagem com baixo avanço, refrigerada com óleo mineral na direção perpendicular a ZAC, para manter o estado original da distribuição superficial das TR, onde os 3,0 mm restantes foram removidos. Após o lado interior do tubo foi aplainado para assentar no DRX.

Figura 3-7 – Usinagem da junta soldada.

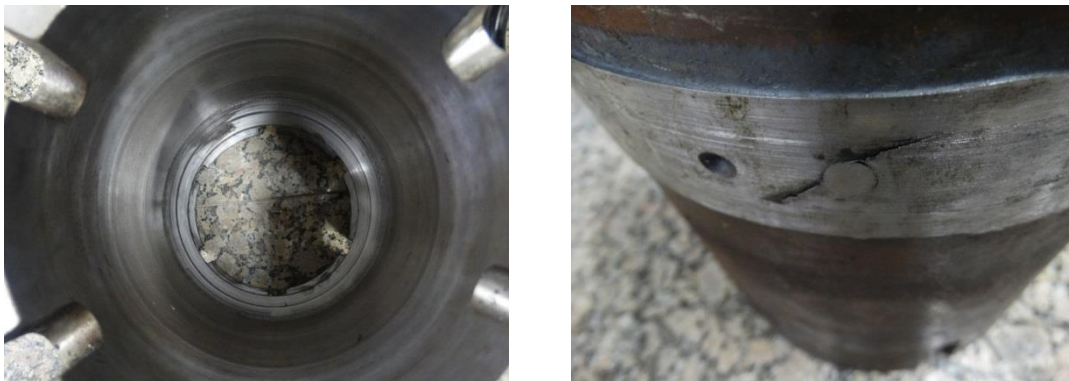
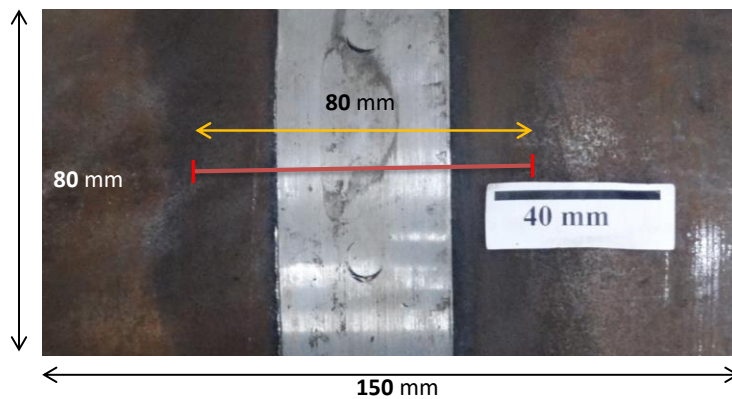


Figura A - Parede onde foi removida a rebarba interna e B) Ressalto de 3 mm para posterior remoção por eletroerosão.



C) A linha vermelha indica o sentido de medição das TR e as dimensões do CP.

Fonte: do autor.

Após a fresagem e obtenção das dimensões desejadas à peça é recoberta com resina epóxi (Araldite/aralsul XAW1395 com endurecedor HY950) com tempo de cura de 10 horas em temperatura ambiente, excluindo-se a área que será submetida à remoção eletrolítica de material por ataque de solução ácida, conforme a Tabela 3-4. Posteriormente ao ataque ácido, foi realizada a medição da profundidade de remoção da região da solda que será a medida de referência para as remoções ácidas de material seguintes.

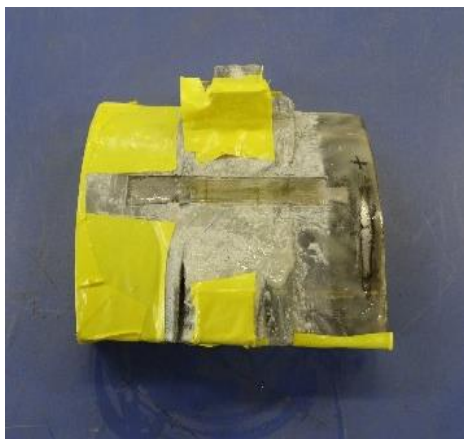
Tabela 3-4 – Composição química do eletrólito. Solução ácida utilizada para remoção eletrolítica e decapagem ácida.

Volume (ml)	Reagente	Fórmula química
300	Água destilada	H ₂ O
520	Ácido Fosfórico	H ₃ PO ₄
420	Ácido Sulfúrico	H ₂ SO ₄

Fonte: do autor.

Para o ataque ácido a peça é conectada ao pólo positivo e o eletrodo de chumbo conectado ao polo negativo da fonte, com corrente de 2,5A. A área das amostras em que as TR serão medidas deve ser exposta ao ataque ácido para remoção de material, desta forma foi utilizado fita adesiva para otimizar o recobrimento da peça, para garantir que só haja remoção na área de medição das tensões residuais, desta forma, se preserva o eletrólito economizando material e diminuindo os rejeitos. Deve-se cuidar para não afetar a área de medição por impacto, fricção e produtos abrasivos, pois a medição é feita em nível atômico (para não alterar a distribuição das tensões residuais superficiais originais). Na Figura 3-8 observa-se amostra com remoção eletrolítica.

Figura 3-8 – Amostra após sofrer remoção eletrolítica.



Fonte: do autor.

O eletrodo de chumbo utilizado no ataque ácido foi forjado de uma única peça, e as conexões elétricas foram unidas com solda ponto, com fio de cobre estanhado. Posteriormente, a solda foi recoberta com resina (araldite) para aumentar sua rigidez mecânica. O eletrodo possui dimensões de 20 por 100 mm, não possuindo descontinuidades para proporcionar uma remoção homogênea de toda a superfície de medição da distribuição das TR.

Para realizar as medições da distribuição das TR no difratômetro de raios-X das juntas soldadas após a usinagem, primeiro foi realizado o ataque químico para remoção eletrolítica, para se obter o perfil em profundidade, sendo que após o banho ácido as amostras devem ser lavadas com água abundante e acetona, para ter a solução química completamente removida da peça e então secar com o secador térmico, desta forma se evita danos ao equipamento DRX de medição. Para medição da distribuição das TR no DRX das amostras dos dois processos, o procedimento de preparação dos CP para remoção eletrolítica é o mesmo.

Foram realizadas as medições das distribuições das TR nos distintos processos de soldagem. Os perfis das TR e FWHM dos gráficos foram medidos pela técnica de difração de raios-X com remoção de camadas, sendo que esta é uma técnica de medição da distribuições das TR superficiais, devido à baixa penetração dos raios-X, onde se pode medir em uma única direção sem necessidade do valor do d_0 . A técnica de difração de raios-X com remoção de camadas é realizada com a extração de material eletroquimicamente, e as amostras para análise no equipamento de medição DRX foram removidas das juntas soldadas dos tubos.

Devido a limitações do equipamento quanto ao tamanho e massa das amostras, os tubos foram usinados na máquina de corte de jato de água, nas dimensões de 200 mm (perpendicular a ZAC) por 110 mm, na amostra MASF 01, ficando com massa de 5,0 Kg, limite de massa para

medição de TR no DRX. Decidiu-se então por reduzir as dimensões para 150 mm (perpendicular a ZAC) por 80 mm da amostra MASF 02 e GTAW, para diminuir a massa das amostras, pois verificou-se que nestas dimensões não ocorre relaxamento apreciável de tensões residuais, conforme verificado na Tabela 3-5.

Tabela 3-5 – Geometria e massa dos CP.

Amostra	Tentativa de soldagem	Massa - Kg	Área - mm ²
MASF 01	1°	5,0	110x200
MASF 02	2°	2,1	80x150
GTAW	1°	2,1	80x150

Fonte: do autor.

Foram realizadas as medições das distribuições das tensões residuais utilizando-se o método ômega devido ao peso da amostra com cálculo a partir do método de inclinação lateral $\text{sen}^2\psi$. Foram realizadas as medições das TR no centro da amostra da solda MASF 01 com espaçamento de 2,0 mm entre os pontos de medição, totalizando 40 pontos circunferenciais e 40 pontos transversais em quatro perfis de profundidade, sendo quatro centímetros para cada lado do ponto central das juntas soldadas, resultando em um comprimento de oito centímetros de medição.

Como foi observado nas curvas resultantes da medição das distribuições das TR, existe pouca variação na magnitude dos valores nos perfis em profundidade da amostra MASF 01 e os perfis apresentam forma semelhante. Desta forma para economizar tempo de utilização do DRX, optou-se pela continuidade da medição do número de pontos superficiais, realizando uma medição da TR superficial com 40 pontos circunferenciais e 40 pontos transversais, e para segunda remoção, somente um perfil em profundidade, com a redução do número de pontos medidos para 20 pontos circunferenciais e 20 pontos transversais.

Desta forma, na solda for fusão foi realizada uma medição superficial e uma medição em profundidade por remoção de camadas. Sendo que as medições das distribuições das TR na região da solda tiveram espaçamento de 2,0 mm entre os pontos de medição na direção longitudinal e transversal na superfície da solda, totalizando 40 pontos circunferenciais e 40 pontos transversais, e uma remoção em profundidade, na região da solda com espaçamento de 4,0 mm entre os pontos de medição nas direções longitudinal e transversal, totalizando 20 pontos circunferenciais e 20 pontos transversais, estando à origem na região central da solda.

4.0 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Nesta seção são apresentados os resultados obtidos em todas as etapas do presente trabalho, e a discussão sobre eles. Os dois processos de soldagem são analisados, o processo por fricção da MASF 1500 e por arco elétrico GTAW. Da região das juntas soldadas retiraram-se amostras dos CP, e por meio da análise metalográfica, microdureza e TR dos dois processos se obtiveram os resultados cuja análise caracterizou as soldas obtidas, realizando-se a comparação entre elas.

4.1 Composição Química

Na realização deste trabalho todos os procedimentos de soldagem foram executados em tubos de aço microligado API 5L X65, com 22,50 mm de espessura. A caracterização do material foi feita através da análise química por espectrometria de emissão óptica no GAF/LAMEF/UFRGS, em temperatura ambiente. A composição química do material do tubo de aço API 5L X65 está indicada na Tabela 4-1.

Tabela 4-1 – Composição química dos tubos (percentual em massa).

Elemento	C	Si	Mn	Cr	Mo	Al	Nb	V	Fe
Tubo	0,09	0,29	1,37	0,07	0,05	0,02	0,03	0,03	98,00

Fonte: do autor.

4.2 Soldagens

A MASF 1500 permite diferentes parâmetros no processo de soldagem, e os que foram utilizados neste trabalho estão descritos na Tabela 4-2.

Tabela 4-2 – Parâmetros de soldagem do processo por fricção.

Parâmetro	Valor
Rotação anel (rpm)	500
Consumo total (mm)	20
Consumo inicial (mm)	2
Taxa de deslocamento (mm/s)	0,05
Taxa de Carregamento (kN/s)	7,5

Força soldagem (kN)	420
Força recalque (kN)	420
Tempo Recalque (s)	120
Consumo efetivo (mm)	21,83
Tempo Solda (s)	280

Fonte: do autor.

A força axial de forjamento (recalque) é bilateral com valor de força de soldagem de 420 kN, com tempo de recalque de 120 s conforme o gráfico gerado durante o ensaio de soldagem da MASF 1500 (Figura 4-2) e também mostrado na Tabela 4-2, em que a força total 1 e força total 2 correspondem a força axial de forjamento. Foram preparados 4 tubos e 2 anéis para a realização das soldagens das amostras da MASF 1500 utilizadas neste trabalho. A Figura 4-1 mostra o tubo soldado.

Figura 4-1 – Tubo soldado na MASF 1500.

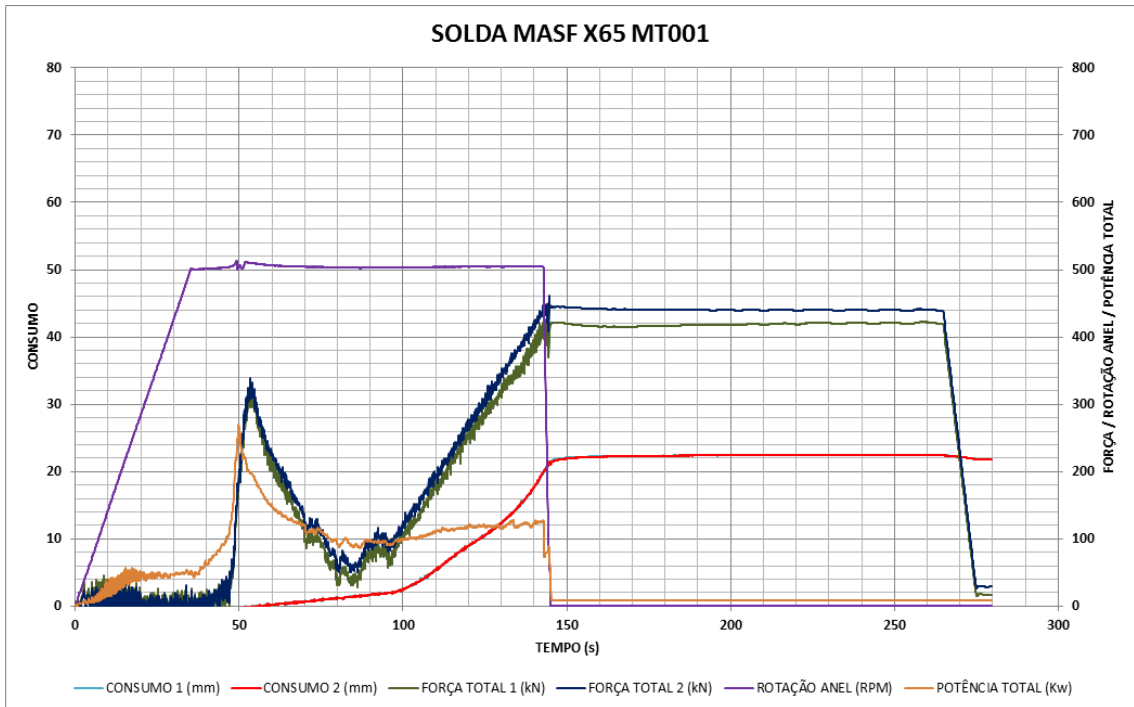


Fonte: do autor.

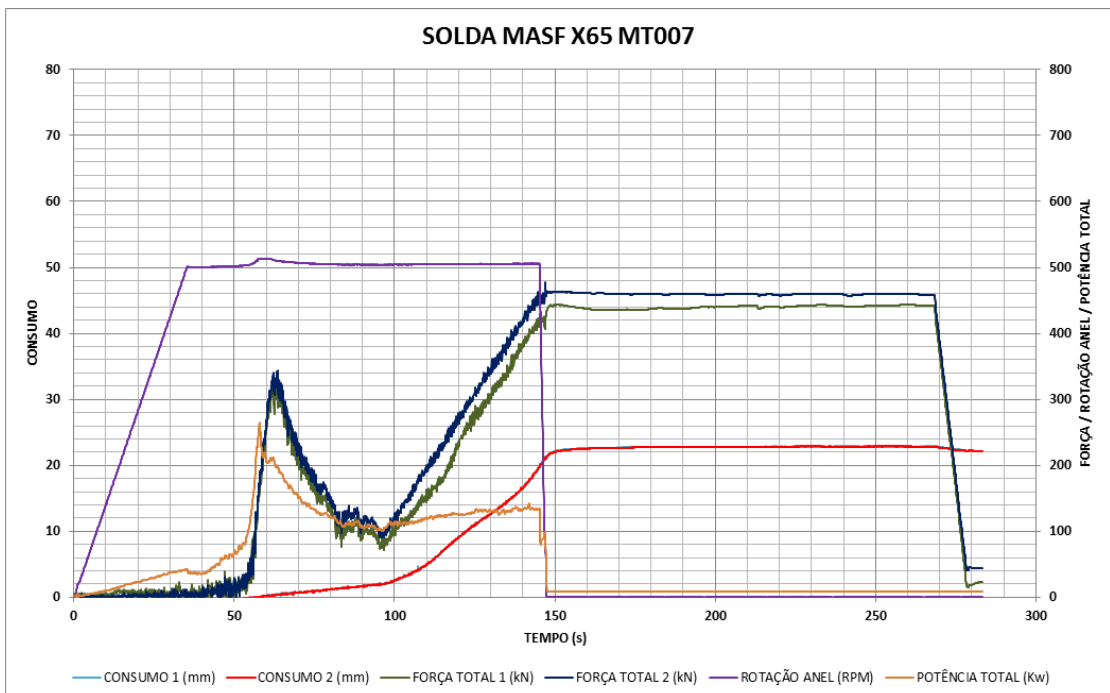
Os dados de saída foram adquiridos durante a execução da soldagem na MASF 1500 mostrando em tempo real a execução dos parâmetros pré-estabelecidos para a soldagem. A este respeito foi observado que a duração da fase de fricção aumenta com elevadas velocidades de rotação, resultando em um maior aporte térmico, microestruturas superaquecidas na ZAC do tubo e no anel de soldagem, com maior deformação plástica deste último (FAES et al., 2009a).

A Figura 4-2 apresenta os gráficos de saída dos parâmetros de controle das duas soldagens. Pelos gráficos pode-se observar a repetibilidade do processo de soldagem da amostra MASF 01 e MASF 02, com os parâmetros estabelecidos.

Figura 4-2 – Gráficos da soldagem da MASF 1500.



A) Solda MASF 01.



B) Solda MASF 02.

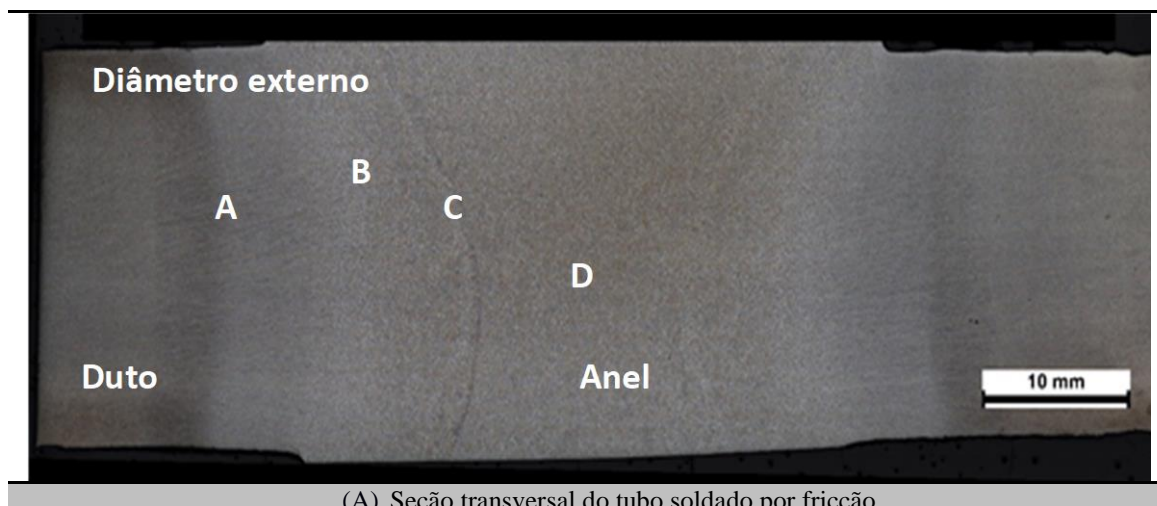
Fonte: do autor.

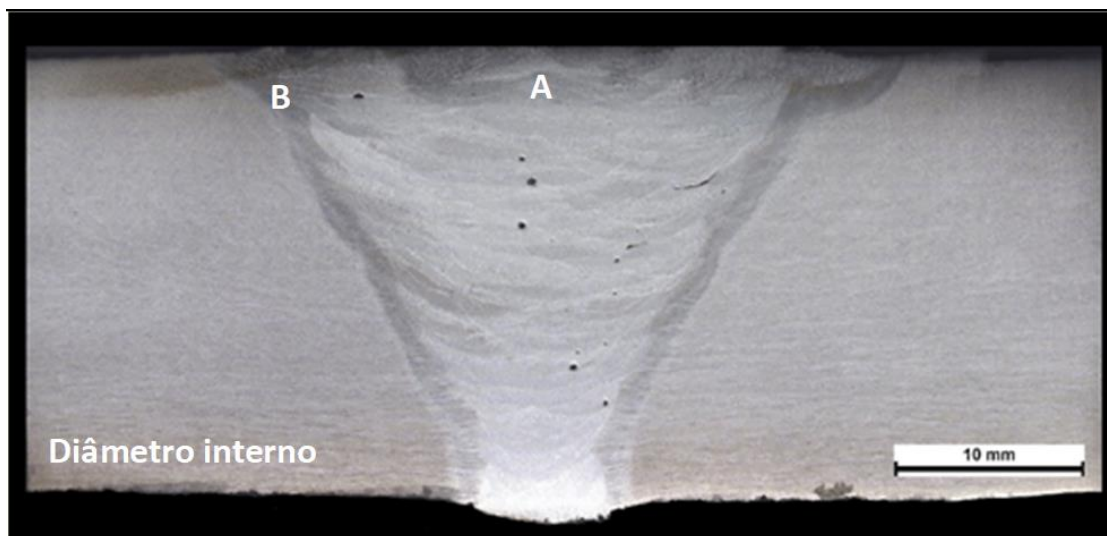
4.3 Caracterização Macrográfica

A macrografia da Figura 4-3 (A) representa a seção transversal do tubo soldado por fricção na MASF 1500, sendo que a microestrutura do MB foi transformada em outras de acordo com a região, sendo indicadas na figura. No processo de fricção as regiões podem ser divididas como sendo as zonas principais das microestruturas em: região A - do MB, apresentada na macrografia, onde o MB caracteriza o material da tubulação que não foi exposto ao processo de soldagem, a região B - da ZAC, região C - a ZL, que representa a interface do tubo e anel e apresenta contornos definidos, e região D - a zona do anel, podendo ser ambos caracterizados como ZTMA. Essas microestruturas resultantes estão relacionadas ao fluxo de material, à deformação plástica severa e ao ciclo térmico imposto ao aço API 5L X65.

A macrografia da Figura 4-3 (B) representa a seção transversal da junta soldada por fusão do processo GTAW, sendo que as regiões podem ser divididas como sendo as zonas principais das microestruturas em: região A - ZF e região B - a interface da solda com MB, indicadas na figura. Também mostra as camadas de deposição da solda GTAW, onde a microestrutura de solidificação da soldagem multipasse com depósito de metal de adição é aparente, desta forma a microestrutura das regiões A e B foram analisadas. Observando-se a macrografia, a superfície da amostra se revela adequada, ainda que com porosidades dispersas. Estas porosidades podem afetar a vida em fadiga por atuarem como concentradores de tensão.

Figura 4-3 – Macrografias. Ataque químico: Nital a 2%.





(B) Seção transversal do tubo soldado por fusão.

Fonte: do autor.

4.4 Caracterização Microestrutural das Juntas Soldadas

A avaliação da microestrutura da solda por fricção considerou as regiões previamente selecionadas na macroestrutura da solda e foi realizada a 0,5 mm da superfície superior em ambas as soldas, de acordo com a diretriz proposta por IIW (IIW, 1988).

Como os processos distintos de soldagem têm características diferentes, principalmente porque o processo convencional GTAW envolve altas temperaturas que atingem o ponto de fusão dos materiais, as microestruturas também são apresentadas de maneira diferenciada, de acordo com o ciclo térmico correspondente ao método de união adotado.

Estes distintos processos apresentam características próprias, onde a soldagem por fusão com múltiplas camadas apresenta uma estrutura solidificada. Por outro lado, a soldagem por fricção é um processo de junção relativamente rápido que ocorre no estado sólido e é frequentemente usada devido à possibilidade de alcançar menor distorção e distribuição das TR, com propriedades mecânicas e de corrosão melhoradas.

Na solda por fricção o material original do tubo sofreu um resfriamento mais agressivo e recristalização dinâmica parcial. As duas regiões das interfaces da solda com o tubo resfriaram mais brandamente com recristalização dinâmica e crescimento de grão. Isto deve ser devido às interfaces (ZL) estarem engastadas entre regiões aquecidas, permanecendo mais tempo em temperaturas elevadas. Na região da ZL devido ao elevado aporte térmico e do tempo de permanência em elevada temperatura, houve segregação dos elementos microligantes que

impediam o crescimento de grão, ocorrendo então o crescimento de grão na interface da solda e adjacências. Nas vizinhanças da ZL (ZAC e ZTMA) toda a região foi austenitizada ocorrendo crescimento de grãos e formando os grãos grosseiros.

Na solda MASF (Figura 4-4-A) o material original do tubo, correspondente à região A, é composto por múltiplos constituintes microestruturais finos, como ferrita irregular e poligonal, agregado de carboneto-ferrita (FC), ferrita com segunda fase alinhada (FS (A)) e ferrita com segunda fase não alinhada (FS (NA)), a presença de constituintes M-A finos dispersos (martensita+retenção de austenita) também foi observada de acordo com o esquema de classificação IIW classification (IIW, 1988).

Na região da ZAC (Figura 4-4-B) foi observada a microestrutura ferrita primária e ferrita-carboneto disperso, e neste sentido, ao usar um tempo reduzido de fricção, a microestrutura da ZAC do anel de soldagem é refinada (FAES et al., 2009b).

Em Figura 4-4-C exibe a interface do tubo e do material do anel (região C) denominada zona de ligação (ZL) em que a microestrutura observada consiste de matriz ferrítica com microestruturas mais grossas e maior quantidade de FS(NA), ferrita no contorno de grão (PF (G)), ferrita poligonal intergranular (PF (I)), acicular ferrita (AF) e FC. Durante o estágio de forja em que o consumo sofre um acréscimo, o material aquecido plastificado é expelido da ZL removendo óxidos e contaminações, sendo que a taxa de geração de calor na soldagem por fricção não é uniforme sobre a interface (MAALEKIAN, 2007), formando as rebarbas e promovendo transformação microestrutural. Ainda, a formação da região dinamicamente recristalizada na interface da junta soldada é devida a alta taxa de deformação envolvida nesta região, na solda por fricção (VINOTH KUMAR; BALASUBRAMANIAN, 2014).

O material do anel durante o processo de soldagem foi rotacionado e submetido a esforços de compressão pelos tubos e exposto a elevados efeitos térmicos e mecânicos. A microestrutura da região central do anel, região D, mostrou predominância de PF, AF, FS (Figura 4-4-D). A este respeito a pressão de forjamento promove o refinamento de grão pelo trabalho a quente do metal soldado, assim existe uma menor tendência a formar grãos grosseiros na microestrutura depois do resfriamento. Uma maior pressão de forjamento tem efeito dominante nas propriedades mecânicas da solda pela influência na microestrutura, pois ejeta mais grãos superaquecidos da zona de solda e promove um elevado nível de refinamento de grão, exercendo uma influência benéfica nas propriedades mecânicas (FAES et al., 2008).

Com base na metalografia acima mencionada verificou-se que o processo de soldagem por fricção promoveu uma modificação significativa nas microestruturas do material base

original, que se tornou mais grosseiro. Ao se aproximar da região de maior calor e deformação, que corresponde ao material do anel, podemos ver a predominância de PF e FC. A região correspondente a zona do anel exibiu microestruturas mais grosseiras com preponderância de PF. A este propósito, Sahin afirma que as partes soldadas ficam mais frágeis na solda por fricção (SAHIN, 2005).

Figura 4-4 - Microestruturas da solda MASF 1500. Ataque químico: Nital a 2%.

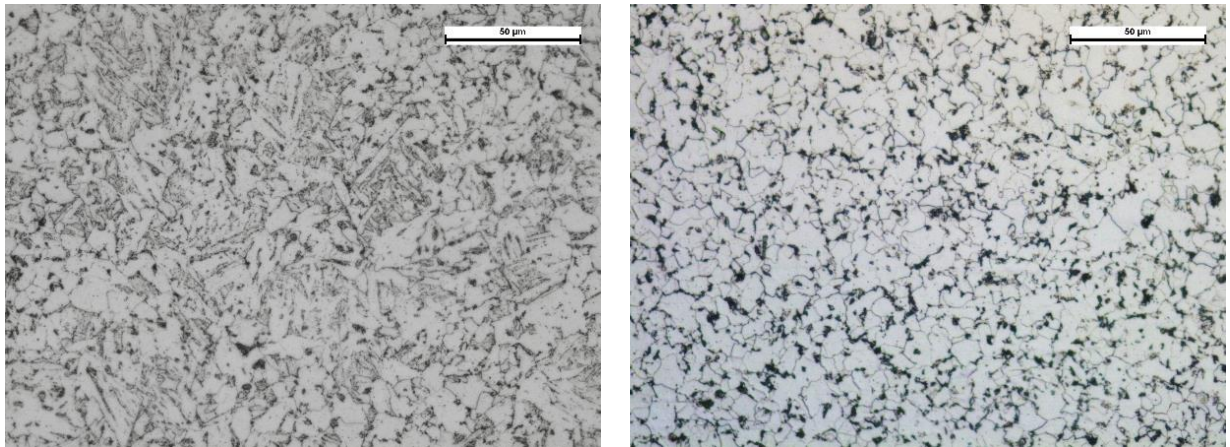


Fig. (A) MB com ferrita irregular e poligonal com FC, FS(NA) e FS(A) e em (B) ZAC com PF e FC.

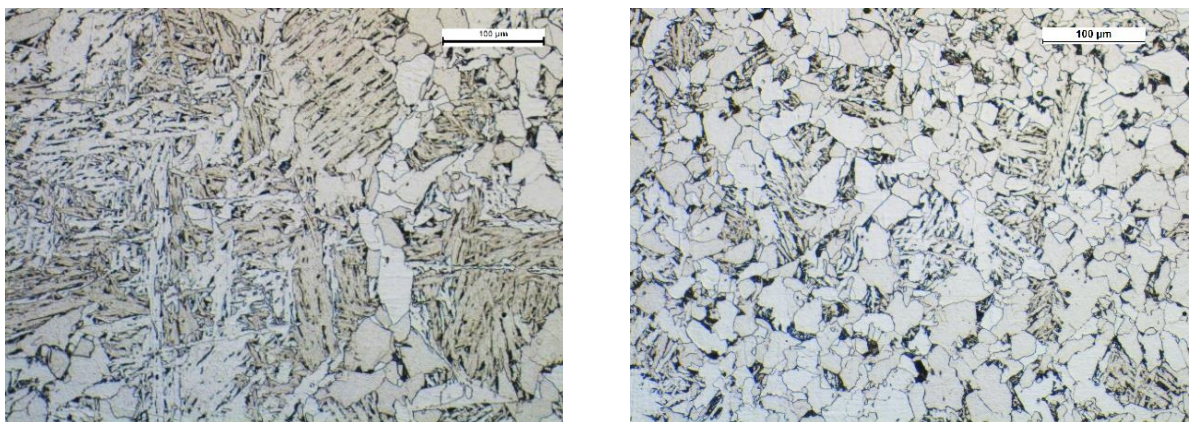


Fig. (C) - ZL com FS(NA), PF(G), PF(I), AF e em (D) - Centro do anel com PF, FS(NA) e AF.

Fonte: do autor.

O processo GTAW promoveu microestruturas diferentes do processo de fricção, sendo que no centro da ZF, a região A da macrografia (Figura 4-3-B), apresentou grãos colunares grosseiros apresentados na microestrutura da Figura 4-5-A. Isto é característico do metal de solda depositado por um processo de arco. As microestruturas observadas foram uma rede de AF com FS (A), algum PF (I) e ferrita em contorno de grão PF (G), ver Figura 4-5-B.

Devido ao ciclo térmico alcançado, a região da ZAC apresentou grãos poligonais de ferrita com FC, bem como constituintes M-A, Figura 4-5-C.

Em um processo de múltiplas camadas, cada passe de solda pode afetar o anterior e alterar sua microestrutura. Isto promove o refinamento de grãos grosseiros da ZF e é reconhecido por melhorar a tenacidade (LEMOS et al., 2018).

As porosidades identificadas na macrografia foram observadas dispersas no meio da ZF e a Figura 4-5-D mostra uma porosidade como uma fenda, e dependendo da sollicitação externa aplicada a este tubo, os poros podem atuar como concentradores de tensão e causar trincas que podem facilitar a fratura catastrófica.

Figura 4-5 – Microestruturas da junta GTAW. Ataque químico: Nital a 2%.

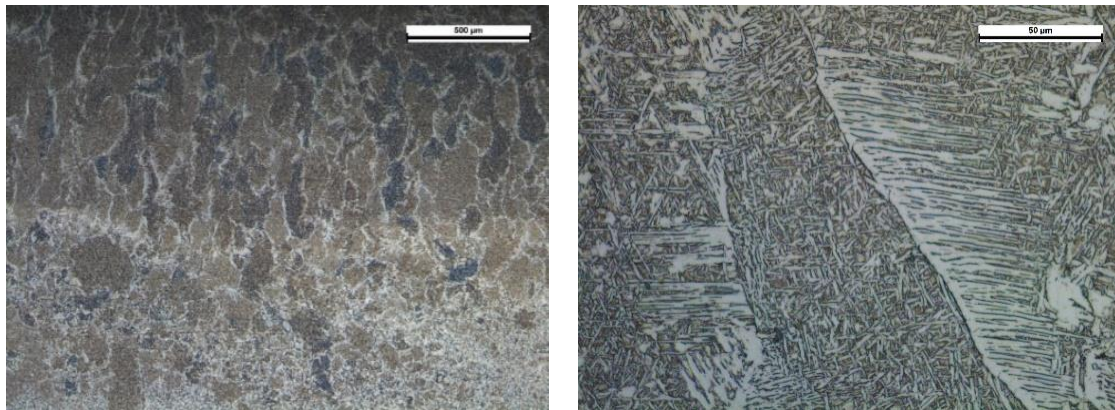


Fig.(A) - Zona de fusão com grãos colunares e fig. (B) - Microestruturas em rede AF e FS (A).

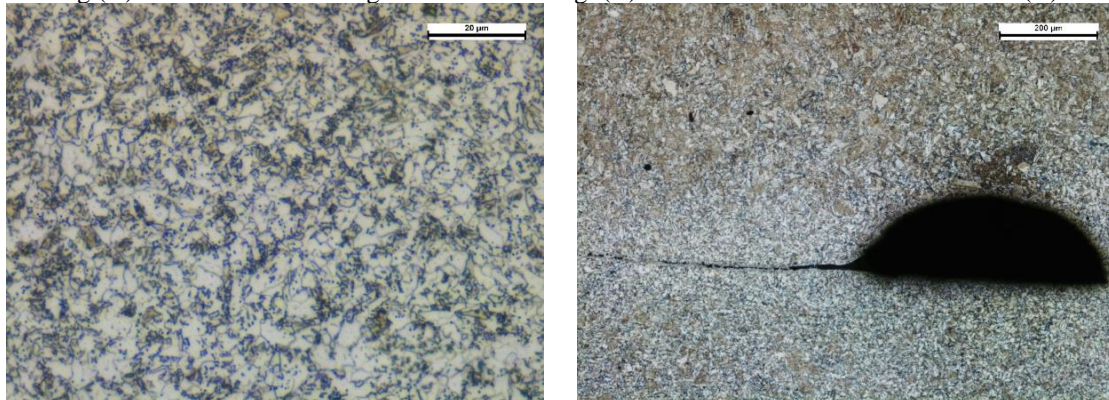


Fig. (C) - ZAC com PF fina, FC e constituinte M-A e fig. (D) - Porosidade no meio da ZF.

Fonte: do autor.

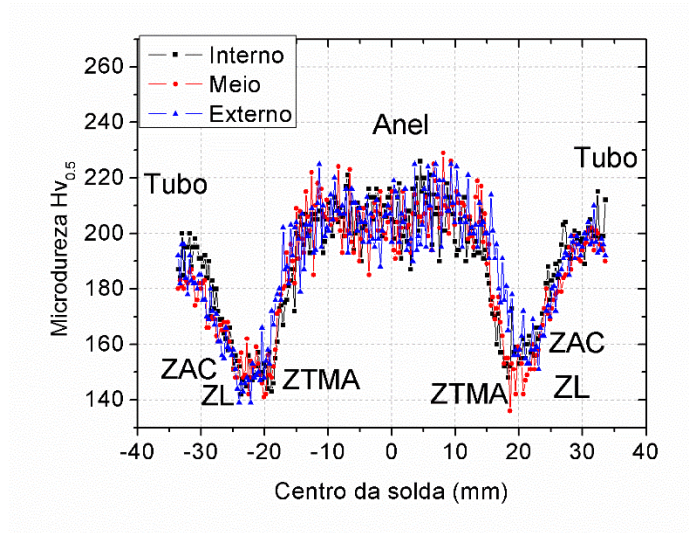
Vale destacar, observando as metalografias expostas que a solda GTAW apresenta os defeitos inerentes associados com a fusão e com a solidificação, com variação volumétrica do material que causa degradação das suas propriedades mecânicas originais como porosidade e inclusões de escória (MAALEKIAN, 2007). Neste contexto, comparando-se os dois processos

de soldagem, verifica-se que os defeitos associados com a fusão e solidificação não afetam a solda por atrito no estado sólido da MASF 1500.

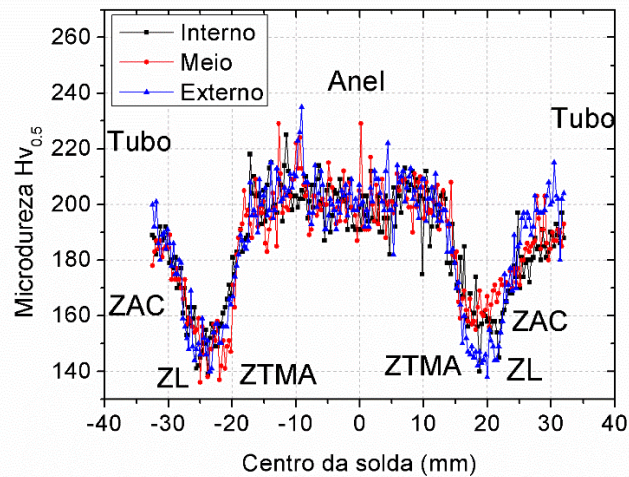
4.5 Ensaio de Microdureza Vickers (Hv₀₅)

A Figura 4-6 apresenta o perfil de microdureza Vickers para soldagem por fricção e fusão, medidos na seção transversal da solda para as amostras analisadas MASF 01, MASF 02 e GTAW, sendo um perfil central e dois perfis a 5 mm acima e abaixo da linha central, resultando em três perfis por amostra com carga de 0,5 kgf e distância entre endentações de 0,3 mm para as amostras da solda por fricção e 0,2 mm para a solda por arco elétrico. A indicação “interno” representa a direção do diâmetro interno do tubo, a seguir vem o “meio” que representa o diâmetro no meio da seção transversal da junta soldada e “externo” que representa a direção do diâmetro externo do tubo.

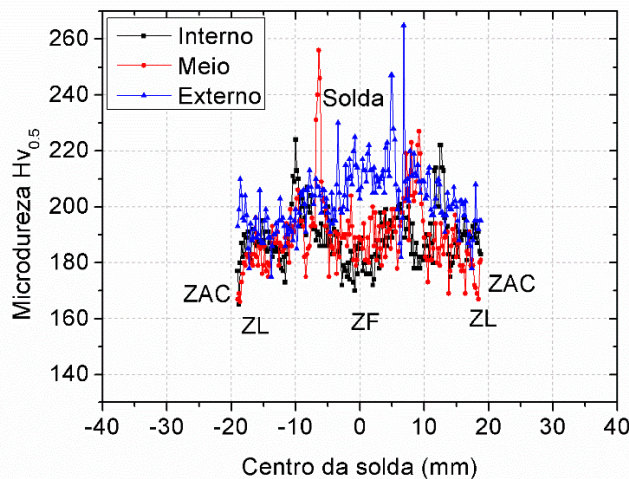
Figura 4-6 - Perfil de microdureza (Hv₀₅) das juntas soldadas.



(A) MASF 01.



(B) MASF 02.



(C) GTAW.

Fonte: do autor.

Para amostra MASF 01 Figura 4-6-A, observa-se que as microdurezas apresentam uma variação de 185 $Hv_{0.5}$ (meio) a 220 $Hv_{0.5}$ (externo) no centro da solda e se mantém com variação de 180 e 220 $Hv_{0.5}$ na posição ± 10 mm do centro da solda. Nas distâncias entre ± 10 e ± 20 mm do centro da solda a microdureza apresenta uma queda até o valor de 135 $Hv_{0.5}$ na posição ± 20 mm em relação ao centro da solda. A este propósito, Souza afirma que aquecendo-se o metal acima da temperatura de recristalização, os grãos deformados pelo trabalho a frio dão lugar a novos grãos, livres de deformação, e sem a estrutura complexa de discordâncias, desta forma o encruamento desaparece (SOUZA, 1982). Ainda, em distâncias entre ± 20 e ± 30 mm do centro da solda a microdureza muda novamente o comportamento e tende ao crescimento dos valores.

Para a amostra MASF 02 descrita na Figura 4-6- B, como se esperava, observa-se que o formato da curva de microdureza se apresenta muito semelhante ao da amostra MASF 01, inclusive em relação as magnitudes alcançadas. Isto provavelmente reforça a excelente repetibilidade na execução dos parâmetros estabelecidos para as soldas executadas na MASF 1500 no presente trabalho.

Ainda, se visualiza nas curvas de microdureza da amostra MASF 02, uma variação de 190 Hv₀₅ (meio) a 210 Hv₀₅ (meio) no centro da solda e se mantém neste patamar até a posição aproximada de ± 15 mm do centro da solda. Nas distâncias entre ± 15 e ± 20 mm do centro da solda a microdureza apresenta uma queda até o valor de 140 Hv₀₅ na posição (± 20) mm em relação ao centro da solda. Nesta questão, Vinoth et al. afirma que a menor dureza registrada na zona totalmente plastificada é devida à estrutura grosseira dos grãos formados nesta região durante a soldagem por fricção. A dureza tem um aumento gradual da região da zona parcialmente plastificada para a região do material base não afetado pelo calor, com a diminuição do tamanho de grão nesta região (VINOOTH KUMAR; BALASUBRAMANIAN, 2014).

Em distâncias entre ± 20 e ± 30 mm do centro da solda a microdureza muda novamente o comportamento e tende ao crescimento dos valores.

Nos gráficos de microdureza da MASF, a partir da distância de -10 mm e 10 mm, do centro da solda e nas áreas adjacentes, o perfil de microdureza pareceu mais homogêneo. Observa-se ainda que a diminuição da microdureza encontrada na ZAC é consistente com a microestrutura da matriz ferrita primária PF.

Na região da ZL das amostras MASF, a microdureza é reduzida, e neste sentido, a menor taxa de resfriamento causa a redução da microdureza (SAHIN, 2005) devido ao elevado aporte térmico e elevada deformação nesta região, sofrendo mudança microestrutural devido à recristalização dinâmica com alívio de tensões.

A soldagem por fricção da MASF promoveu na microdureza das amostras analisadas um perfil aproximadamente simétrico em relação ao centro da solda. A microdureza na zona central do anel das soldas MASF são de aproximadamente 210 Hv₀₅ sendo a região de máxima dureza causada pela microestrutura local desenvolvida e neste sentido, de acordo com Sahin a dureza é maior na zona da solda, região entre as interfaces e o anel, da solda por fricção (SAHIN, 2005) e ainda, apesar da estrutura de grãos grosseiros da zona deformada plasticamente, toda região soldada permanece mais resistente que o MB como provam os resultados comuns do teste de tração na solda por fricção (EMRE; KAÇAR, 2015).

Na Figura 4-6-C observa-se que a solda GTAW apresentou um perfil mais disperso das medidas de microdureza ao longo da seção transversal junta soldada, indicando maior nível de heterogeneidade. A região central correspondente à zona de fusão apresentou valores mais altos de até 265 Hv₀₅. Pode ser associado ao efeito do ciclo térmico da última passagem de enchimento na área ao redor, o que resultou em uma modificação da microestrutura. Isso também pode explicar a dispersão nos valores de dureza observados na linha central da solda. Observa-se ainda que as microdurezas apresentam uma variação de 170 Hv₀₅ (interior) a 265 Hv₀₅ (exterior) no centro da solda, apresentando uma tendência a redução de valores até a posição ± 20 mm do centro da solda.

E com relação aos picos na linha central de 265 Hv₀₅ na camada externa e de magnitude de aproximadamente 255 Hv₀₅ na camada meio, observa-se que estes valores com magnitude elevada discrepantes, estão localizados sobre as duas interfaces da solda com o MB, o que provavelmente tem relação com a microestrutura formada nesta região. Ainda, a microdureza na camada externa apresenta um perfil mais elevado de dureza. Este aumento de dureza pode ser devido, no caso de uma soldagem multipasses, aos ciclos térmicos sofridos pela ZAC que geram um aumento de resistência mecânica por precipitação, processo conhecido por envelhecimento (MOOJEN, 2015).

4.6 Distribuição das Tensões Residuais

Foi realizada a medição do perfil da distribuição das TR e FWHM na direção circunferencial, sendo é esta a direção mais relevante para o estudo do comportamento de juntas em tubulações, e na direção transversal, com remoção de camadas por ataque ácido para os tubos soldados por fricção, em que foi realizada uma medição superficial e três remoções nas profundidades de: 100 μ m para segunda remoção, 800 μ m para terceira remoção e 1400 μ m para a quarta remoção de camadas, resultando nas profundidades das camadas do perfil com valores de: 100 μ m, 700 μ m e 600 μ m respectivamente.

4.6.1 Tensões Residuais Circunferenciais e Transversais - MASF 01

Na medição da distribuição das tensões residuais superficiais na direção circunferencial (Figura 4-7), observam-se picos de 80 MPa e 125 MPa trativos nas posições -5 mm e +10 mm

em relação a região central da solda. Nas posições -15 mm e +20 mm em relação ao centro da solda apresentam-se picos de -100 MPa e -50 MPa compressivos respectivamente.

Na medição da distribuição das TR da 2° R ocorrem picos de 150 MPa e 100 MPa trativos nas posições -5 mm e +10 mm em relação a região central da solda. Nas distâncias entre ± 20 mm em relação ao centro da solda apresentam-se picos de -100 MPa e -75 MPa compressivo respectivamente.

Na medição da distribuição das TR da 3° R ocorreram valores de pico trativos nas posições ± 10 na linha central da solda. Nas posições ± 20 mm em relação ao centro da solda apresentam picos de -75 MPa e -100 MPa compressivos respectivamente. Nas posições -30 mm e +40 mm em relação a região central da solda apresentaram pico de +100 MPa trativo.

Na medição da distribuição das TR da 4° R ocorreu o pico de +150 MPa trativo na posição -5 mm em relação a região central da solda. Na posição +20 mm em relação ao centro da solda apresenta pico de -80 MPa compressivo. Por outro lado, as TR circunferenciais para a junta GTAW 2°R (Figura 4-13-A) apresentaram um comportamento diferente com TR trativas na linha central da solda, com magnitude de aproximadamente 600 MPa e na amostra GTAW superficial circunferencial (Figura 4-11), nas distâncias de ± 20 mm com magnitude de TR de -300 MPa pode ser visto. Já para a MASF 02 direção circunferencial (Figura 4-10-A), nas distâncias de ± 30 mm um valor de TR de -200 MPa compressivo pode ser observado.

Na comparação dos gráficos circunferenciais dos dois processos observa-se que na região central das soldas a maioria dos valores de TR são trativos, o que está de acordo com a bibliografia, e nesta região alcançam o seu valor máximo, onde convém destacar a elevada magnitude de TR no processo por arco elétrico com valores de TR circunferenciais de até 600 MPa, onde foram encontradas porosidades tipo fenda na metalografia desta solda, o que poderá acarretar em uma falha catastrófica por fadiga quando na vida em serviço.

Ainda, observa-se que no processo no estado sólido a TR alcança um valor máximo de 150 MPa, em todas as curvas circunferenciais, o que representa aproximadamente um valor quatro vezes menor que a magnitude do processo GTAW. Como toda a soldagem por fricção ocorre abaixo do ponto de fusão da liga, a tensão residual pode ser insignificante em comparação com a técnica de soldagem por arco elétrico, conforme relatado por (KUMAR; S. MISHRA; A. BAUMANN, 2014).

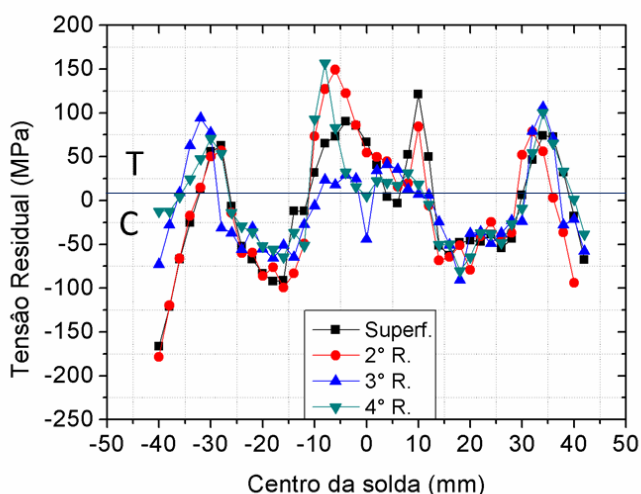
Além disso, uma comparação entre as macroestruturas da Figura 4-3 observadas mostra que a TR trativa circunferencial parece ocorrer na ZAC ou nas regiões vizinhas. Em geral, observa-se que os estados de TR no tubo soldado por fricção são menos heterogêneos do que

aqueles observados no tubo soldado por fusão. Isto está de acordo com o perfil de microdureza da MASF, que apresentou menos dispersão para a zona de solda.

Na região das interfaces da MASF 01 ocorrem as maiores inversões de TR trativas de até +150 MPa para compressivas -100 MPa, afastando-se da região central da solda, indicando o balanceamento das TR ao longo da superfície soldada, correlacionado com variação no aporte térmico com transformação de fases e variação microestrutural.

O formato M da curva na região entre as interfaces da solda MASF 01 demonstra que o aporte térmico elevado nesta região produziu expansão térmica, que foi contida pelo metal base adjacente. Ao se contrair devido ao resfriamento esta região tenta retornar ao seu formato original, produzindo uma zona tracionada na região entre as interfaces da solda (KUMAR; S. MISHRA; A. BAUMANN, 2014). A zona de tração na linha central da solda se correlaciona com a transformação microestrutural nesta região.

Figura 4-7 – Sobreposição das curvas de TR circunferenciais da amostra MASF 01.



Fonte: do autor.

Observa-se na medição das TR superficiais transversais, Figura 4-8, que ocorreu um valor de pico de +120 MPa trativo na posição +10mm em relação a região central da solda. Nas posições -30mm e +35mm ocorreram valores máximos de TR compressivas de -225 MPa e -150 MPa respectivamente.

Já na medição das TR 2°R, ocorreu um valor de pico de +100 MPa trativo na posição +15 mm em relação a região central da solda. Nas posições -30 mm e +35 mm ocorreram picos compressivos de -225 MPa e -200 MPa respectivamente.

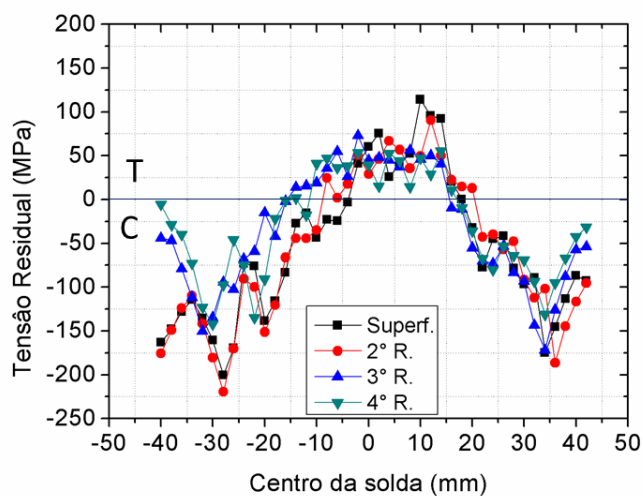
Para medição das TR 3° R ocorreu um valor de pico de +75 MPa trativo na posição -5 mm em relação a região central da solda. Nas posições aproximada de -30 mm e +35 mm o sentido inverte e ocorreram picos compressivos de -150 MPa e -175 MPa respectivamente.

Para medição das TR 4° R ocorreu um valor de pico de +50 MPa trativo na posição central da solda. Nas posições -30mm e +35mm as TR mudam o comportamento e apresentam-se no sentido compressivo com picos de -150 MPa e -125 MPa respectivamente.

A comparação entre os dois processos revelou que as TR na junta GTAW direção transversal superficial, Figura 4-12, são trativas na linha central da solda, com o máximo de 300 MPa e compressivas em regiões adjacentes. Na solda GTAW 2° R direção transversal Figura 4-13-B a distribuição de TR na linha central apresenta valores elevados da ordem de 600 MPa, observando-se nas regiões próximas a ZAC e adjacências valores acima de 300 MPa trativos. No método por fricção, as diferenças entre as magnitudes dos sinais das TR da solda na direção transversal foram minimizadas devido à natureza do processo onde é aplicada uma pressão de forjamento nesta direção, provavelmente introduzindo um componente compressivo nesta direção que se combina com os valores existentes.

Finalmente, como pode ser visto, os estados de TR na solda por fricção apresentam valores trativos menores na linha central da solda, e são mais homogêneos, além de haver uma magnitude maior compressiva, comportamento provavelmente associada a pressão axial de forjamento. Isso pode estar de alguma forma relacionado ao menor variação de microdureza encontrado na junta de fricção (na linha central da solda ou nas regiões mais próximas).

Figura 4-8 – Sobreposição das curvas de TR transversais.



Fonte: do autor.

A Figura 4-9-A mostra os valores circunferenciais de FWHM (Largura a meia altura) das condições de soldagem da tubulação avaliada. A largura das linhas de difração a 50% da intensidade após a correção de fundo (FWHM) pode ser usada para estimar o estado dos materiais dentro da profundidade de penetração da radiação de raios-X. Os valores de FWHM foram determinados por valores médios de todos os ângulos para cada posição de medição. Os dados da FWHM apresentam uma indicação de deformação plástica, assim parece que os fenômenos de fusão e solidificação que ocorrem no processo GTAW geram uma distribuição FWHM mais homogênea. Por outro lado, os valores de FWHM de solda por fricção foram afetados pela característica do processo termomecânico.

As curvas de FWHM transversais da Figura 4-9-B, indicam a TR de segunda ordem ou deformações de forma qualitativa, e apresentam uma forma de “M” assim como a distribuição de TR. Nas curvas a variação é de $0,9^\circ$ a $1,7^\circ$, demonstrando baixa deformação da rede cristalina, com variação máxima de $0,9^\circ$ nas interfaces, que foi onde ocorreu o maior aporte de calor e deformação, indicando que é nesta região que a rede cristalina está com maior variação do espaçamento interplanar em relação ao d_0 sem deformação.

Figura 4-9 – Sobreposição do FWHM da MASF 01.

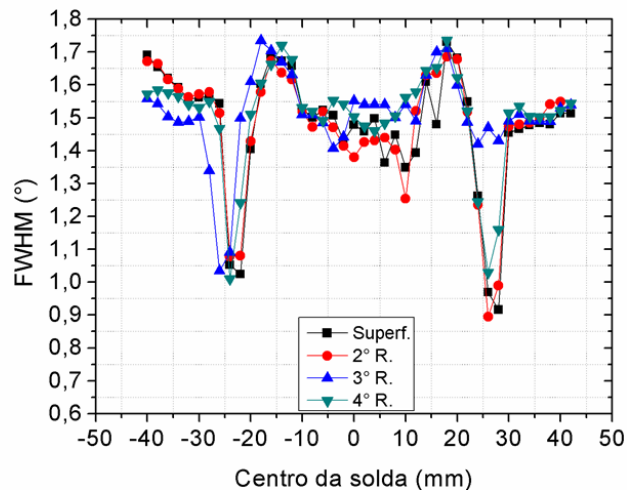


Fig. A- Circunferenciais.

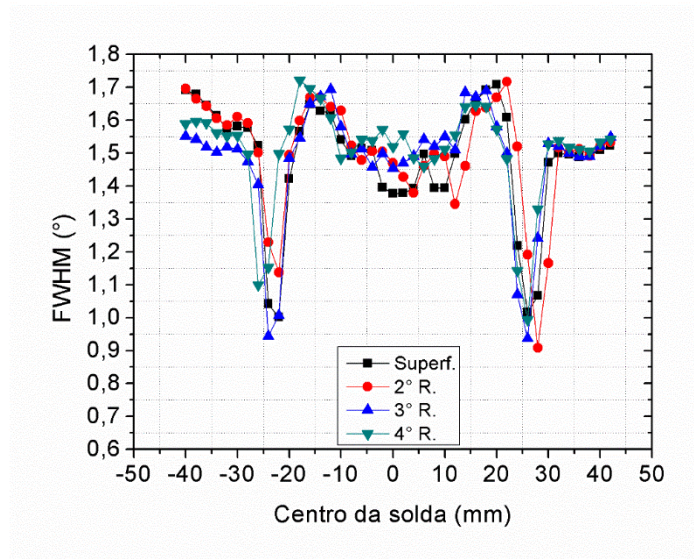


Fig. B - Transversais.

Fonte: do autor.

Os perfis em profundidade dos gráficos da MASF 01 sobrepostos possuem a forma, “*shape*”, semelhante, no perfil em profundidade e nas direções de medição, o que demonstra que as medições e procedimentos de ensaio são adequados para obtenção dos resultados, e ainda que os valores das medições apresentaram pouca variação na distribuição das TR com a remoção de material nos perfis apresentados.

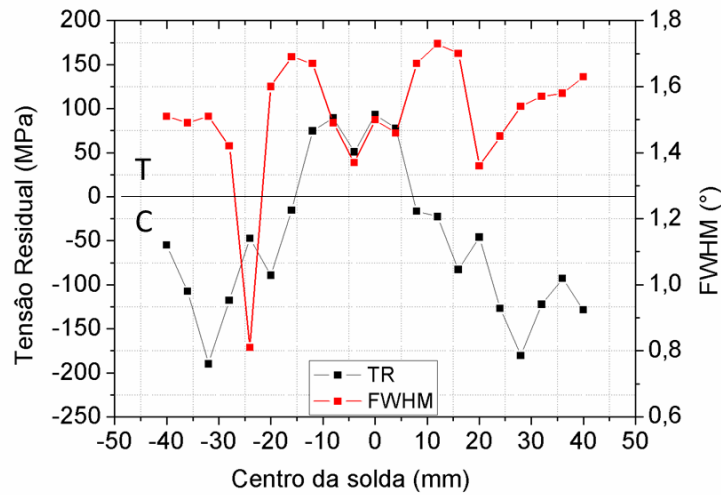
4.6.2 Tensões Residuais Circunferenciais e Transversais - MASF 02

Na amostra MASF 02 foi realizada a medição da distribuição das TR mostradas na Figura 4-10-A onde apresentam-se as TR circunferenciais trativas de magnitude de +80 MPa na região central da solda, invertendo para a TR compressiva de -200 MPa na posição ± 30 em relação ao centro da solda.

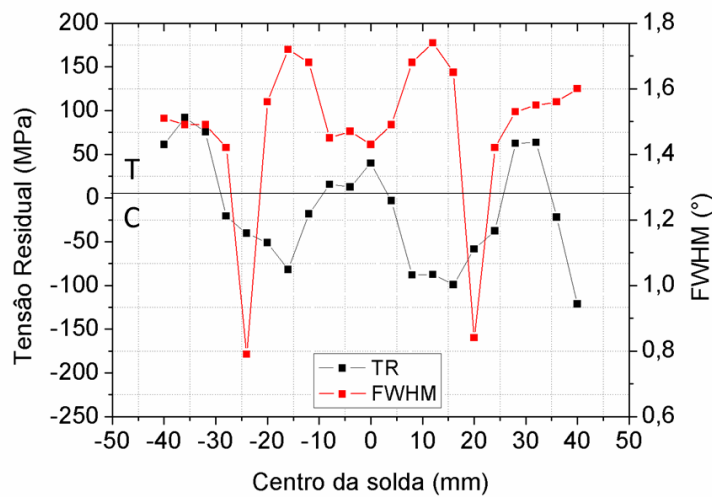
Na amostra MASF 02 a medição da distribuição das TR transversais são mostradas na Figura 4-10-B e apresentam-se trativas com magnitude aproximada de +40 MPa na região central da solda, alterando-se para a TR compressiva de -100 MPa nas posições ± 15 em relação ao centro da solda.

A deformação da rede cristalina da amostra MASF 02 tem variação de $0,8^\circ$ a $1,7^\circ$ de FWHM com valor total de $0,9^\circ$, demonstrando baixa deformação da rede cristalina.

Figura 4-10 – TR e FWHM da amostra MASF 02.



A) Direção circunferencial.



B) Direção transversal.

Fonte: do autor.

No processo de soldagem por fricção, após a deformação plástica, é aplicada uma tensão axial compressiva nos tubos, no sentido transversal a região da solda, no mesmo sentido de medição da TR transversal, desta forma provavelmente é nesta direção que o forjamento exerce maior influência. Neste sentido, Sahin afirma que na etapa de forjamento o material plastificado é expulso com as impurezas que formarão as rebarbas, restando somente o material plastificado no estado sólido que formará a superfície de adesão da solda, e ainda, quanto menor o teor de carbono maior a rebarba e menor a resistência a temperatura do material, ocorrendo o refino de grão devido as elevadas temperaturas alcançadas durante o processo (SAHIN, 2005). Desta

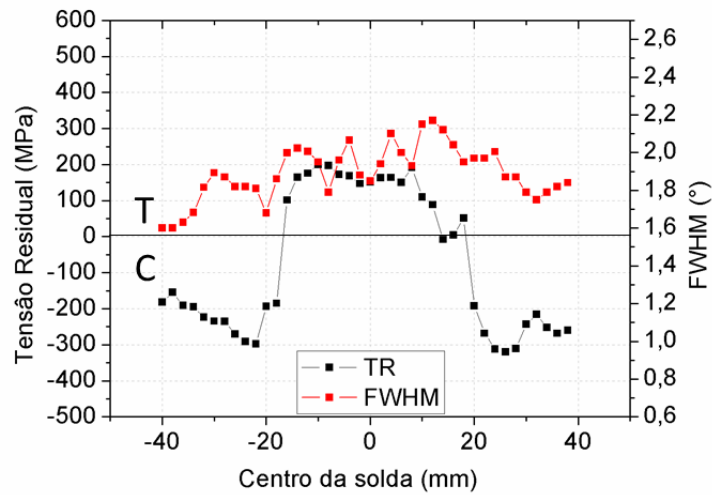
forma na etapa de forjamento (neste trabalho também chamado de recalque), provavelmente devido a tensão compressiva aplicada para selar a solda, as vizinhanças das interfaces ficam com tendência compressiva tanto no sentido circunferencial quanto transversal, contrabalanceada com as regiões trativas adjacentes, adicionando-se esta TR compressiva as provenientes de outras transformações metalúrgicas. É possível que como o processo de soldagem por fusão não apresenta a etapa de forjamento, suas TR trativas sejam tão elevadas e sem uniformidade, por não sofrer uma carga axial compressiva para selar a sua junta soldada.

4.6.3 Tensões Residuais Circunferenciais e Transversais - GTAW

A Figura 4-11 descreve o estado da distribuição das TR circunferenciais superficiais e o FWHM (indica a TR de segunda ordem ou deformações de forma qualitativa) para a amostra analisada GTAW, onde observa-se que as TR apresentam um comportamento trativo na região central da solda com valor de pico de 200 MPa. Em distâncias entre ± 20 e ± 40 mm do centro da solda há uma mudança no comportamento das TR apresentando-se com tendência ao sentido compressivo, com valores máximos de TR compressivas na ordem de -300 MPa nas posições ± 25 mm em relação a região central da solda.

A largura a meia altura dos picos de difração (FWHM), apresentam uma variação de $0,50^\circ$, demonstrando baixa deformação da rede cristalina. A medida $0,50^\circ$ foi o menor valor encontrado para o FWHM de todas as medições, provavelmente devido ao fato de que a solda por arco elétrico não sofre trabalho mecânico, o que causaria maior deformação da estrutura cristalina do material, como acontece na soldagem por fricção. Ainda, observa-se nos gráficos apresentados, que diversamente do formato das curvas das amostras MASF, o FWHM não apresenta o formato de “M”, provavelmente devido a diferença entre os dois processos, causado pelos passes intercalados do cordão de solda GTAW, onde o material fundido sofre transformação de fase com variação da distribuição das TR.

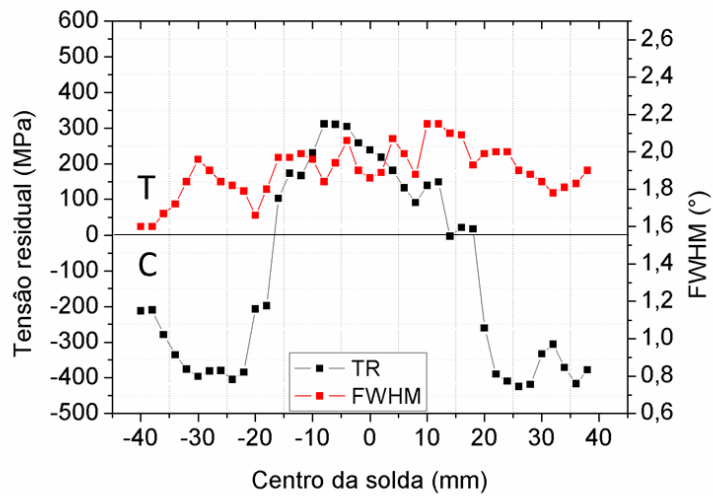
Figura 4-11 – TR e FWHM superficial circunferencial da solda GTAW.



Fonte: do autor.

As TR transversais para a amostra GTAW são apresentadas na Figura 4-12, onde se observa que apresentam um comportamento trativo no centro da solda, com pico de TR de 300 MPa, na distância de -10 mm do centro da solda. Em distâncias entre ± 15 e ± 40 mm do centro da solda há uma mudança no comportamento das TR apresentando-se no sentido compressivo, com valores máximos de TR compressivas na ordem de -400 MPa nas posições ± 25 mm do centro da solda. A largura a meia altura dos picos de difração (FWHM), apresentam uma variação de $0,75^\circ$, demonstrando baixa deformação da rede cristalina.

Figura 4-12 – TR e FWHM superficial transversal da solda GTAW.



Fonte: do autor.

A Figura 4-13-A mostra a distribuição das TR na direção circunferencial na 2° R de camadas com profundidade de 100 μm na solda GTAW, com valor de pico na região central de aproximadamente 600 MPa. Já a Figura 4-13-B, mostra a distribuição das TR na direção transversal com valor de pico de 600 MPa na região central. A deformação da rede cristalina nos sentidos circunferencial e transversal tem variação de 1,8° a 2,6° de FWHM com valor total de 0,8°, demonstrando baixa deformação. Uma dispersão de aproximadamente 0,1° parece ser realista para aços com alívio de tensão, mas diferenças maiores são observadas nas curvas FWHM para ambas as soldas.

Figura 4-13 – TR e FWHM da solda GTAW 2° remoção.

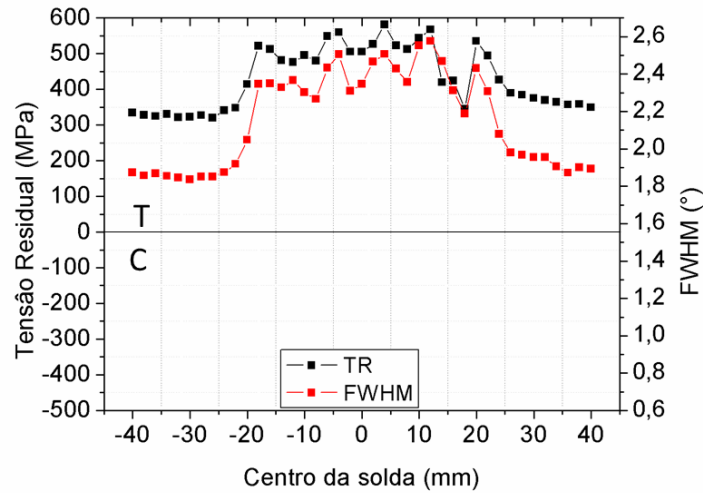


Fig. A - Direção circunferencial.

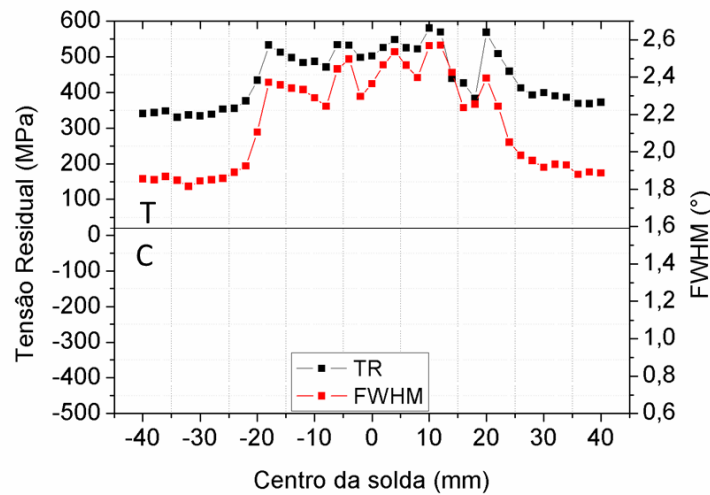


Fig. B - Direção transversal.

Fonte: do autor.

Observa-se que anteriormente as soldagens, o processo de fabricação dos tubos introduziu e modificou a distribuição das TR do material original, neste caso o processo Mannesmann usado para manufatura dos tubos deste trabalho introduz deformação plástica que influencia a distribuição das TR na junta soldada. Neste sentido a distribuição das TR na solda é um fenômeno complexo que varia com o tipo de processo devido ao ciclo térmico e tipo de soldagem, portanto a medição e predição da distribuição das TR em uma estrutura soldada precisa ser mais explorada para cada material em relação a diferentes processos de soldagem (SHARMA; MAHESHWARI, 2017).

Assim, o processo de junção de tubulações mudaria os estados iniciais de distribuição das TR do material e mesmo induziria determinada distribuição de TR. Desta forma, a partir das análises do estudo atual, fica evidente que dependendo do processo de união selecionado, distintas distribuições e níveis de TR serão alcançados. Observa-se que o tubo soldado por fricção exibiu um estado de TR mais homogêneo, menor heterogeneidade de microdureza e uma microestrutura mais uniforme na linha central da solda, sugerindo uma melhor vida em fadiga. Entretanto as propriedades de fadiga teriam que ser melhor estudadas. Por outro lado, o tubo soldado por fusão apresentou maiores estados de TR, correlacionados ao gradiente microestrutural e a microdureza na linha central da solda.

Quanto a soldagem de grandes diâmetros, Alba et al. afirma que o equipamento da MASF 1500 pode ser ajustado para soldagem de dutos com diâmetro de 203 até 406 mm (8” a 16”) e até 12 metros de comprimento. A máxima velocidade de rotação do anel de soldagem é de 500 rpm e a potência efetiva disponível é igual a 300 hp (ALBA et al., 2016). Neste sentido, apesar da máquina MASF 1500 ter sido projetada para soldagem de tubos de grande diâmetro, de até 16”, pois o equipamento pode ter as engrenagens ajustadas para outras dimensões, em termos de potência, o equipamento estava no limite para o material deste trabalho, o aço ARBL (API 5L X65) com espessura de 22,50 mm, mas provavelmente poderiam ser realizadas soldagens com maiores diâmetros, mas com um material com menor resistência mecânica e espessura, o que implicaria a realização de experimentos.

Quanto a necessidade da usinagem das extremidades do tubo e do anel para melhorar a troca de calor, estas somente seriam realizadas em condições ideais de laboratório para pesquisa, e provavelmente não seriam obrigatórias em campo, mas seriam necessários maiores estudos para melhorar o entendimento. Em tempo, quanto a utilização da MASF em campo, primeiro serão necessários mais dados sobre o processo de união de tubos com diferentes geometrias e materiais, para então se projetar um equipamento customizado para as necessidades da junção de tubulações em serviço. Porém, com os presentes ensaios realizados, ficou claro o potencial para o desenvolvimento deste processo, e dentre as suas melhores qualidades, para este autor, está a aparente estanqueidade da junta soldada por fricção, que forma uma junta própria para a contenção com confiabilidade de líquidos e gases, onde pode-se ter a segurança e garantia de que não haverá vazamentos de produtos inflamáveis ou tóxicos para o meio ambiente, e também nesta questão é necessário pesquisa.

5.0 CONCLUSÕES

No presente estudo foram analisadas as juntas soldadas pelos processos de fricção da MASF e convencional por fusão GTAW para o aço-liga API 5L X65. Os resultados apresentaram diferenças importantes relacionadas à microestrutura, microdureza e estados de distribuição das TR para cada processo distinto de soldagem. As principais conclusões foram:

- O processo de soldagem por fricção promoveu microestruturas mais grosseiras, o que pode estar relacionado a uma taxa de resfriamento lenta. Em contraste, o processo de soldagem por fusão foi responsável pela formação de porosidade;
- A análise da microdureza da solda por fricção revelou uma dureza melhorada na junta soldada, por outro lado, o processo por fusão levou à dispersão da microdureza no centro de solda;
- A avaliação do resultado das TR mostrou que o tubo soldado por fricção atingiu uma distribuição mais homogênea em relação àquela observada no tubo soldado por fusão;
- A junta soldada por fricção exibe o menor valor de pico de TR trativa quando comparada com a solda por arco elétrico, provavelmente devido ao fato que esta solda não sofre fusão durante o processo, sendo uma solda realizada no estado sólido, não passando pela contração de solidificação;
- Provavelmente devido a pressão axial de forjamento, a distribuição das TR transversais das amostras MASF apresentaram tendência compressiva, com redução da magnitude da distribuição das TR trativas;
- A distribuição das TR na 2º R da solda por fusão alcançaram o valor de pico trativo de aproximadamente 600 MPa nas direções circunferenciais e transversais, sendo que toda a linha central da solda e a ZAC ficaram com valores trativos acima de 300 MPa. Com a elevada magnitude destes valores, aliado ao fato das TR trativas serem prejudiciais a vida em fadiga, e ainda, que a junta apresenta porosidade tipo fenda na zona de fusão, pode-se inferir como possível consequência do somatório destes fatores, a fratura em serviço do componente quando solicitado em fadiga, pois a fenda pode atuar como concentrador de tensão propagando a trinca;

- A soldagem por fusão gera problemas relacionados à segregação, porosidade, fragilização, distorção e TR. Ainda, na ZAC ocorre à precipitação de carbonetos e o crescimento de grãos durante a soldagem, e isso pode reduzir a resistência a corrosão e a ductilidade (LEMOS et al., 2015).

- A mudança microestrutural na ZL é de origem termomecânica, ocorrendo durante o trabalho mecânico e ciclo térmico da solda por fricção;

- No processo por fricção as regiões para caracterização microestrutural podem ser divididas nas seguintes zonas principais: o MB da liga que caracteriza o material da tubulação, sem mudanças no processo de soldagem, a ZAC com modificações microestruturais mínimas, a ZL do tubo com o anel com grãos recristalizados, apresentando contorno definido, e a zona do anel, os dois últimos podem ser caracterizados como ZTMA com grãos deformados e alongados pelo processo termomecânico;

- As quatro remoções em perfil de profundidade da amostra MASF 01 utilizadas para a análise das TR apresentaram proporcionalidade entre seus resultados na forma da sua curva na direção longitudinal, e muito similares no sentido transversal, indicando que a metodologia do trabalho forneceu resultados confiáveis para análise da distribuição das TR.

6.0 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

São propostas as seguintes recomendações de trabalhos futuros:

- Realizar soldagens com materiais diversos e dissimilares, analisando as propriedades mecânico-metalúrgicas dos componentes resultantes;
- Estudo sobre a resistência mecânica da junta soldada por ensaios de tração e de fadiga;
- Realizar ensaios de CTOD para verificar o comportamento da junta quanto à tenacidade;
- Caracterização microestrutural das interfaces da solda com o microscópio eletrônico de varredura para obter melhor resolução, conjuntamente com a análise da mecânica da fratura da junta soldada;
- Utilizar métodos numéricos finitos para simular outras geometrias e materiais a serem soldados;
- Medir a distribuição das TR do MB antes da soldagem e comparar com a distribuição nas juntas soldadas.

7.0 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ALBA, D. R. et al. Newly developed equipment for welding pipes through friction. [s. l.], n. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2016.
- API - SPEC. 5L. API - Specification 5L, American Petroleum Institute, 2000.
- API RP 579. American Petroleum Institute, [s. l.], 2000.
- BELOSHAPKIN, G. V. et al. Friction welding of pipes. *Welding International*, [s. l.], v. 21, n. 6, p. 458–459, 2007.
- BENNETT, C. J. et al. Finite Element Modeling of the Inertia Friction Welding of Dissimilar High-Strength Steels. *Metallurgical and Materials Transactions A*, [s. l.], v. 44, n. 11, p. 5054–5064, 2013.
- CHLUDZINSKI, M. et al. Fracture toughness of Friction Hydro-Pillar Processing welding in C–Mn steel. *Materials & Design*, [s. l.], v. 33, p. 340–344, 2012.
- CHLUDZINSKI, M. Avaliação da Tenacidade à Fratura em Juntas Soldadas por Fricção com Pino Consumível. 2013. Doutorado - PPGE3M / UFRGS, [s. l.], 2013.
- CHLUDZINSKI, M. et al. Processo Inovador de Soldagem de Dutos por Fricção. 13a Conferência sobre Tecnologia de Equipamentos - COTEQ2015 - 209, [s. l.], 2015.
- EMRE, H. E.; KAÇAR, R. Effect of Post Weld Heat Treatment Process on Microstructure and Mechanical Properties of Friction Welded Dissimilar Drill Pipe. *Materials Research*, [s. l.], v. 18, n. 3, p. 503–508, 2015.
- 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*, [s. l.], v. 221, n. 5, 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*, [s. l.], v. 13, n. 5, p. 445–451, 2008.
- FAES, K. et al. Parameter optimisation for automatic pipeline girth welding using a new friction welding method. *Materials & Design*, [s. l.], v. 30, n. 3, p. 581–589, 2009. a.
- FAES, K. et al. New friction welding process for pipeline girth welds—welding time optimisation. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, [s. l.], v. 43, n. 9–10, p. 982–992, 2009. b.

FITZPATRICK, M. E.; LODINI, A. Analysis of residual stress by diffraction using neutron and synchrotron radiation. London: Taylor & Francis, 2003.

HAUPT, W. et al. Influência dos Parâmetros na Adesão em Soldagem por Fricção de Dutos. In: 2012, Anais... .In: XXXVIII CONSOLDA - CONGRESSO NACIONAL DE SOLDAGEM. [s.l: s.n.]

HAUPT, W. Ensaios Mecânicos e Caracterização Microestrutural de Tubos Soldados por Fricção. 2013. UFRGS/PPGE3M, [s. l.], 2013.

HE, B. B. Two-Dimensional X-Ray Diffraction. [s.l.] : John Wiley & Sons, Inc., 2009.

IIW. Guide to the Light Microscope Examination of Ferritic Steel Weld Metals. [s. l.], n. IIW Doc. IX 1533-88, 1988.

IRACHETA, O.; BENNETT, C. J.; SUN, W. A sensitivity study of parameters affecting residual stress predictions in finite element modelling of the inertia friction welding process. International Journal of Solids and Structures, [s. l.], v. 71, p. 180–193, 2015.

KUMAR, N.; S. MISHRA, R.; A. BAUMANN, J. Residual Stresses in Friction Stir Welding. Elsevier, [s. l.], p. 1–6, 2014.

LAMEF, L. de M. F. Medição de tensões residuais via difração de raios-X, LAMEF -Sistema da Qualidade, 2014.

LEMOS, G. V. B. et al. Caracterização Preliminar da Microestrutura em Cordões de Solda da liga 625 produzidos através dos processos de SFMM e MIG. In: 2015, Salvador. Anais... . In: XLI CONSOLDA – CONGRESSO NACIONAL DE SOLDAGEM. Salvador: Associação Brasileira de Soldagem, 2015.

LEMOS, G. V. B. et al. Residual stress and microstructural features of friction-stir-welded GL E36 shipbuilding steel. Materials Science and Technology, [s. l.], v. 34, n. 1, p. 95–103, 2018.

LU, J. Handbook of Measurement of Residual Stresses. United States of America: Society for Experimental Mechanics, 1996.

MAALEKIAN, M. Friction welding – critical assessment of literature. Science and Technology of Welding and Joining, [s. l.], v. 12, n. 8, p. 738–759, 2007.

MARQUES, P. V.; MODENESI, P. J.; BRACARENSE, A. Q. Soldagem: Fundamentos e Tecnologia. 3. ed. Belo Horizonte: UFMG, 2009.

MATTEI, F. Desenvolvimento de Equipamento para Estudo de Soldagem por Fricção. 2011. UFRGS/PPGE3M, Porto Alegre, 2011.

MATTEI, F. et al. Máquina de Solda por Fricção a Topo em Elementos Tubulares, BR 1020130132527, 2013.

MATTEI, F. et al. Friction Butt-Welding Machine for Tubular Elements, PCT WO 2014/190405, 2014.

MOAT, R. J. et al. Residual Stresses in Inertia-Friction-Welded Dissimilar High-Strength Steels. Metallurgical and Materials Transactions A, [s. l.], v. 40, n. 9, p. 2098–2108, 2009.

- MOOJEN, R. G. Soldagem de um Aço API 5L-X80 com Diferentes Taxas de Resfriamento. 2015. UFRGS/PPGE3M, Porto Alegre, 2015.
- NUNES, R. M. Estudo de Distorção de Barras Cilíndricas de Aço ABNT 1045 em uma Rota de Fabricação Envolvendo Trefilação Combinada e Têmpera por Indução. 2012. UFRGS/PPGE3M, Porto Alegre, 2012.
- OWEN, R. A. et al. Neutron and synchrotron measurements of residual strain in TIG welded aluminium alloy 2024. *Materials Science and Engineering: A*, [s. l.], 2003.
- PAES, M. T. P. Processamento termomecânico de pinos de aço no interior de cavidades de aço C-Mn através de soldagem por atrito rotacional. 2013. Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2013.
- PANG, J. W. et al. Effects of tooling on the residual stress distribution in an inertia weld. *Materials Science and Engineering: A*, [s. l.], v. 356, n. 1–2, p. 405–413, 2003.
- PISSANTI, D. R. et al. Avaliação da influência de parâmetros em uma nova técnica de soldagem de tubos por fricção através de anel rotativo. 13a Conferência sobre Tecnologia de Equipamentos - COTEQ2015 - 230, [s. l.], 2015.
- PISSANTI, D. R. Qualificação e investigação de parâmetros para a soldagem de tubos de aço inoxidável dúplex pelo processo de soldagem por fricção axial com anel rotativo. 2017. Porto Alegre, 2017.
- SAHIN, M. Joining with friction welding of high-speed steel and medium-carbon steel. *Journal of Materials Processing Technology*, [s. l.], v. 168, n. 2, p. 202–210, 2005.
- SHARMA, S. K.; MAHESHWARI, S. A review on welding of high strength oil and gas pipeline steels. *Journal of Natural Gas Science and Engineering*, [s. l.], v. 38, p. 203–217, 2017.
- SOUZA, S. A. *Ensaio Mecânicos de Materiais Metálicos*. 5. ed. [s.l.] : Edgard Blücher Ltda, 1982.
- TEIXEIRA, G. S. Análise da influência dos parâmetros de soldagem sobre a geometria do cordão de solda depositado pelo processo de soldagem TIG -MAG em TANDEM. 2011. UFRGS, [s. l.], 2011.
- VARMA PRASAD, V. M. et al. 3D Simulation of Residual Stress Developed During TIG Welding of Stainless Steel Pipes. *Procedia Technology*, [s. l.], v. 24, p. 364–371, 2016.
- VINOTH KUMAR, M.; BALASUBRAMANIAN, V. Microstructure and tensile properties of friction welded SUS 304HCu austenitic stainless steel tubes. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, [s. l.], v. 113, p. 25–31, 2014.
- WAINER, E.; BRANDI, S. D.; MELLO, F. D. H. *Soldagem processos e metalurgia*. 9. ed. São Paulo: Edgard Blücher Ltda, 1992.
- YAPP, D.; BLACKMAN, S. A. Recent Developments in High Productivity Pipeline Welding. In: 2004, United Kingdom. *Anais... . In: COBEF - II BRAZILIAN MANUFACTURING CONGRESS*. United Kingdom: A. R. Machado, 2004.

YU, Z. et al. Application of In Situ Neutron Diffraction to Characterize Transient Material Behavior in Welding. JOM, [s. l.], v. 65, n. 1, p. 65–72, 2013.

APÊNDICE A – DESENHO – ANEL

