

THIAGO VIANA DE OLIVEIRA TURRA

**A INFLUÊNCIA DO PROCESSO DE SOLDAGEM NA
GERAÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS EM REPAROS DE
TURBINAS PARA HIDROGERAÇÃO DE ENERGIA**

Monografia apresentada ao Programa de
Educação Continuada em Engenharia da Escola
Politécnica da Universidade de São Paulo para
conclusão de curso de Especialização.

São Paulo

Dezembro/2015

THIAGO VIANA DE OLIVEIRA TURRA

Tecnólogo em Soldagem, Faculdade de Tecnologia de São Paulo, 2015

**A INFLUÊNCIA DO PROCESSO DE SOLDAGEM NA
GERAÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS EM REPAROS DE
TURBINAS PARA HIDROGERAÇÃO DE ENERGIA**

Monografia apresentada ao Programa de
Educação Continuada em Engenharia da Escola
Politécnica da Universidade de São Paulo para
conclusão de curso de Especialização.

Área de Concentração:
Engenharia da Soldagem

Orientador:
Prof. Dr. Sérgio Duarte Brandi

São Paulo

Dezembro/2015

DEDALUS - Acervo - EPMT



31800009287

MBA/50
2015
T866 i
2803013
M2015 A

FICHA CATALOGRÁFICA

Turra, Thiago Viana de Oliveira

A influência do processo de soldagem na geração de tensões residuais em reparos de turbinas para hidrogenação de energia / T. V. O. Turra -- São Paulo, 2016.
80 p.

Monografia (Especialização em Engenharia de Soldagem) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais.

1. Turbinas Francis 2. Reparo por soldagem 3. Reparo por insertos 4. Reparos 5. Tensões residuais I. Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais II. t.

*“O ódio não cessa com o ódio em tempo algum, o ódio cessa
com o amor: esta é a lei eterna.”*

Dhammapada

*Dedico este trabalho à Ana e Alda, alicerces para esta realização e
para minha vida.*

AGRADECIMENTOS

Agradeço ao meu orientador Prof. Dr. Sérgio Duarte Brandi pela colaboração, grande ajuda e precioso ensino oferecido.

À minha amada família, Alda, Ana, Beatriz, José Luiz, Pedro e Clara, à Claudia (em memória) e à minha namorada Naiara, pelo apoio e pelo tempo investido na execução deste trabalho.

À empresa Voith Hydro pela oportunidade de desenvolver este projeto, especialmente a Alexandre Bueno e Leonardo Nuzzi.

Aos colegas de empresa que colaboraram de modo vital na execução e entendimento dos resultados, especialmente José Pestana, Fabrício Ataíde, Dielson Silva, Alerson Correa, Joel Gomes, Denis Nagasima, Rafael Lacerda, Paulo Carvalho, Samuel Fernandes, Wendel Vieira, Flavio Gonçalves.

A todos os meus amigos por sempre me apoiarem e por compreenderem a necessidade de me manter focado e dedicado.

À Camila Hashizume pelo apoio na análise estatística e no software de tratamento de dados.

Aos senhores André Vicente, Manuel Saraiva e Carlos Faggiani pelas discussões e suporte.

Aos senhores Clemens Fein e Roberto Silva da empresa Mecanochemie pela execução do eletropolimento.

Aos senhores Rene Oliveira e Nelson Batista e ao IPEN, pela realização das medições de tensões residuais.

A todos aqueles que de algum modo colaboraram para que este trabalho fosse concluído.

CURRICULUM VITAE

Thiago Viana de Oliveira Turra, 28 anos, solteiro, tecnólogo em soldagem formado pela Faculdade de Tecnologia de São Paulo em 2011 e técnico em desenho de projetos formado pela Escola SENAI "Suíço-Brasileira" em 2008.

Atua na indústria metalmecânica desde 2006 em funções relacionadas à soldagem, iniciando como projetista de equipamentos para indústria de papel e posteriormente de mineração. Desde 2010, atua como tecnólogo em soldagem e inspetor de soldagem certificado pela American Welding Society.

As principais atividades estão ligadas ao desenvolvimento de procedimentos de soldagem, materiais de adição e de base, qualificação de soldadores, além de controles e melhorias na produção e participação em diversos projetos de pesquisa e desenvolvimento.

RESUMO

A crescente demanda do mercado de geração de energia hidroelétrica por reformas e melhorias de potência de usinas tem aumentando substancialmente número de ordens de serviço de reparos em turbinas Francis. Na geração de energia hidroelétrica, a turbina em operação está sujeita à cavitação e esforços de fadiga, devido às cargas cíclicas de baixa frequência devido às partidas, paradas e efeitos de martelo. Para realizar o reparo destes danos, são geralmente usados dois tipos de reparo, a saber, o reparo por reconstrução por soldagem e o reparo por soldagem de insertos. Foram estudados três processos de soldagem, na modalidade de reparos por insertos: eletrodo revestido, arame tubular e TIG. Os reparos simularam a soldagem de uma turbina do tipo Francis. Utilizando consumíveis correspondentes ao aço inoxidável austenítico tipo AISI 309L, na posição de soldagem sobre cabeça (4G). A condição final dos reparos analisados é lixada e sem alívio de tensões pós-soldagem, conforme são realizados em campo. Os resultados obtidos demonstraram uma tendência do processo GTAW em apresentar maiores tensões residuais de compressão na junta solda, seguido pelo processo SMAW e por último pelo processo FCAW. Houve ainda um aumento das tensões residuais de compressão na zona afetada pelo calor, em relação aos outros pontos medidos, na mesma ordem da tensão residual da junta.

Palavras-chave: Turbinas Francis, reparo por soldagem, reparo por inserto, reparos, tensões residuais.

ABSTRACT

The ascending demand on hydropower generation market for retrofit and power improvement has increasing the service orders in Francis turbine repairing. On hydropower energy generation, the operating turbine is subject to cavitation and mechanical stresses from low frequency cyclic loads and water hammer. To perform the repair of that damage, usually are used two types of repair, namely, build up welding repair and insert welding repair. There were studied three welding processes, on insert type repair: stick electrodes, flux cored wire and TIG, making simulated welding repairs in a Francis turbine, using consumables corresponding to austenitic stainless steel type 309L, on overhead welding position (4G). The final condition of the repairs analyzed is grinded and without post weld stress relief, as they are performed on field. The results obtained shown a tendency for GTAW process present more residual stresses, followed by SMAW process and finally by FCAW process. There was also an increase of the residual stresses in the heat affected zone, compared to the other measured points, on the same order of residual stresses of the joint.

Keywords: Francis turbines, welding repair, insert repair, repairs, residual stresses.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Tipos de turbina hidráulica conforme altura da água e vazão [4] ...	2
Figura 2.2 – Processo de soldagem ao arco com eletrodos revestidos [7, adaptado]	6
Figura 2.3 – Processo de soldagem ao arco com arames tubulares [7, adaptado]	8
Figura 2.4 – Processo de soldagem ao arco com eletrodo de tungstênio [7, adaptado]	9
Figura 2.5 – Comportamento de um cordão de solda em uma junta soldada [13, adaptado]	14
Figura 2.6 – Exemplo das barras metálicas restritas [7, adaptado].	15
Figura 2.7 – Variação de temperatura e tensões na barra do meio, LE = 240 MPa [14, adaptado].	15
Figura 2.8 – Algumas técnicas para redução de distorções por soldagem [7, adaptado]	18
Figura 2.9 – Espectro eletromagnético [15, adaptado].	20
Figura 2.10 – Sistema de coordenadas polares para medição de tensões residuais	23
Figura 2.11 – Diferença de percursos dos raios incidentes em função da distância interplanar	24
Figura 4.1 – Retirada dos insertos por usinagem	30
Figura 4.2 – Montagem do rotor na mandrilhadora	31
Figura 4.3 – Rotor travado na máquina para usinagem dos insertos	31
Figura 4.4 – Usinagem dos insertos por usinagem	32
Figura 4.5 – Insertos identificados após usinagem	32
Figura 4.6 – Rotor posicionado simulando as condições da obra	33
Figura 4.7 – Montagem típica para reparos próximos à coroa do rotor (Identificação A)	33
Figura 4.8 – Montagem típica para reparos próximos ao cubo do rotor (Identificação B)	34
Figura 4.9 – Dimensões dos chanfros preparados para soldagem	34
Figura 4.10 – Sequência de soldagem típica	35
Figura 4.11 – Soldagem por processo GTAW	36
Figura 4.12 – Seção transversal típica para reparos GTAW	37
Figura 4.13 – Soldagem por processo FCAW	37
Figura 4.14 – Seção transversal típica para reparos FCAW	38
Figura 4.15 – Soldagem por processo SMAW	38
Figura 4.16 – Seção transversal típica para reparos SMAW	39
Figura 4.17 – Lixamento para ajuste mecânico	39
Figura 4.18 – Configuração da remoção do reparo	40
Figura 4.19 – Remoção típica dos reparos	40
Figura 4.20 – Corte do CP para medição no difratômetro	41
Figura 4.21 – Configuração do CP para eletropolimento	41
Figura 4.22 – Eletropolimento por imersão	40
Figura 4.23 – Corpo de prova preparado para medição de tensões residuais por difração de raios-X	42
Figura 4.24 – Esboço para distribuição dos pontos de medição	43
Figura 4.25 – Distribuição típica dos pontos de medição	43

Figura 5.1 – Teste de normalidade Anderson-Darling para processo FCAW...	49
Figura 5.2 – Teste de normalidade Anderson-Darling para processo GTAW ..	49
Figura 5.3 – Teste de normalidade Anderson-Darling para processo SMAW ..	50
Figura 5.4 – Resultado de comparativo entre dois processos com teste 2-Sample t.....	51
Figura 5.5 – Resultado de comparativo entre dois processos com teste 2-Sample t.....	51
Figura 5.6 – Resultado de comparativo entre dois processos com teste 2-Sample t.....	52
Figura 5.7 – Histograma de distribuição normal para os dados dos processos	52
Figura 5.8 – Boxplot dos Pontos de medição.....	53
Figura 5.9 – Distribuição de tensões residuais obtida por [16].....	55
Figura 5.10 – Efeito da dilatação linear nos reparos abordados [19, adaptado].....	56
Figura 5.11 – Influência do número de cordões [13, adaptado]	58
Figura 5.12 – Seção transversal típica para reparos GTAW.....	58
Figura 5.13 – Seção transversal típica para reparos SMAW.....	59
Figura 5.14 – Seção transversal típica para reparos FCAW	59
Figura 5.15 – Influência da velocidade de soldagem na repartição térmica da junta soldada [19].....	59
Figura 5.16 – Repartição térmica em uma junta soldada [19].....	60
Figura 5.17 – Comparativo de repartições térmicas conforme processo de soldagem.....	60
Figura 5.18 – Contração típica observada nos reparos por processo GTAW, vista frontal.....	61
Figura 5.19 – Contração típica observada nos reparos por processo GTAW, vista traseira	61

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Composição química das diferentes formas de 309L.....	10
Tabela 4.1 – Distribuição e identificação dos reparos.....	28
Tabela 4.2 – Propriedades mecânicas.....	28
Tabela 4.3 – Propriedades químicas.....	29
Tabela 4.4 – Normas e corridas dos materiais de adição usados.....	29
Tabela 4.5 – Análises químicas reais.....	30
Tabela 4.6 – Parâmetros de soldagem para GTAW (valores médios).....	36
Tabela 4.7 – Parâmetros de soldagem para FCAW (valores médios).....	37
Tabela 4.8 – Parâmetros de soldagem para SMAW (valores médios).....	38
Tabela 4.9 – Parâmetros de medição adotados.....	43
Tabela 5.1 – Resultados para amostra 3A – GTAW.....	44
Tabela 5.2 – Resultados para amostra 3B – GTAW.....	44
Tabela 5.3 – Resultados para amostra 10A – GTAW.....	45
Tabela 5.4 – Resultados para amostra 10B – GTAW.....	45
Tabela 5.5 – Resultados para amostra 5A – FCAW.....	45
Tabela 5.6 – Resultados para amostra 5B – FCAW.....	46
Tabela 5.7 – Resultados para amostra 11A – FCAW.....	46
Tabela 5.8 – Resultados para amostra 11B – FCAW.....	46
Tabela 5.9 – Resultados para amostra 7A – SMAW.....	47
Tabela 5.10 – Resultados para amostra 7B – SMAW.....	47
Tabela 5.11 – Resultados para amostra 13A – SMAW.....	47
Tabela 5.12 – Resultados para amostra 13B – SMAW.....	48
Tabela 5.13 – Coeficientes de dilatação linear para os materiais estudados [19]	56
Tabela 5.14 – Correlação entre tensão residual média, energia de soldagem e número de passes.....	57

LISTA DE SÍMBOLOS, SIGLAS E ABREVIATURAS

CA6NM – Aço inoxidável macio ASTM A743 CA6NM

°C – Graus Celsius

mm – Milímetro

SMAW – Shielded Metal Arc Welding (Soldagem ao arco com eletrodos revestidos)

FCAW – Flux Cored Arc Welding (Soldagem ao arco com arames tubulares)

GTAW – Gas Tungsten Arc Welding (Soldagem ao arco com eletrodo de tungstênio)

TIG – Tungsten Inert Gas (Idem)

CC – Corrente contínua

CA – Corrente alternada

EP – Eletrodo positivo

MPa – Megapascal

J – Joule

HV10 – Dureza Vickers com carga de 10 quilos

A – Ampére

V – Volt

cm/min – Centímetro por minuto

kJ/cm – Quilo joules por centímetro

ZAC – Zona afetada pelo calor

SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS	i
CURRICULUM VITAE	ii
RESUMO	iii
ABSTRACT	iv
LISTA DE FIGURAS	v
LISTA DE TABELAS	vii
LISTA DE SÍMBOLOS, SIGLAS E ABREVIATURAS	viii
SUMÁRIO	ix
1. INTRODUÇÃO E JUSTIFICATIVA	1
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	2
2.1. TIPOS DE TURBINA PARA GERAÇÃO DE ENERGIA HIDROELÉTRICA	2
2.2. AÇO INOXIDÁVEL MARTENSÍTICO MACIO FUNDIDO TIPO CA6NM	3
2.3. MANUTENÇÃO DE TURBINAS EM CAMPO	5
2.4. PROCESSO DE SOLDAGEM AO ARCO COM ELETRODOS REVESTIDOS	6
2.5. PROCESSO DE SOLDAGEM AO ARCO COM ARAMES TUBULARES	7
2.6. PROCESSO DE SOLDAGEM AO ARCO COM ELETRODO DE TUNGSTÊNIO	9
2.7. CONSUMÍVEIS DE SOLDAGEM TIPO 309L	10
2.7.1. CONSUMÍVEIS 309L PARA SOLDAGEM COM ELETRODOS REVESTIDOS	11
2.7.2. CONSUMÍVEIS 309L PARA SOLDAGEM COM ARAMES TUBULARES	12
2.7.2. CONSUMÍVEIS 309L PARA SOLDAGEM tig	13
2.8. TENSÕES RESIDUAIS EM SOLDAGEM	13
2.9. MEDIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS POR DIFRAÇÃO DE RAIOS-X	19
2.9.1 DIFRAÇÃO POR RAIOS X	19
2.9.2. MEDIÇÃO DAS TENSÕES RESIDUAIS	21
3. OBJETIVOS	27
4. MATERIAIS E MÉTODOS	28
4.1. MATERIAL BASE	28
4.2. MATERIAL DE ADIÇÃO	29
4.3. USINAGEM DOS INSERTOS	30
4.4. PREPARAÇÃO PARA SOLDAGEM	32
4.5. EQUIPAMENTO PARA SOLDAGEM	34
4.6. SOLDAGEM DOS REPAROS	35
4.6.1. SOLDAGEM DOS REPAROS POR PROCESSO GTAW	36
4.6.2. SOLDAGEM DOS REPAROS POR PROCESSO FCAW	37
4.6.3. SOLDAGEM DOS REPAROS POR PROCESSO SMAW	38
4.7. AJUSTE MECÂNICO DO PERFIL HIDRÁULICO DO ROTOR	39
4.8. CORTE DOS CORPOS DE PROVA	40
4.9. PREPARAÇÃO DA AMOSTRA POR ELETROPOLIMENTO	41
4.10. MEDIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS	42
5. RESULTADOS E DISCUSSÃO	44
5.1 VALORES INDIVIDUAIS DE TENSÕES RESIDUAIS	44
5.2 COMPARATIVOS ENTRE PROCESSOS DE SOLDAGEM	48
5.3 DISCUSSÃO	54

6. CONCLUSÕES	62
7. SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS	63
8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	64

1. INTRODUÇÃO E JUSTIFICATIVA

As turbinas para geração de energia por hidroelétricas representam em torno de 3% da matriz energética global [1]. Por ser uma energia limpa e renovável, ela tem grande potencial de expansão, principalmente nas Américas e na Ásia. Basicamente a operação da turbina admite água de um reservatório, que ao passar pela turbina transforma sua energia em energia mecânica, que a máquina converte em energia elétrica [2]. Em ciclo normal de trabalho, algumas regiões da turbina, que é geralmente construída em aço inoxidável martensítico macio tipo CA6NM, trabalham com carregamento variável, o que origina defeitos de fadiga, principalmente trincas. A turbina trincada necessita ser reparada e esta atividade é realizada em campo, sem que haja a desmontagem da máquina, que é onerosa e leva muito tempo. O reparo da turbina é realizado pela remoção da área trincada e por sua reconstrução por intermédio de soldagem [3], seja de reconstrução do perfil da pá, ou de união com inserto metálico, ambos com materiais de adição austeníticos, para que não seja necessária a realização de tratamentos térmicos pós-soldagem. O objetivo deste trabalho é simular estes reparos, realizando-os com processos de soldagem por eletrodo revestido (SMAW), por arame tubular (FCAW) e por TIG (GTAW), medindo as tensões residuais geradas por técnica de difração de raios X, e realizando o comparativo entre elas, buscando o melhor método de executar estes reparos, com menos tensões residuais.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. TIPOS DE TURBINA PARA GERAÇÃO DE ENERGIA HIDROELÉTRICA

A energia hidroelétrica é proveniente do movimento de rotação de uma turbina hidráulica, também chamada de rotor. Esta turbina têm pás, palhetas e vãos que giram em relação ao ângulo de ação da água. A rotação do rotor é transferida para um gerador elétrico, que produz energia elétrica. As turbinas desenvolvem torque através da pressão ou movimento da água. Elas podem ser classificadas em dois grupos: as de impulso, que usa a energia cinética de um jato de água em alta velocidade, e as de reação, que usam a ação combinada de pressão e energia cinética da água. As de impulso são mais conhecidas como turbinas Pelton e as de reação podem ser atribuídas diversos nomes, sendo os mais conhecidos Francis e Kaplan. A figura 2.1 ilustra a distribuição dos rotores de acordo com o tipo de queda e vazão.

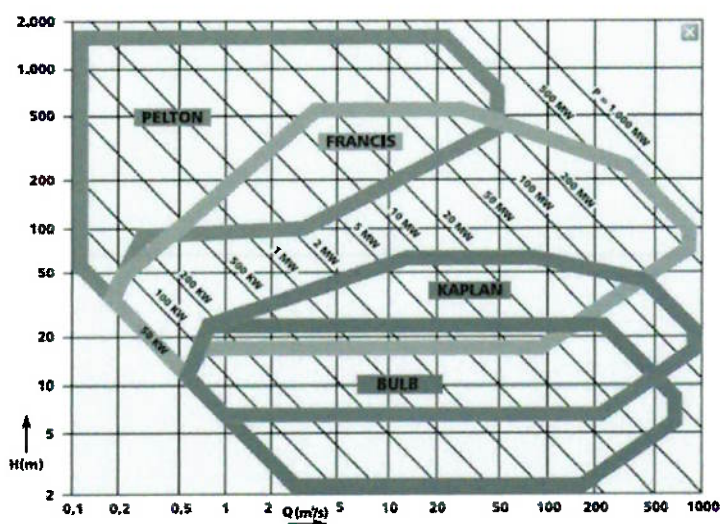


Figura 2.1 – Tipos de turbina hidráulica conforme altura da água e vazão [4]

As turbinas tipo Pelton são aplicáveis onde as quedas são maiores do que 300 metros. A turbina gira com o impacto do jato de água dado através de bicos nas pás, cujo design é desenvolvido para melhor aproveitamento do escoamento deste jato.

As turbinas tipo Francis são aplicáveis em quedas entre 20 e 500 metros permitem maiores vazões. A rotação da turbina se dá pela passagem de água de forma radial ao rotor em uma caixa espiral completamente cheia de água, proveniente de um tubo de sucção conectado a uma barragem.

As turbinas tipo Kaplan são usadas em quedas de até 50 m, e seu uso pode ser em posição vertical ou horizontal, sendo estas últimas chamadas de Bulbo, onde somente a vazão do rio é utilizada para a movimentação da turbina, que é realizado pela passagem de água de forma axial ao rotor. As turbinas Kaplan são também conhecidas como propeler de movimento variado. As propeler de movimento fixo também são usadas em algumas aplicações [2].

2.2. AÇO INOXIDÁVEL MARTENSÍTICO MACIO FUNDIDO TIPO CA6NM

O aço inoxidável martensítico macio tipo CA6NM (CA6NM) é uma liga de ferro-cromo-níquel-molibdênio, podendo ser endurecida por tratamento térmico. É uma evolução do tipo CA15, tendo condições de resistência à corrosão semelhante, mas devido à adição de níquel e molibdênio também possui resistência para trabalho com água do mar. Outra característica do CA6NM é a sua tenacidade e resistência à cavitação, muito superiores a suas versões antigas. A facilidade em fundição de seções espessas o torna a primeira opção para a fabricação de turbinas hidráulicas para geração de energia [5].

Geralmente a liga é usada no estado temperado e revenido e tem estrutura 100% martensítica. O CA6NM contém boas quantidades de austenita retida, a qual produz boa combinação de resistência, tenacidade e dureza. O tratamento térmico adequado deve ser selecionado de modo a obter a característica desejada [5].

A liga CA6NM possui boa usinabilidade e soldabilidade, usando-se técnicas adequadas. Sua condutividade térmica é aproximadamente a metade da de aços carbono, porém é 60 % maior que a da maioria dos aços inoxidáveis austeníticos [5].

Os tratamentos térmicos aplicáveis consistem em têmpera em torno de 1038 a 1066 °C, seguida de resfriamento em ar ou óleo. Ao chegar à temperatura final de formação de martensita, que varia dependendo da composição química, o material deve ser logo revenido, em faixas mais comuns de 593 a 621 °C. Revenimentos em torno de 480 °C resultam em perda de tenacidade. Duplo revenimento é usado para obter baixas durezas para aplicações envolvendo ácido sulfúrico, onde há no primeiro a temperatura de 677 °C seguido por outro de 607 °C [5].

Para soldagem, principalmente em secções mais espessas e com altas concentrações de tensão, um pré-aquecimento na faixa de 100 a 170 °C, além de uma temperatura de interpasse entre 170 e 260 °C é indicado. Após a soldagem, o tratamento térmico para alívio de tensões é usado na faixa de 593 a 621 °C. O resfriamento até 260 °C deve ser realizado o mais rápido possível para reduzir a perda de tenacidade [5].

2.3. MANUTENÇÃO DE TURBINAS EM CAMPO

A vida em operação das turbinas demanda paradas de máquina programadas [6], com o intuito de verificar a sanidade das peças submetidas aos esforços de operação. Esquemas de manutenção preveem quantas horas de operação são permitidas para a execução de uma parada preventiva e possível substituição ou reparos dos componentes. A inspeção na turbina deve ser realizada periodicamente em busca de área de desgaste por cavitação ou trincas. [6]

A frequência de inspeção de uma turbina Francis nova deve ocorrer em 1500, 4000 e 8000 horas de operação [6]. Após estas inspeções iniciais, o período entre inspeções pode aumentar, mas não deve ultrapassar o máximo de 4 anos.

Reparos de cavitação devem ser levados em consideração quando a profundidade dos danos excede 3 mm, por questões de frequência e tempo de paradas de máquina.

Trincas devem ser reparadas quando a integridade estrutural do rotor é questionável. A realização de reparos por soldagem induz tensões residuais que podem ser maiores do que as que geraram a trinca [6]. Geralmente estes reparos são realizados inicialmente realizando um furo na ponta da trinca, deste modo impedindo o seu crescimento, seguida do preenchimento por soldagem ou por soldagem de insertos metálicos. A aplicação de resinas ou outros materiais é em alguns casos utilizada. [6]

2.4. PROCESSO DE SOLDAGEM AO ARCO COM ELETRODOS REVESTIDOS

O processo de soldagem manual ao arco com eletrodos revestidos (SMAW) consiste em fundir os metais por intermédio do calor de um arco elétrico formado entre um eletrodo consumível e revestido e a peça a ser soldada, conforme figura 2.2.

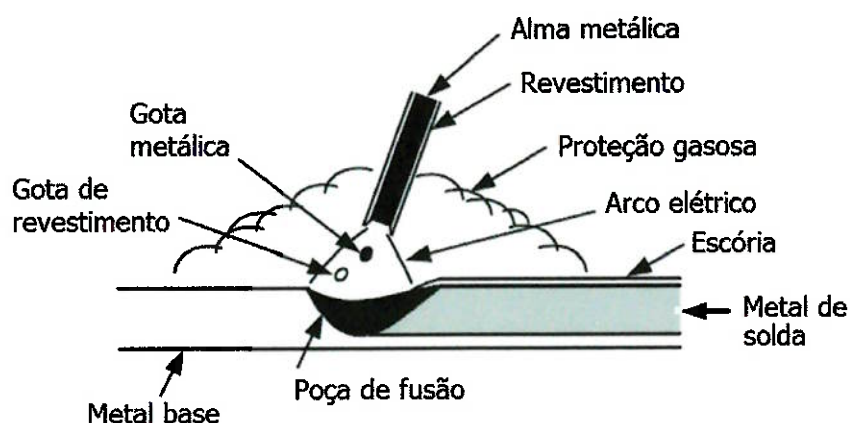


Figura 2.2 – Processo de soldagem ao arco com eletrodos revestidos [7, adaptado]

O eletrodo revestido é constituído de uma alma metálica, a qual é mais usualmente trefilada, mas pode ser fundida, e de uma camada de fluxo, composta por diversos tipos de materiais, que realiza o seu revestimento. Este revestimento tem diversas características, tais como: estabilizar o arco; prover elementos de liga ao metal soldado e; prover proteção gasosa contra a atmosfera à poça de fusão. [8]

O equipamento utilizado em SMAW é relativamente simples e barato, composto por uma fonte de soldagem, mais comumente um retificador, cabo obra e cabo com porta-eletrodo.

Por conta da tendência a absorver umidade de alguns tipos de eletrodos revestidos, eles necessitam de ressecagem depois de retirada da embalagem e

armazenamento em estufas com temperatura controlada, conforme orientações do fabricante. [8]

O processo foi amplamente utilizado até os anos 60, sendo cada vez menos utilizado atualmente, principalmente em países desenvolvidos. Com aplicações possíveis em fábrica ou em campo, é particularmente interessante ao segundo, pois a facilidade de manuseio e simplicidade do equipamento, aliados ao baixo custo e a fácil operação o tornam competitivo nos diferentes tipos de ambiente do campo. [8]

Algumas vantagens do processo são a simplicidade do equipamento, seu baixo custo e facilidade de operação. Porém, algumas desvantagens do processo são a baixa produtividade e a necessidade de armazenamento especial dos consumíveis.

2.5. PROCESSO DE SOLDAGEM AO ARCO COM ARAMES TUBULARES

O processo de soldagem semiautomática ao arco com arames tubulares (FCAW) consiste na fusão dos metais por intermédio do calor de um arco elétrico formado por um eletrodo arame tubular metálico consumível contendo fluxo em seu interior e a peça a ser soldada, onde a proteção deste e da poça de fusão é realizado por um gás ou mistura de gases ou pelo fluxo do eletrodo. [8]

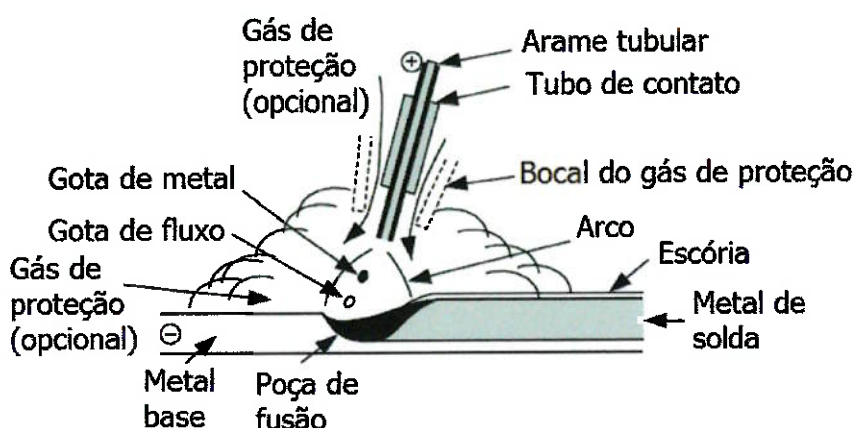


Figura 2.3 – Processo de soldagem ao arco com arames tubulares [7, adaptado]

O arame tubular é fornecido em bobinas e é constituído por um pequeno tubo metálico [8], o qual é obtido por uma sequência de conformações mecânicas de uma fita, durante o processo de trefila, preenchido por uma combinação de compostos químicos, tais como estabilizantes de arco, formadores de escória e elementos de liga.

O equipamento utilizado em FCAW consiste em uma fonte de energia, um cabeçote para alimentação de arame, mangote, tocha de soldagem e cabos.

O processo é semiautomático, pois o soldador aciona o gatilho da tocha, iniciando a alimentação do arame, e conduz a poça de fusão ao longo da junta de soldagem, controlando a largura do cordão. Após a finalização do cordão é necessária a limpeza da escória originada pelo fluxo do arame.

O arame tubular é particularmente vantajoso em relação à soldagem com arames sólidos, pois é mais produtivo, em função de sua densidade de corrente na secção transversal ser maior, aumentando a taxa de alimentação de arame e consequentemente o volume final de metal depositado.

Os arames tubulares, por conterem fluxo semelhante ao dos eletrodos revestidos em seu interior, possuem também a tendência a absorver umidade, o que demanda o seu armazenamento adequado em estufas. [8]

As principais vantagens do processo são a alta produtividade e a facilidade de operação. Porém, algumas desvantagens são o alto custo dos equipamentos e a necessidade de cuidados especiais com os consumíveis. [8]

2.6. PROCESSO DE SOLDAGEM AO ARCO COM ELETRODO DE TUNGSTÊNIO

O processo de soldagem manual com eletrodo de tungstênio (GTAW), também conhecida como soldagem TIG, consiste na fusão dos metais por intermédio do calor de um arco elétrico formado por um eletrodo não consumível de tungstênio e o material a ser soldado, podendo ser adicionado material em formato de varetas, ou ser realizada soldagem autógena, ou seja, sem adição de material. A proteção da poça de fusão é realizada por um gás inerte.

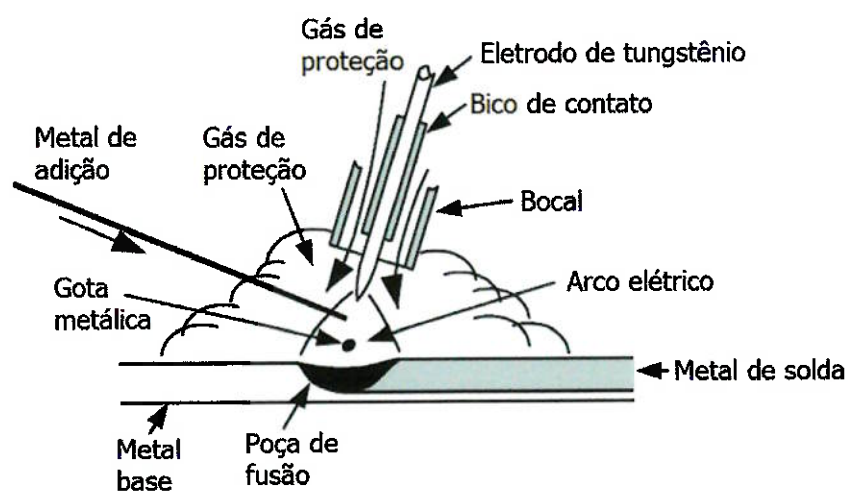


Figura 2.4 – Processo de soldagem ao arco com eletrodo de tungstênio [7, adaptado]

O processo de soldagem GTAW, amplamente conhecido na indústria como TIG, é utilizado nas mais diversas aplicações, onde geralmente a qualidade do depósito necessita ser mais bem controlada [8]. Como o processo tem adição de material manual por parte do soldador, um maior controle do cordão de solda é um dos benefícios deste processo.

O processo TIG é indicado para a soldagem de todos os metais, por utilizar gás inerte e adição de qualquer material que se deseja. Aplicações envolvendo titânio, alumínio, zircônio, tântalo, ligas de níquel, entre outros, são possíveis com a utilização deste processo. [8]

As principais vantagens do processo TIG são a elevada qualidade do depósito e a diversidade de materiais soldáveis. Entretanto, algumas desvantagens são a baixa produtividade do processo e a necessidade da alta qualificação do soldador para a execução da soldagem. [8]

2.7. CONSUMÍVEIS DE SOLDAGEM TIPO 309L

A composição da liga deste consumível é, principalmente, 24 % de cromo e 13 % de níquel, além de outros elementos de liga, conforme tabela 2.1.

Tabela 2.1 – Composição química das diferentes formas de 309L

Especificação e Classificação ASME 2013 IIC	C	Cr	Ni	Mo	Mn	Si	P	S	Cu
SFA-5.4 E309L-XX	0,04	22,0 25,0	12,0 14,0	0,75	0,5 2,5	1,00	0,04	0,03	0,75
SFA-5.22 E309LTX-X	0,04	22,0 25,0	12,0 14,0	0,75	0,5 2,5	1,00	0,04	0,03	0,75
SFA-5.9 ER309L	0,03	23,0 25,0	12,0 14,0	0,75	1,0 2,5	0,30 0,65	0,03	0,03	0,75

O depósito produz uma microestrutura basicamente austenítica com número de ferrita 22, ou aproximadamente 14,3 % de ferrita delta. Este teor elimina a possibilidade de fissuração a quente, porém aumenta as chances de precipitação de carbonetos no contorno de grão e posterior corrosão intergranular em ambientes agressivos. A formação de carbonetos de cromo no contorno de grão é um fenômeno conhecido por sensitização e causa a perda de resistência à corrosão em aços inoxidáveis [9] [10].

Este consumível é usado na união de ligas similares em condição bruta ou fundida. Em alguns casos, é usado na união de ligas 304, quando a aplicação é em ambientes de severa corrosão, exigindo maiores elementos de liga no metal fundido. A aplicação na soldagem de materiais dissimilares é também muito utilizada, bem como a aplicação de revestimentos em aços carbono e inoxidáveis. [9]

O sufixo "L" representa o baixo teor de carbono (0,03 % máximo), o que reduz a propensão do metal fundido a precipitação de carbonetos no contorno de grão, aumentando sua resistência à corrosão sem que seja necessário o uso de estabilizantes tais como titânio ou nióbio, que tendem a formar carbonetos antes do cromo [11].

2.7.1. CONSUMÍVEIS 309L PARA SOLDAGEM COM ELETRODOS REVESTIDOS

Os consumíveis com a classificação 309L para soldagem com eletrodos revestidos podem ser encontrados, entre outras normas, no código ASME para Vasos de Pressão e Caldeiras, no Volume II parte C, no SFA-5.4 [11]. Os

eletrodos são classificados como EXXX-YY, sendo que E significa “eletrodo”, XXX é a classe do material e YY é o número de usabilidade.

Na norma ASME IIC SFA-5.4 [11], é possível encontrar os eletrodos E309L-15, E309L-16, E309L-17 e E309L-26. Os índices após o hífen existem para determinar os diferentes tipos de revestimento, sendo o E309L-15 revestimento básico, com o qual é possível a soldagem em CCEP em todas as posições. Já o E309L-16 possui revestimento rútilico e possui elementos ionizantes, como potássio, que estabilizam o arco para soldagem em CA em todas as posições. O E309L-17 por sua vez é uma modificação do E309L-16, porém com a sílica substituindo o rútilo no revestimento. Esta alteração produz arco spray em posição horizontal e melhor superfície de acabamento do que com E309L-16. Por fim, o eletrodo E309L-26 por sua vez, possui revestimento celulósico e oferece maiores taxas de disposição que os outros, porém somente em posição plana e horizontal. [11]

2.7.2. CONSUMÍVEIS 309L PARA SOLDAGEM COM ARAMES TUBULARES

Os consumíveis com a classificação 309L para soldagem com arames tubulares podem ser encontrados, entre outras normas, no código ASME para Vasos de Pressão e Caldeiras, no Volume II parte C, no SFA-5.22 [11]. Os arames tubulares são classificados como EXXXTY-Z, sendo que E significa “eletrodo”, XXX é a classe do material, T significa “tubular” e Y-Z como “posição” - “gás de proteção”. Para a posição existem duas opções, “0” para posição plana e horizontal e “1” para todas as posições. Para o gás de

proteção, “1” para CO₂, “3” para auto protegido, ou seja, sem gás de proteção, “4” para 75 a 80% de argônio e o restante de CO₂ e “5” para argônio puro. [11]

2.7.2. CONSUMÍVEIS 309L PARA SOLDAGEM TIG

Os consumíveis para liga 309L para soldagem TIG podem ser encontrados, entre outras normas, no código ASME para Vasos de Pressão e Caldeiras, no Volume II parte C, no SFA-5.9 [11]. As varetas são classificadas como ERXXX, sendo que E significa “eletrodo”, R significa “vareta” e XXX é a composição do material. Existem no mercado diferentes tipos de bitola da vareta, principalmente diâmetro 1,6 ,2,4 e 3,6 mm. [11]

2.8. TENSÕES RESIDUAIS EM SOLDAGEM

Tensões residuais, também conhecidas como tensões internas, são aquelas presentes em um corpo quando todas as cargas externas forem removidas. Elas aparecem em corpos que foram submetidos a mudanças não uniformes de temperatura, como ocorre na soldagem [7].

Tensões residuais são tensões internas presentes nos componentes sem que haja nenhum carregamento mecânico ou gradiente térmico. Podem ser muito perigosas ou de grande benefício, dependendo do seu padrão e magnitude [12]. Apesar de serem muito difíceis de serem calculadas e medidas, as tensões residuais devem ser levadas em consideração assim como as cargas externas em uma análise de falha. As tensões residuais são formadas ou alteradas pela maioria dos processos de fabricação e condições

de trabalho, que causam alterações térmicas, metalúrgicas, mecânicas ou químicas [12].

As tensões residuais são representadas em termos de tensões de tração e de compressão. Como são sistemas balanceados, seguindo os preceitos da segunda lei de Newton, cada tensão residual de tração, resultando em uma força de tração, possui uma oposta e de mesma intensidade, resultando em uma força de compressão, que a balanceia [12].

As tensões residuais podem ser classificadas em três tipos, macroscópicas, microscópicas e de rede:

- Tensões residuais macroscópicas: são aquelas que se estendem e grande parte do material, como sua seção transversal ou sua superfície, são as tensões de interesse em engenharia [12].

- Tensões residuais microscópicas: são aquelas que se estendem pelo grão ou grupo de grãos. As tensões microscópicas afetam os grãos, porém eles estão orientados de forma particular e possuem defeitos, gerando assim tensões diferentes em diferentes agrupamentos de grãos [12].

- Tensões residuais de rede: são aquelas encontradas em uma pequena porção do grão em espaços interatômicos. São geradas em materiais que foram submetidos a descontinuidades na rede cristalina, como vazios ou impurezas, ou mesmo tratamentos superficiais com adição de carbono ou nitrogênio [12].

Quando um cordão de solda é aplicado em uma junta de chapas grossas, a tendência do cordão após o resfriamento é retomar o volume do material na temperatura ambiente. Porém o material em sua adjacência o restringe, imprimindo nele tensões longitudinais ou transversais. Estas tensões

podem causar deformação, ou se tornarem tensões residuais até o limite de escoamento do material. [13]

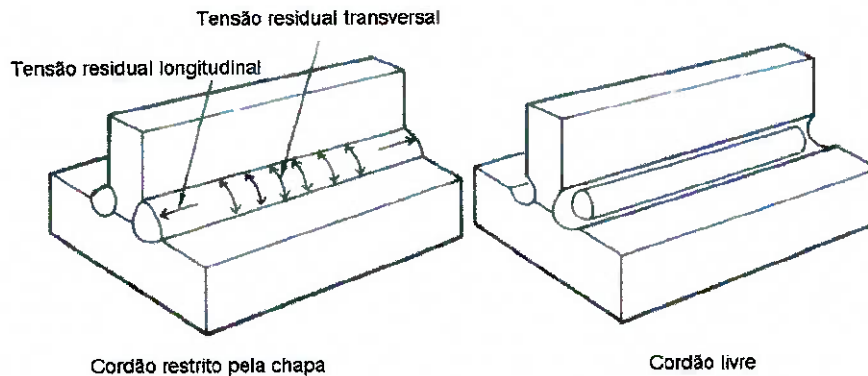


Figura 2.5 – Comportamento de um cordão de solda em uma junta soldada [13, adaptado]

Adicionalmente, para ilustrar as tensões residuais em soldagem existe o exemplo das três barras metálicas. Supondo três barras metálicas, onde elas estão fixas em dois blocos rígidos, ao aquecer a barra do meio, devido a sua dilatação ela fica sujeita a tensões de compressão. Ao resfriar, a barra se contrai e as tensões residuais internas passam a ser de tração, enquanto as barras das laterais ficam sujeitas à compressão. Em uma junta soldada, as barras das laterais são os metais base adjacentes à junta, enquanto a barra central se comporta como o cordão de solda [7].

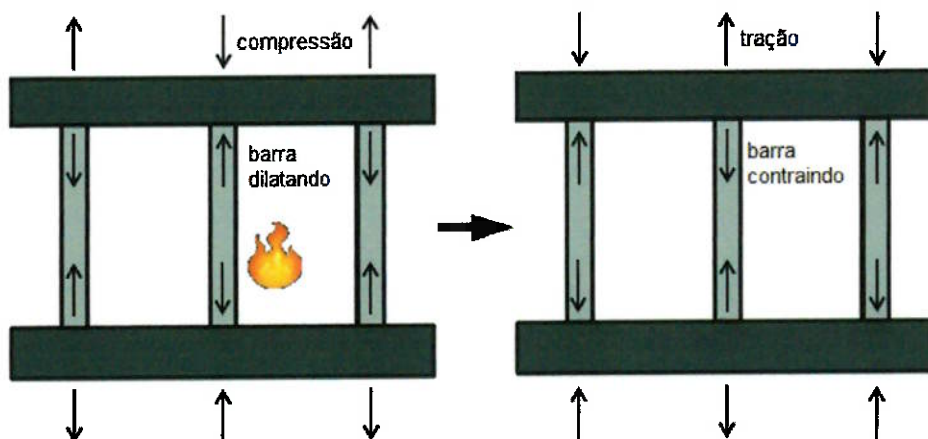


Figura 2.6 – Exemplo das barras metálicas restritas [7, adaptado]

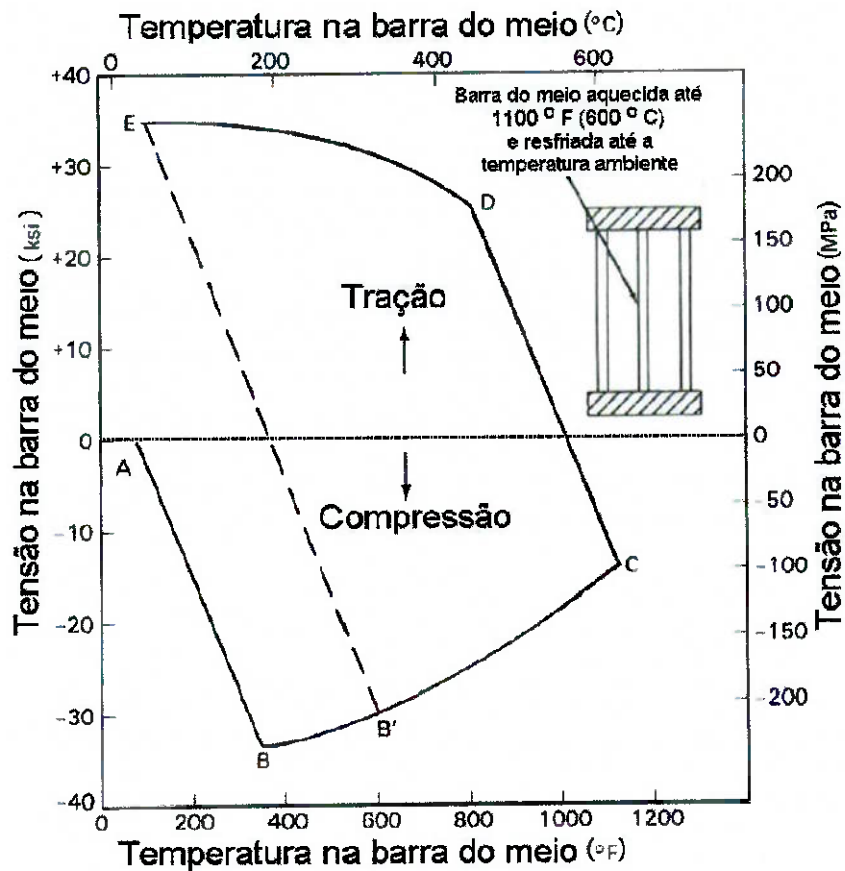


Figura 2.7 – Variação de temperatura e tensões na barra do meio, $LE = 240 \text{ MPa}$ [14, adaptado]

É possível verificar na figura 2.7 que existe uma variação das tensões na barra do meio, sendo que durante o aquecimento, entre os pontos A, B e C, as tensões residuais em compressão aumentam até o limite de escoamento do material, onde ocorre a deformação da barra. Durante o resfriamento, entre os pontos C, D e E, as tensões residuais de tração passam a atuar na barra também até o limite de escoamento. [14]

Em função deste efeito, após a soldagem algumas tensões residuais permanecem na junta, de forma trativa no cordão de solda e de forma compressiva no metal adjacente a ele [7].

A contração do metal adjacente à solda aumenta as tensões que levam à distorção. [13] O metal adjacente é aquecido quase à temperatura de fusão, ao passo que a alguns milímetros da solda a temperatura é muito menor. Esse grande diferencial de temperatura causa expansão não uniforme seguida de movimentação do material, se as partes sendo soldadas estiverem restritas. O metal base se dilata e contrai assim como o metal de solda na passagem de um cordão. Como o metal adjacente restringe este efeito, tensões residuais se desenvolvem. Isto aumenta a chance de distorção do conjunto soldado. [13]

Este efeito pode ser minimizado na qualificação de procedimentos de soldagem, usando por exemplo, maiores velocidades de soldagem, estas que reduzem o tamanho do material base adjacente que contrai ao longo da solda. [13].

A contração de uma solda causa vários tipos de distorção e mudanças dimensionais. Uma junta de topo por exemplo, contraindo-se transversalmente, muda a largura da construção soldada. Quanto maior for a quantidade de solda no topo da chapa, maior será a chance de as bordas se levantarem. [13]

Algumas técnicas são usadas para reduzir as distorções causadas por soldagem, entre elas, a redução do volume de soldagem pode reduzir a contração lateral. Balancear a soldagem em um chanfro duplo V também ajuda a controlar as distorções angulares. Alocar as soldagens nas linhas neutras das construções é também um remédio para redução de distorções. [7] Estas técnicas estão ilustradas na figura 2.8.

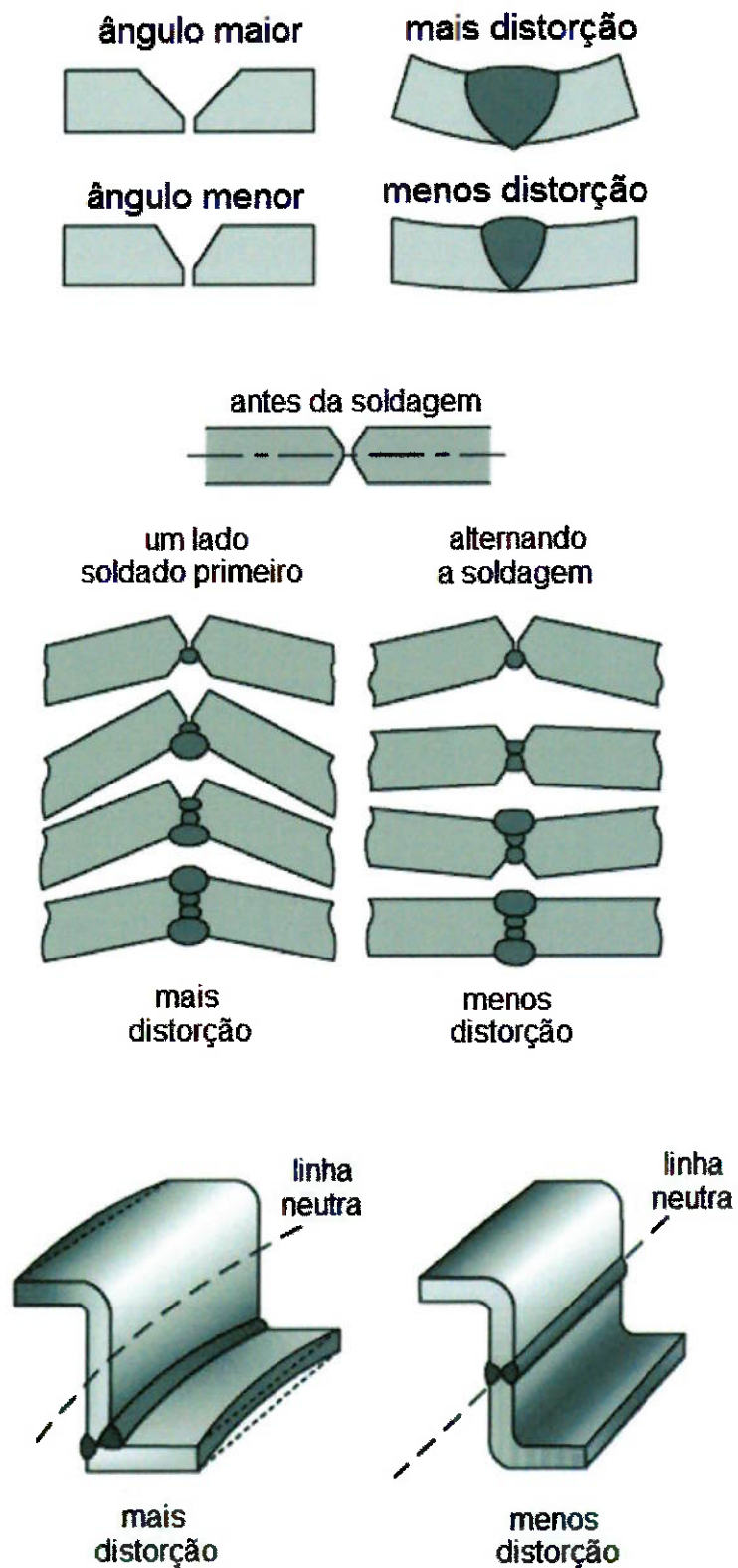


Figura 2.8 – Algumas técnicas para redução de distorções por soldagem [7, adaptado]

2.9. MEDIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS POR DIFRAÇÃO DE RAIOS-X

2.9.1 DIFRAÇÃO POR RAIOS X

Os raios X foram descobertos em 1895 pelo físico alemão Wilhelm Conrad Roentgen quando um potencial alto o suficiente foi aplicado entre duas chapas metálicas dispostas em tubo em vácuo, naquele momento fora observado que raios invisíveis de natureza desconhecida (raios X) foram então produzidos.

A utilização dos raios X foi então sendo realizada, entretanto aqueles que faziam da sua utilização não possuíam o entendimento e a compreensão de como estavam sendo produzidos estes raios invisíveis e desconhecidos, ainda descreve que utilização destes raios se dava inclusive para avaliação de ossos humanos quebrados por intermédio de radiografias, ou seja, a avaliação era realizada através da passagem os raios pelos órgãos e a impressão de uma imagem em um filme opaco no lado oposto a emissão [15].

No entanto, em 1912, Max von Laue estabeleceu que ondas eletromagnéticas originadas dos Raios X eram difratadas por materiais cristalinos. Esta descoberta possibilitou o entender a natureza dos raios X, bem como possibilitou sua aplicação no auxílio do estudo das estruturas e no comportamento dos materiais em uma escala muito fina na ordem de dimensões de uma célula unitária (10^{-7} mm) [15].

Assim foi possível compreender a natureza dos raios X, pois são definidos como ondas eletromagnéticas semelhantes à luz visível, no entanto, com um comprimento de onda muito pequeno que varia de 0,5 a 2,5 angstroms

(Å), sendo o comprimento de onda de luz visível de, aproximadamente 6000 Å [15].

A figura 2.8 apresenta o espectro eletromagnético no qual estão inseridos os raios X.

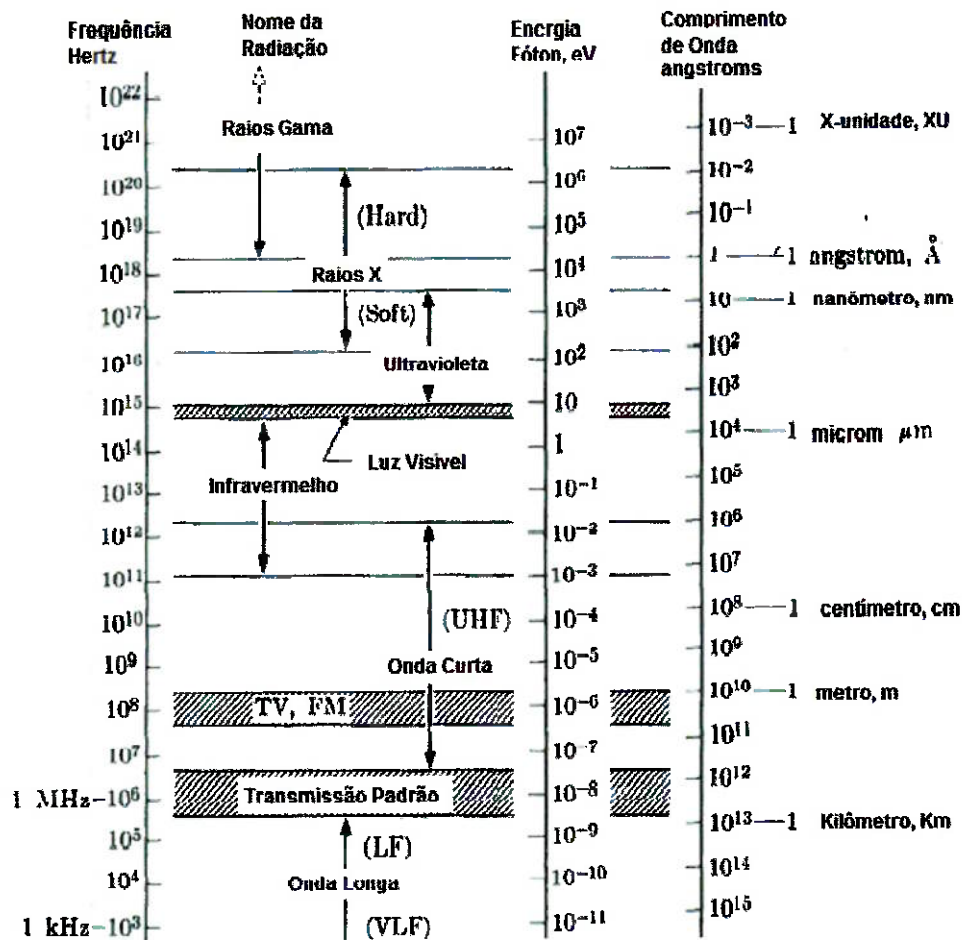


Figura 2.9 – Espectro eletromagnético [15, adaptado]

Willian Lawrence Bragg, um cientista inglês, auxiliou no estudo das estruturas através do fenômeno da difração dos raios X nas estruturas cristalinas. Em 1912 foi o primeiro a formular a equação 1, apresentada a seguir, que ficou conhecida como lei de Bragg. Essa equação foi desenvolvida

a partir dos experimentos de Max von Laue, cujas demonstrações serão apresentadas posteriormente [15].

$$n\lambda = 2d\sin\theta \quad (1)$$

2.9.2. MEDIÇÃO DAS TENSÕES RESIDUAIS

A medição das tensões residuais por difração de raios X baseia-se na medição das distâncias interplanares existentes nos grãos. Com a existência de tensões, ocorrerão deformações e com isto estas distâncias serão modificadas e, portanto, poderão ser medidas por difração de raios X. [15]

Com estas medições poderão ser calculadas as tensões residuais manipulando as equações relativas a lei de Hooke e da teoria da elasticidade para a análise das tensões e deformações, conforme as equações a seguir.

Tensão (σ):

$$\sigma = \frac{\Delta F}{\Delta A} \quad (2)$$

Onde, ΔF é a variação a força aplica e ΔA é a variação da área.

Deformação (ε):

$$\varepsilon = \frac{\Delta d}{d_0} \quad (3)$$

Sendo, Δd a variação da distância e d_0 a distância inicial.

Lei de Hooke (relação entre tensão e deformação) para o estado uniaxial de tensão:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \quad (4)$$

Onde, E é o módulo de elasticidade do material.

Lei de Hooke para o estado triaxial de tensão:

$$\varepsilon_1 = \left(\frac{\sigma_1}{E}\right) - \nu * \left(\frac{(\sigma_2 + \sigma_3)}{E}\right) \quad (5)$$

$$\varepsilon_2 = \left(\frac{\sigma_2}{E}\right) - \nu * \left(\frac{(\sigma_1 + \sigma_3)}{E}\right) \quad (6)$$

$$\varepsilon_3 = \left(\frac{\sigma_3}{E}\right) - \nu * \left(\frac{(\sigma_1 + \sigma_2)}{E}\right) \quad (7)$$

onde ε_1 , ε_2 e ε_3 são as deformações principais, σ_1 , σ_2 e σ_3 são as tensões principais, e ν é o coeficiente de Poisson.

Todavia, para efeitos de adequação ao estado real de tensões, são utilizadas coordenadas polares, como mostra a figura 2.9.

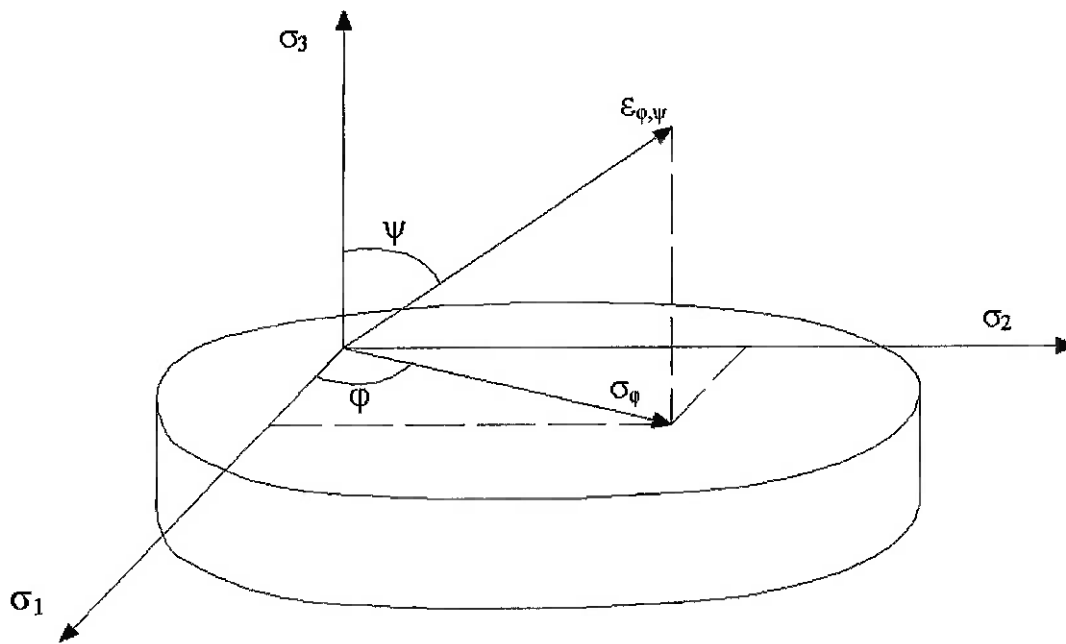


Figura 2.10 – Sistema de coordenadas polares para medição de tensões residuais

Sabe-se que:

$$\varepsilon_{\varphi,\psi} = (\sigma_1 \cdot \cos^2 \varphi + \sigma_2 \cdot \sin^2 \varphi) \cdot \sin^2 \psi - \mu \cdot \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{E} \quad (8)$$

Onde de acordo com a figura 2.9, φ é o ângulo azimutal e ψ é o ângulo polar. Na Equação 9, a componente da tensão perpendicular à superfície σ_3 é zero, e as componentes σ_1 e σ_2 se posicionam na superfície. Então a Equação 10 pode ser escrita como:

$$\varepsilon_{\varphi,\psi} = \frac{(1 + \mu) \cdot \sigma_\varphi \cdot \sin^2 \psi}{E} - \mu \cdot \frac{(\sigma_1 + \sigma_2)}{E} \quad (9)$$

onde σ_φ é a componente da tensão na direção que faz o ângulo φ com a tensão principal σ_1 .

Com base nas Equações 9 e 10 foram desenvolvidas metodologias de medição de tensões.

A figura 2.10 mostra três planos de uma família de planos com espaçamento interplanar d , que difratam os raios incidentes. Os raios 1 e 2 incidentes difratam, respectivamente, no primeiro e no segundo planos atômicos. Em cada difração os ângulos, de incidência e difração, são representados por θ . Diferentemente do que é usado normalmente em ótica, esses ângulos são medidos em relação à superfície do plano refletor, e não em relação à normal do plano. Nesta figura, o espaçamento interplanar d é análogo à aresta da célula unitária a_0 . As ondas dos raios 1 e 2 chegam em fase ao cristal. Depois da difração, elas estão novamente em fase; diferentemente do que ocorre com os raios de luz, os raios-X não se refratam ao entrar no cristal. Então, a fase relativa entre as ondas dos raios 1 e 2 é determinada, exclusivamente, pela diferença de percursos. Para que os raios estejam em fase, a diferença de percurso deve ser igual a um múltiplo inteiro do comprimento de onda λ dos raios-X.

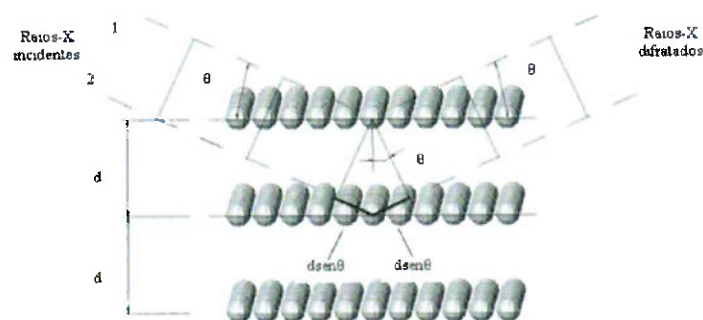


Figura 2.11 – Diferença de percursos dos raios incidentes em função da distância interplanar

Pela figura 2.10 é fácil verificar que a diferença de percursos é $2d \sin \theta$. Este resultado é válido para qualquer par de planos adjacentes da família de

planos representada, conforme apresentada pela equação 1, onde n é o número de ordem do máximo de intensidade da suposta difração dos raios-X.

Para o cálculo das tensões, a equação utilizada é demonstrada através da variação da distância interplanar para obter uma variação do ângulo de difração. Sendo assim, pela diferenciação da equação 9, obtém-se:

$$\frac{\Delta d}{d} = -\cotg \theta \cdot \Delta \theta \quad (10)$$

A diferença entre as duas componentes da deformação é dada por:

$$\varepsilon_{\varphi, \psi 2} = \frac{1 - \nu}{E} \sigma_{\varphi} \cdot (\sen^2 \psi_2 - \sen^2 \psi_1) \quad (11)$$

A componente de tensão σ_{φ} da Equação 11 pode ser escrita:

$$\sigma_{\varphi} = \frac{E}{1 - \nu} \frac{(\varepsilon_{\varphi, \psi 2} - \varepsilon_{\varphi, \psi 1})}{(\sen^2 \psi_2 - \sen^2 \psi_1)} \quad (12)$$

A deformação em termos de difração por ser expressa por:

$$\varepsilon_{\varphi, \psi} = \frac{(d_{\varphi, \psi} - d_0)}{d_0} = \cotg \theta_0 \cdot (\theta_{\varphi, \psi} - \theta_0) \quad (13)$$

onde: $d_{\varphi\psi}$, d_0 e $\theta_{\varphi\psi}$, θ_0 são os valores das distâncias interplanares e dos ângulos de difração para os estados com tensão e sem tensão do material, respectivamente.

Das equações 12 e 13 pode ser obtida a fórmula final para determinação da componente de tensão σ_φ :

$$\sigma_\varphi = \frac{E}{(1 + \nu)} \frac{\cotg \theta_0 \cdot (\theta_{\varphi,\psi_2} - \theta_{\varphi,\psi_1})}{\text{sen}^2 \psi_2 - \text{sen}^2 \psi_1} \quad (14)$$

Esta equação será válida para quaisquer variações de ψ_1 e ψ_2 impostas.

[15]

3. OBJETIVOS

Este trabalho tem o objetivo de estudar a influência do processo de soldagem nas tensões residuais geradas em reparos de turbinas Francis. Com os resultados podem-se estabelecer os melhores parâmetros para realizar estes reparos em campo obtendo a melhor condição de tensões residuais. Os reparos serão realizados pelo método de soldagem de insertos, com diferentes processos de soldagem, a saber, SMAW, FCAW e GTAW, utilizando em todos consumível de aço inoxidável austenítico tipo 309L. Após a realização dos reparos, será realizada medição de tensões residuais por difração de raios-x e os valores comparados em análise estatística.

4. MATERIAIS E MÉTODOS

Foram realizadas a soldagem de 6 pás, cada uma com 2 reparos. Cada um dos 3 processos de soldagem foi aplicado em 2 pás. A distribuição dos reparos, processos e pás foi feita conforme tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Distribuição e identificação dos reparos

Processo	Identificação coroa	Identificação cubo	Pá
GTAW	GTAW-3A	GTAW-3B	Pá 3
	GTAW-10A	GTAW-10B	Pá 10
FCAW	FCAW-11A	FCAW-11B	Pá 11
	FCAW-5A	FCAW-5B	Pá 5
SMAW	SMAW-7A	SMAW-7B	Pá 7
	SMAW-13A	SMAW-13B	Pá 13

4.1. MATERIAL BASE

Foram usadas como material base as pás de uma turbina Francis cuja fabricação foi suspensa.

As pás são constituídas de aço inoxidável martensítico macio conforme norma ASTM A743 tipo CA6NM. As corridas das pás usadas estão conforme tabela 4.2 e 4.3.

Tabela 4.2 – Propriedades mecânicas

Peça	Corrida	Limite de Escoamento ¹ (MPa)	Resistência a Tração ¹ (MPa)	Alongamento ¹ (%)	Impacto ² (J)	Dureza ¹ HV10
Pá 3	IA-0509/18	697	808	23	118,0	265
Pá 5	IA-0567/29	701	864	18	96,7	265
Pá 7	IA-0589/32	797	877	17	126,0	265
Pá 10	IA-0822/08	676	839	19	96,7	280
Pá 11	IA-0822/09	676	839	19	96,7	280
Pá 13	IA-0566/30	684	837	19	104,7	265

¹Temperatura de ensaio = Ambiente

²Temperatura de ensaio = 0 °C

Tabela 4.3 – Composições químicas

Peça	Corrida	C ¹	Si ¹	Mn ¹	P ¹	S ¹	Cr ¹	Ni ¹	Mo ¹	Cu ¹	V ¹	W ¹	Fe ¹
Pá 3	IA-0509/18	0,023	0,51	0,52	0,023	0,008	12,76	3,96	0,52	0,29	0,027	0,042	81,317
Pá 5	IA-0567/29	0,025	0,51	0,55	0,025	0,014	12,60	3,76	0,47	0,13	0,022	0,045	81,849
Pá 7	IA-0589/32	0,018	0,53	0,61	0,037	0,005	12,58	3,83	0,48	0,11	0,030	0,045	81,725
Pá 10	IA-0822/08	0,024	0,33	0,56	0,025	0,010	12,93	3,82	0,49	0,10	0,026	0,040	81,645
Pá 11	IA-0822/09	0,024	0,33	0,56	0,025	0,010	12,93	3,82	0,49	0,10	0,026	0,040	81,645
Pá 13	IA-0566/30	0,022	0,63	0,57	0,024	0,019	12,57	3,73	0,48	0,19	0,025	0,042	81,698

¹Valores em peso %

4.2. MATERIAL DE ADIÇÃO

Os materiais de adição usados basicamente são em aço inoxidável austenítico tipo 309L. As variações dos mesmos conforme normas bem como as respectivas corridas estão relacionadas na tabela 4.4.

Tabela 4.4 – Normas e corridas dos materiais de adição usados

Processo	Especificação Classificação ASME 2013 IIC ^e	C (%)	Cr (%)	Ni (%)	Mo (%)	Mn (%)	Si (%)	P (%)	S (%)	Cu (%)	Corrida
SMAW	SFA-5.4 E309L-17	0,04	22,0 25,0	12,0 14,0	0,75	0,5 2,5	1,00	0,04	0,03	0,75	11310604
GTAW	SFA-5.9 ER309L	0,03	23,0 25,0	12,0 14,0	0,75	1,0 2,5	0,30 0,65	0,03	0,03	0,75	517114
FCAW	SFA-5.22 E309LT1-1	0,04	22,0 25,0	12,0 14,0	0,75	0,5 2,5	1,00	0,04	0,03	0,75	F3M2155

¹Valores em peso %

Os valores reais de análise química para cada consumível utilizado estão dispostos na tabela 4.5. Os valores foram coletados por espectrometria.

Tabela 4.5 – Análises químicas reais

Corrida	C (%)	Cr (%)	Ni (%)	Mo (%)	Mn (%)	Si (%)	P (%)	S (%)	Cu (%)
11310604	0,024	22,620	11,870	0,100	0,780	0,740	0,022	0,013	0,090
517114	0,012	22,420	12,470	0,140	1,520	0,470	0,017	0,012	0,110
F3M2155	0,019	23,010	11,780	0,070	0,750	0,800	0,021	0,006	0,030

¹Valores em peso %

Os testes foram realizados em amostras depositadas sobre material CA6NM em 4 camadas, totalizando 10 mm para obtenção de camada pura, conforme ASME IIC [11].

4.3. USINAGEM DOS INSERTOS

Para a realização das simulações, o método escolhido para a retirada dos insertos do rotor foi por meio de usinagem, conservando assim as mesmas características de remoção em todos os reparos.

Os insertos foram retirados conforme figura 4.1 e 4.2.

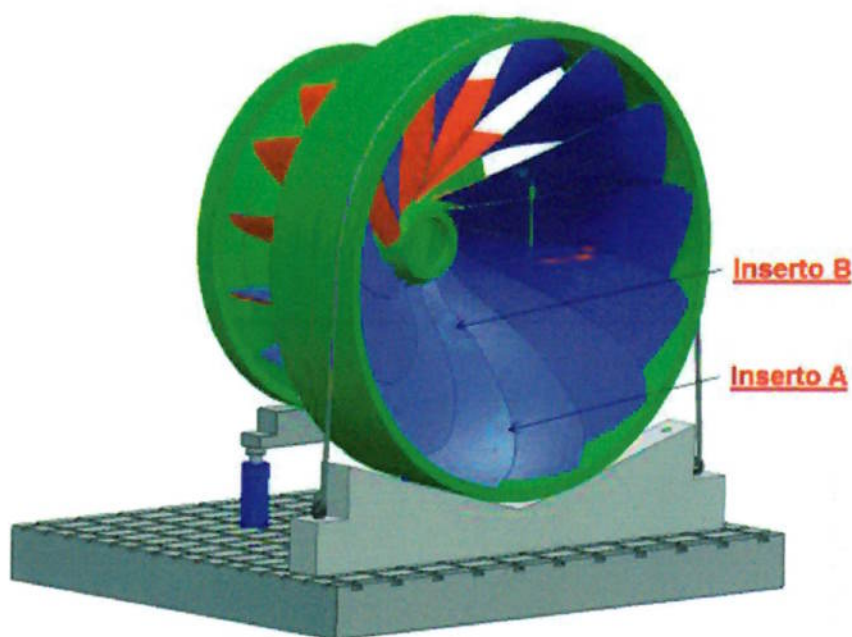


Figura 4.1 – Retirada dos insertos por usinagem

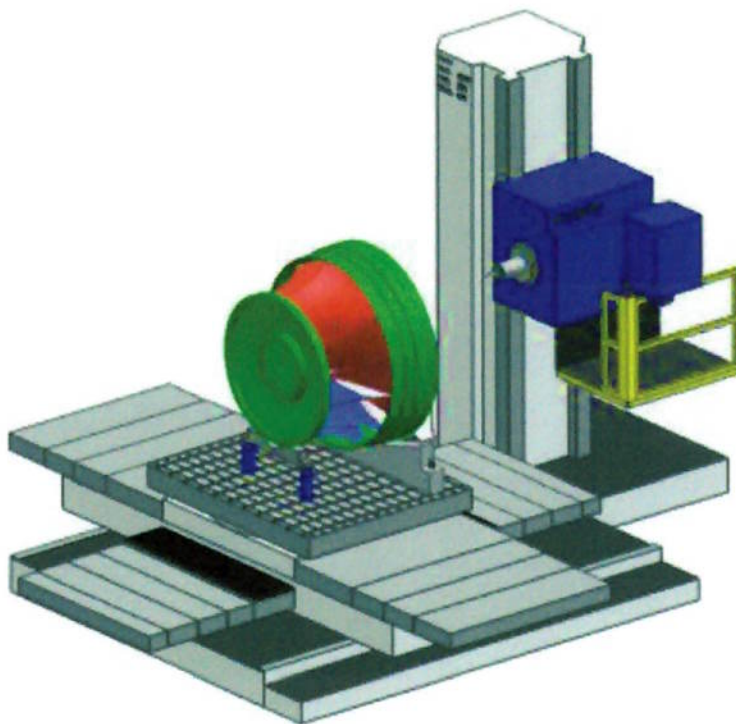


Figura 4.2 – Montagem do rotor na mandrilhadora

Para facilitar a elaboração do programa CNC, foram usinadas todas as pás, de modo a remover uma chapa inteira de cada reparo, para que posteriormente a mesma seja soldada em simulação.



Figura 4.3 – Rotor travado na máquina para usinagem dos insertos

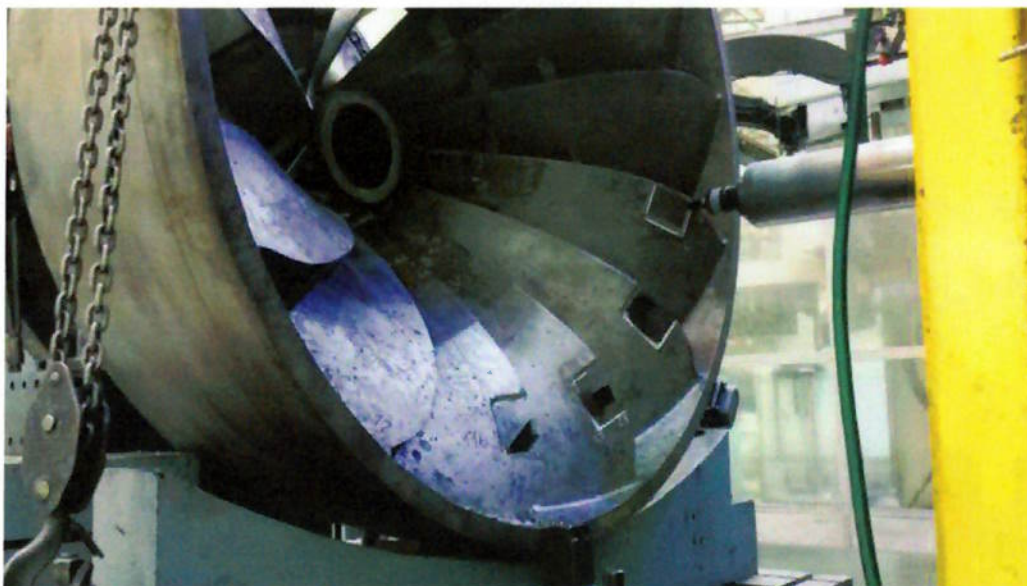


Figura 4.4 – Usinagem dos insertos por usinagem



Figura 4.5 – Insertos identificados após usinagem

4.4. PREPARAÇÃO PARA SOLDAGEM

O rotor foi posicionado de modo a simular a posição de reparos em obra, ou seja, sobrecabeça



Figura 4.6 – Rotor posicionado simulando as condições da obra

Os insertos removidos foram posicionados seguindo o perfil hidráulico da pá e ponteados com cobre-juntas de material ASTM A240 tipo 316L, preparando a junta de soldagem.



Figura 4.7 – Montagem típica para reparos próximos à coroa do rotor (Identificação A)



Figura 4.8 – Montagem típica para reparos próximos ao cubo do rotor (Identificação B)

As dimensões foram encontradas nos chanfros preparados para soldagem são as da figura 4.9.

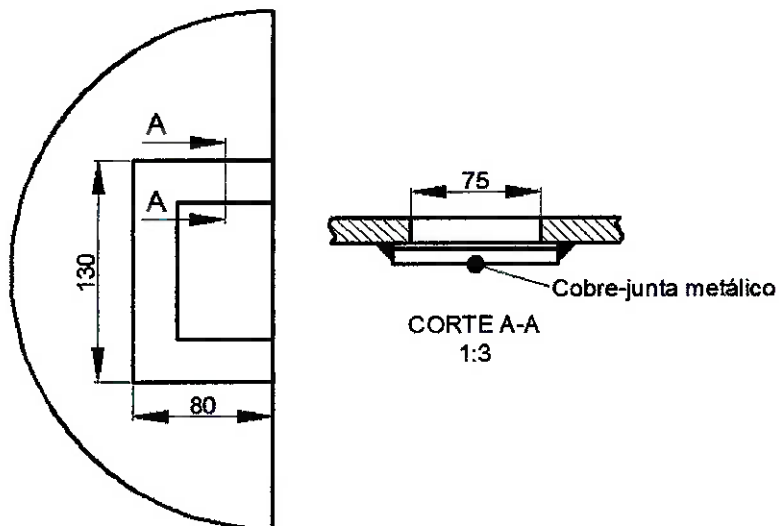


Figura 4.9 – Dimensões dos chanfros preparados para soldagem

4.5. EQUIPAMENTO PARA SOLDAGEM

Para a execução das soldagens dos reparos, foram usadas fontes adequadas para cada um dos processos.

Para soldagem GTAW, uma máquina de corrente constante, com estabilizador de arco por alta frequência.

Para soldagem FCAW foi utilizada uma máquina inversora digital, capaz de operar em corrente constante ou alternada, bem como no modo pulsado de soldagem.

Para soldagem SMAW, a máquina utilizada foi um retificador estático, operando em corrente constante.

4.6. SOLDAGEM DOS REPAROS

A soldagem dos reparos foi realizada conforme procedimentos usuais na soldagem de campo qualificados conforme norma ASME IX [11] para cada um dos processos.

A sequência de soldagem adotada buscou a distribuição dos cordões nos chanfros de modo a minimizar as distorções e conservar as temperaturas dentro da faixa de 100 °C de pré-aquecimento e 200 °C de interpasse.

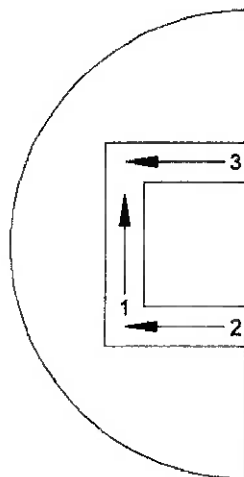


Figura 4.10 – Sequência de soldagem típica

4.6.1. SOLDAGEM DOS REPAROS POR PROCESSO GTAW

A soldagem por processo GTAW ocorreu nas pás 3 e 10. Os seguintes parâmetros de soldagem foram observados.

Tabela 4.6 – Parâmetros de soldagem para GTAW (valores médios)

	Corrente	Tensão	Velocidade de soldagem	Energia de soldagem¹
	A	V	cm/min	kJ/cm
3B	136,81	12,45	6,34	18,45
3A	128,92	12,38	6,47	16,21
10B	128,98	12,45	6,86	15,17
10A	127,37	11,29	6,89	14,57

¹A energia de soldagem foi calculada conforme ASME IX 2013 [11] QW-409.1, com a seguinte relação entre os parâmetros de soldagem $E_s = ((\text{Corrente} * \text{Tensão}) / \text{Velocidade de soldagem})$



Figura 4.11 – Soldagem por processo GTAW

Para o processo GTAW, foram depositados 10 cordões de solda na seção transversal da junta conforme figura 4.12.



Figura 4.12 – Seção transversal típica para reparos GTAW

4.6.2. SOLDAGEM DOS REPAROS POR PROCESSO FCAW

A soldagem por processo FCAW ocorreu nas pás 5 e 11. Os seguintes parâmetros de soldagem foram observados.

Tabela 4.7 – Parâmetros de soldagem para FCAW (valores médios)

	Corrente	Tensão	Velocidade de soldagem	Energia de soldagem ¹
	A	V	cm/min	kJ/cm
5B	106,13	23,56	9,20	10,70
5A	104,00	23,43	9,14	10,62
11B	93,00	23,13	9,43	10,97
11A	90,13	22,43	8,76	10,18

¹A energia de soldagem foi calculada conforme ASME IX 2013 [11] QW-409.1, com a seguinte relação entre os parâmetros de soldagem $E_s = ((\text{Corrente} * \text{Tensão}) / \text{Velocidade de soldagem})$



Figura 4.13 – Soldagem por processo FCAW

Para o processo FCAW, foram depositados 4 cordões de solda na seção transversal da junta conforme figura 4.14.



Figura 4.14 – Seção transversal típica para reparos FCAW

4.6.3. SOLDAGEM DOS REPAROS POR PROCESSO SMAW

A soldagem por processo SMAW ocorreu nas pás 7 e 13. Os seguintes parâmetros de soldagem foram observados.

Tabela 4.8 – Parâmetros de soldagem para SMAW (valores médios)

	Corrente	Tensão	Velocidade de soldagem	Energia de soldagem¹
	A	V	cm/min	kJ/cm
13B	69,30	26,30	11,23	11,14
13A	69,16	26,68	8,67	14,43
7B	71,38	27,09	11,57	11,48
7A	67,92	25,78	11,01	10,92

¹A energia de soldagem foi calculada conforme ASME IX 2013 [11] QW-409.1, com a seguinte relação entre os parâmetros de soldagem $E_s = ((\text{Corrente} * \text{Tensão}) / \text{Velocidade de soldagem})$

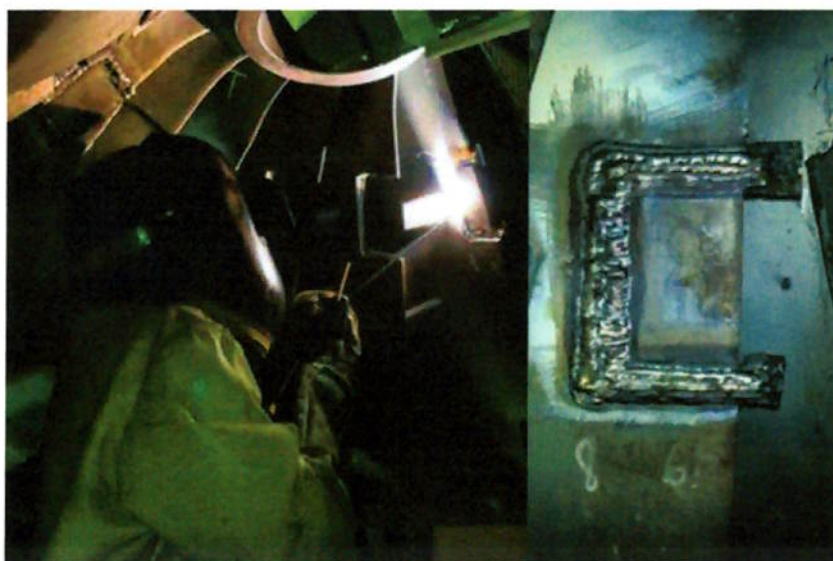


Figura 4.15 – Soldagem por processo SMAW

Para o processo SMAW, foram depositados 6 cordões de solda na seção transversal da junta conforme figura 4.16.



Figura 4.16 – Seção transversal típica para reparos SMAW

4.7. AJUSTE MECÂNICO DO PERFIL HIDRÁULICO DO ROTOR

Os reparos de soldagem devem ser ajustados mecanicamente para obter o perfil hidráulico do rotor. Este ajuste é realizado por lixamento e conferência de rugosidade. As rugosidades são controladas por padrões e instrumentos específicos.

Iniciou-se o lixamento com lixa grão 36 e concluiu-se com lixa 120.



Figura 4.17 – Lixamento para ajuste mecânico

4.8. CORTE DOS CORPOS DE PROVA

Conforme necessidade do equipamento para medição de tensões residuais, os corpos de prova foram removidos do rotor.

A remoção foi realizada por goivagem com eletrodo de carbono, a uma distância adequada para não haver influência térmica do processo nos reparos realizados. A distância de goivagem adotada foi um raio de 150 mm com centro na aresta de saída e no meio do reparo, conforme ilustrado na figura 4.18.

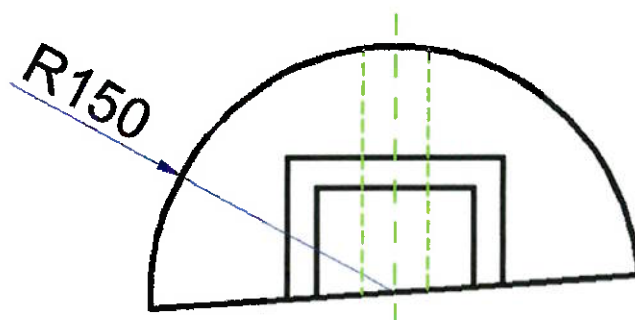


Figura 4.18 – Configuração da remoção do reparo

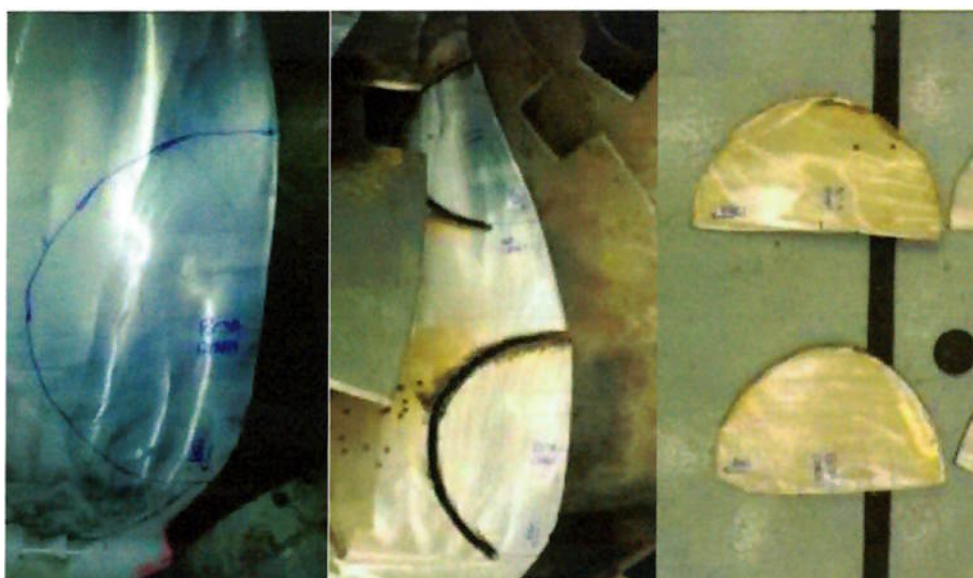


Figura 4.19 – Remoção típica dos reparos

4.9. PREPARAÇÃO DA AMOSTRA POR ELETROPOLIMENTO

O disco do reparo foi recortado de modo a se obter tiras com 40 mm de largura, contendo os pontos necessários para medição de tensões residuais, ou seja, material base distante do reparo, material base adjacente ao reparo, zona afetada pelo calor e material de soldagem e material do inserto adjacente ao reparo. Os cortes foram realizados a frio em serra de fita.



Figura 4.20 – Corte do CP para medição no difratômetro

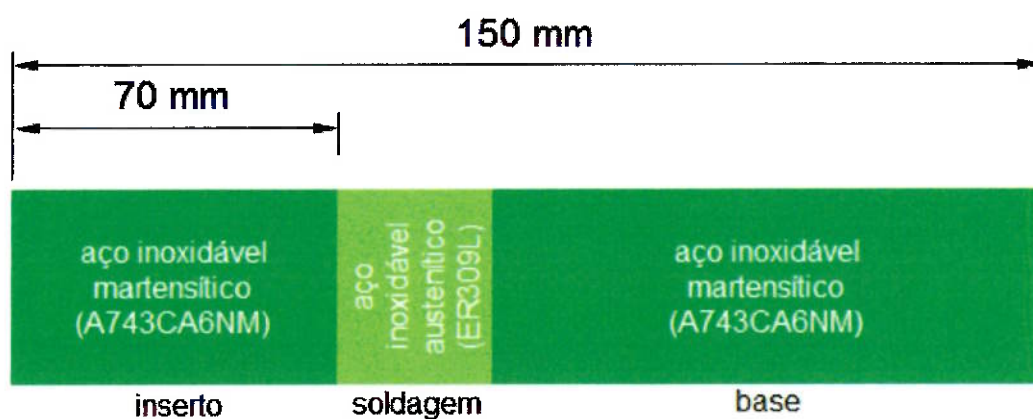


Figura 4.21 – Configuração do CP para eletropolimento



Figura 4.22 – Eletropolimento por imersão

4.10. MEDIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS

As medições foram realizadas em um difratômetro de raios X Rigaku modelo RINT 2100V.

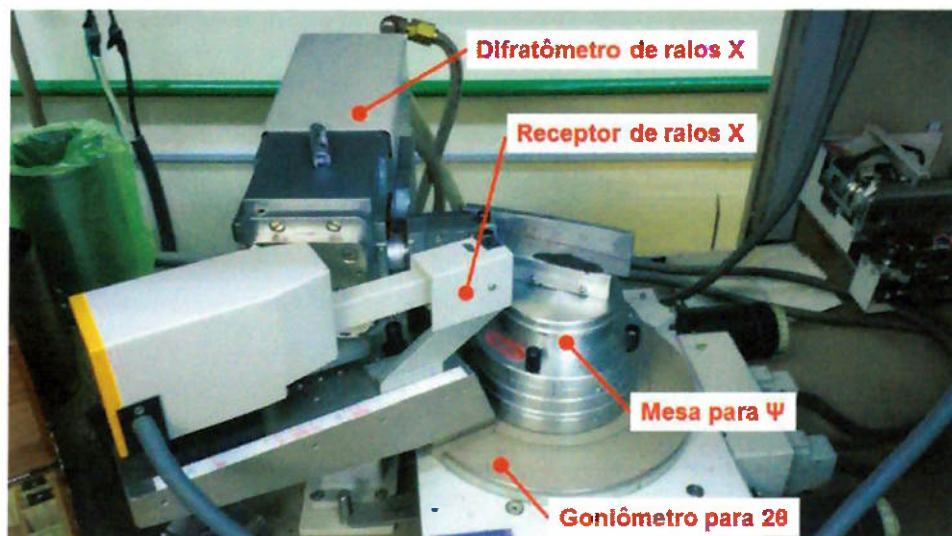


Figura 4.23 – Corpo de prova preparado para medição de tensões residuais por difração de raios-X

Os parâmetros para medição adotados seguiram os abordados por [15] conforme tabela 4.9.

Tabela 4.9 – Parâmetros de medição adotados

Material	Pontos	2θ	E	ν	Ψ
Martensítico	1; 2; 3; 4; 7; 8	156,1 °	210 GPa	0,29	-50 °; -40 °; -30 °; -20 °; -10 °; 0 °; 10 °; 20 °; 30 °; 40 °; 50 °
Austenítico	5; 6	128,8 °	193 GPa		

A direção de medição realizada foi transversal à soldagem (σ_x).

A medição ocorre posicionando a superfície de interesse de modo perpendicular à incidência dos raios X, na mesa com goniômetro para variações de Ψ . A máquina então realiza as medições variando o ângulo Ψ . Fixado o ângulo Ψ , a máquina varia o ângulo 2θ em torno dos ângulos pré-configurados para cada tipo de material, conforme tabela 4.9.

As amostras resultantes do processo de eletropolimento tiveram os pontos de medição distribuídos conforme as figuras 4.21 e 4.22.

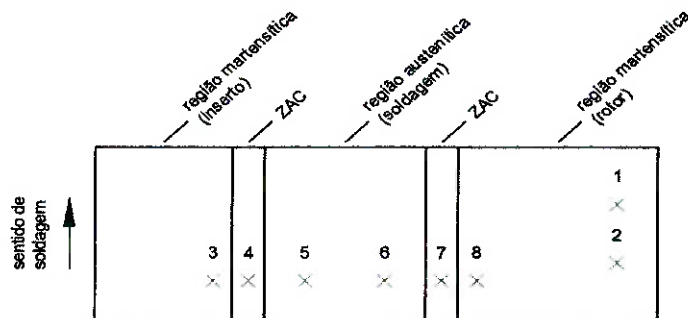


Figura 4.24 – Esboço para distribuição dos pontos de medição

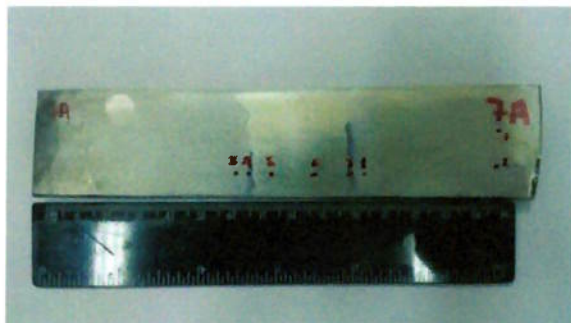


Figura 4.25 – Distribuição típica dos pontos de medição

5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1 VALORES INDIVIDUAIS DE TENSÕES RESIDUAIS

Tabela 5.1 – Resultados para amostra 3A – GTAW

Amostra 3A - GTAW		+ ψ (MPa)	- ψ (MPa)	σ_x média (MPa)
Local				
Ponto 1	Base distante	-123	-80	-102
Ponto 2	Base distante	-136	-121	-128
Ponto 3	Base próximo	-199	-180	-189
Ponto 4	ZAC	-373	-310	-341
Ponto 5	Solda	97	0	49
Ponto 6	Solda	-167	-36	-101
Ponto 7	ZAC	-115	-75	-95
Ponto 8	Base próximo	-175	-105	-140

Tabela 5.2 – Resultados para amostra 3B - GTAW

Amostra 3B - GTAW		+ ψ (MPa)	- ψ (MPa)	σ_x média (MPa)
Local				
Ponto 1	Base distante	-242	-258	-250
Ponto 2	Base distante	-226	-230	-228
Ponto 3	Base próximo	-285	-298	-291
Ponto 4	ZAC	-437	-409	-423
Ponto 5	Solda	-301	-338	-319
Ponto 6	Solda	-302	-225	-263
Ponto 7	ZAC	-405	-422	-413
Ponto 8	Base próximo	-292	-279	-285

Tabela 5.3 – Resultados para amostra 10A – GTAW

Amostra 10A - GTAW		+ ψ (MPa)	- ψ (MPa)	σ_x média (MPa)
Local				
Ponto 1	Base distante	-262	-251	-256
Ponto 2	Base distante	-290	-314	-302
Ponto 3	Base próximo	-320	-367	-343
Ponto 4	ZAC	-353	-345	-349
Ponto 5	Solda	-274	-225	-250
Ponto 6	Solda	-217	-259	-238
Ponto 7	ZAC	-451	-540	-495
Ponto 8	Base próximo	-387	-392	-389

Tabela 5.4 – Resultados para amostra 10B – GTAW

Amostra 10B - GTAW		+ ψ (MPa)	- ψ (MPa)	σ_x média (MPa)
Local				
Ponto 1	Base distante	-353	-264	-309
Ponto 2	Base distante	-303	-334	-319
Ponto 3	Base próximo	-381	-351	-366
Ponto 4	ZAC	-418	-398	-408
Ponto 5	Solda	-264	-297	-281
Ponto 6	Solda	-169	-110	-139
Ponto 7	ZAC	-423	-331	-377
Ponto 8	Base próximo	-385	-260	-322

Tabela 5.5 – Resultados para amostra 5A – FCAW

Amostra 5A - FCAW		+ ψ (MPa)	- ψ (MPa)	σ_x média (MPa)
Local				
Ponto 1	Base distante	-143	-100	-121
Ponto 2	Base distante	-69	-63	-66
Ponto 3	Base próximo	-72	-106	-89
Ponto 4	ZAC	-364	-201	-282
Ponto 5	Solda	159	-24	67
Ponto 6	Solda	142	0	71
Ponto 7	ZAC	-256	-271	-264
Ponto 8	Base próximo	-91	-72	-81

Tabela 5.6 – Resultados para amostra 5B – FCAW

Amostra 5B - FCAW		+ ψ (MPa)	- ψ (MPa)	σ_x média (MPa)
Local				
Ponto 1	Base distante	-297	-286	-292
Ponto 2	Base distante	-118	-90	-104
Ponto 3	Base próximo	-169	-137	-153
Ponto 4	ZAC	-173	-159	-166
Ponto 5	Solda	-234	-317	-276
Ponto 6	Solda	-176	-369	-273
Ponto 7	ZAC	-296	-299	-298
Ponto 8	Base próximo	-329	-282	-306

Tabela 5.7 – Resultados para amostra 11A – FCAW

Amostra 11A - FCAW		+ ψ (MPa)	- ψ (MPa)	σ_x média (MPa)
Local				
Ponto 1	Base distante	-311	-234	-273
Ponto 2	Base distante	-236	-225	-231
Ponto 3	Base próximo	-200	-143	-172
Ponto 4	ZAC	-176	-204	-190
Ponto 5	Solda	-188	-33	-111
Ponto 6	Solda	-228	-115	-172
Ponto 7	ZAC	-298	-253	-276
Ponto 8	Base próximo	-174	-152	-163

Tabela 5.8 – Resultados para amostra 11B – FCAW

Amostra 11B - FCAW		+ ψ (MPa)	- ψ (MPa)	σ_x média (MPa)
Local				
Ponto 1	Base distante	-143	-112	-128
Ponto 2	Base distante	-86	-84	-85
Ponto 3	Base próximo	-107	-74	-90
Ponto 4	ZAC	-200	-190	-195
Ponto 5	Solda	-154	-144	-149
Ponto 6	Solda	-39	339	150
Ponto 7	ZAC	-203	-191	-197
Ponto 8	Base próximo	-157	-126	-141

Tabela 5.9 – Resultados para amostra 7A – SMAW

Amostra 7A - SMAW		+ ψ (MPa)	- ψ (MPa)	σ_x média (MPa)
Local				
Ponto 1	Base distante	-296	-238	-267
Ponto 2	Base distante	-289	-277	-283
Ponto 3	Base próximo	-302	-277	-290
Ponto 4	ZAC	-340	-365	-353
Ponto 5	Solda	-273	-330	-302
Ponto 6	Solda	-272	-164	-218
Ponto 7	ZAC	-345	-400	-373
Ponto 8	Base próximo	-365	-310	-338

Tabela 5.10 – Resultados para amostra 7B – SMAW

Amostra 7B - SMAW		+ ψ (MPa)	- ψ (MPa)	σ_x média (MPa)
Local				
Ponto 1	Base distante	-279	-239	-259
Ponto 2	Base distante	-216	-227	-221
Ponto 3	Base próximo	-266	-268	-267
Ponto 4	ZAC	-268	-245	-257
Ponto 5	Solda	62	-76	-7
Ponto 6	Solda	65	12	39
Ponto 7	ZAC	-305	-235	-270
Ponto 8	Base próximo	-242	-255	-249

Tabela 5.11 – Resultados para amostra 13A – SMAW

Amostra 13A - SMAW		+ ψ (MPa)	- ψ (MPa)	σ_x média (MPa)
Local				
Ponto 1	Base distante	-276	-268	-272
Ponto 2	Base distante	-251	-238	-245
Ponto 3	Base próximo	-304	-332	-318
Ponto 4	ZAC	-404	-376	-390
Ponto 5	Solda	-123	-267	-195
Ponto 6	Solda	-250	-339	-295
Ponto 7	ZAC	-266	-308	-287
Ponto 8	Base próximo	-219	-241	-230

Tabela 5.12 – Resultados para amostra 13B – SMAW

Amostra 13B - SMAW		+ ψ (MPa)	- ψ (MPa)	σ_x média (MPa)
Local				
Ponto 1	Base distante	-186	-137	-161
Ponto 2	Base distante	-155	-139	-147
Ponto 3	Base próximo	-151	-124	-137
Ponto 4	ZAC	-113	-93	-103
Ponto 5	Solda	158	-79	40
Ponto 6	Solda	41	43	42
Ponto 7	ZAC	-142	-115	-129
Ponto 8	Base próximo	-153	-87	-120

5.2 COMPARATIVOS ENTRE PROCESSOS DE SOLDAGEM

Para realizar o comparativo entre os dados, uma abordagem estatística se faz necessária. Os resultados a seguir foram processados no aplicativo MINITAB 17. [16]

Inicialmente, é necessário realizar a comprovação da normalidade dos dados. Para comprovar a normalidade, existem diversos tipos de testes possíveis, dependendo do tipo de amostragem. Como os dados coletados são discretos, ou seja, referem-se a processos de soldagem e pontos de medição, e os resultados são contínuos, ou seja, valores de tensão residual, um dos testes possíveis é o teste de Anderson-Darling. [16]

O teste de Anderson-Darling, é um indicador de quanto um conjunto de dados segue uma distribuição normal. A normalidade dos dados é provada quando o valor *p-value*, resultado do teste, for superior à significância estabelecida. Para o teste de Anderson-Darling, o intervalo de confiança é de 95%, e deste modo o valor da significância é de 5%. Para resultado do teste, existem duas possibilidades:

- Quando o *p-value* é menor que a significância, os dados não seguem distribuição normal.
- Quando o *p-value* é maior que a significância, os dados seguem distribuição normal. [16]

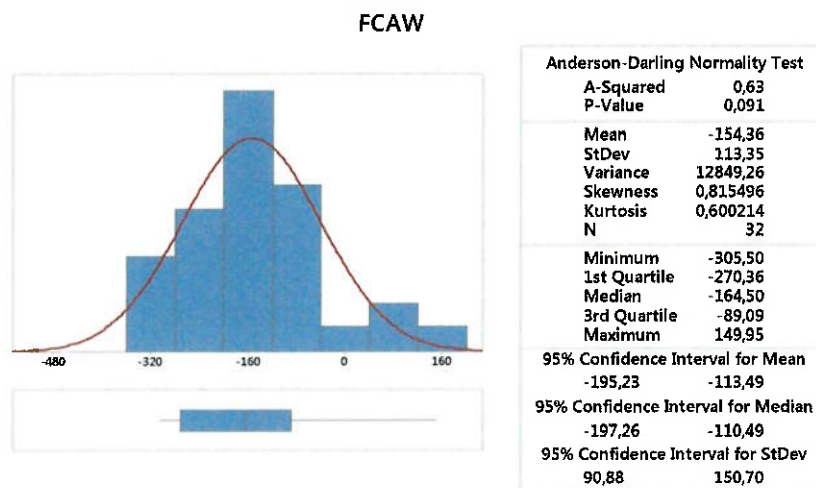


Figura 5.1 – Teste de normalidade Anderson-Darling para processo FCAW

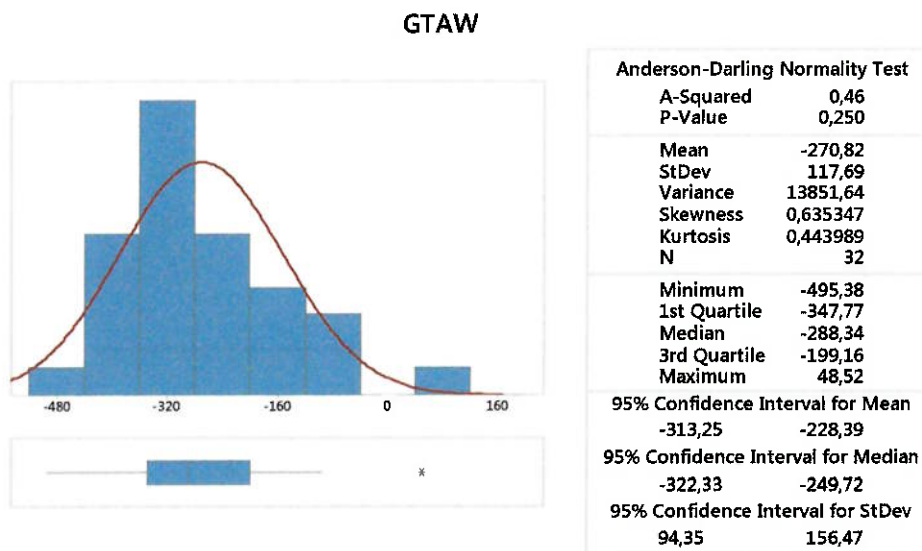


Figura 5.2 – Teste de normalidade Anderson-Darling para processo GTAW

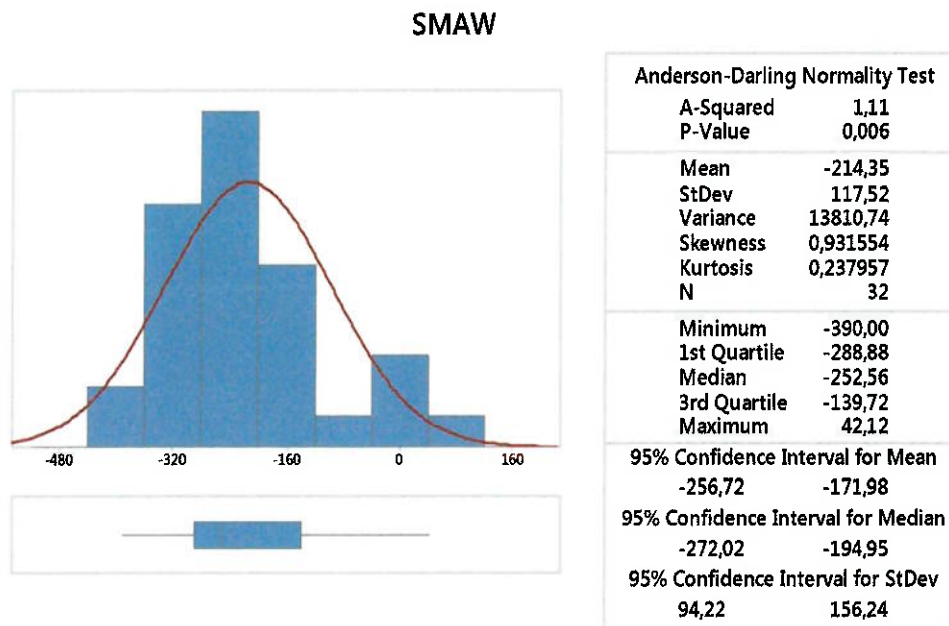


Figura 5.3 – Teste de normalidade Anderson-Darling para processo SMAW

É possível observar nas figuras 5.1, 5.2 e 5.3 que os *p-values* para os processos FCAW e GTAW foram superiores a 5%. O processo SMAW por sua vez demonstrou um *p-value* menor do que 5%, indicando que os dados não seguem uma distribuição perfeitamente normal dentro dos parâmetros usados no teste. [16]

Levando em consideração que a maior parte dos processos demonstrou normalidade nos dados, a análise dos dados por teste de hipótese é válida. O teste de hipótese indicado para comparar duas médias de amostras com populações independentes é o *2-Sample t* [17]. O teste analisa as populações duas a duas, conforme figuras 5.4, 5.5 e 5.6.

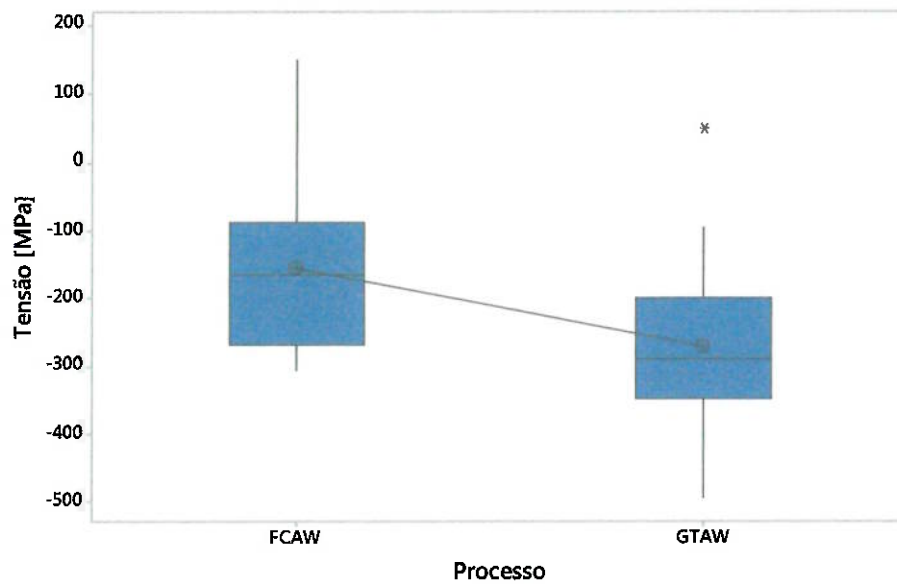


Figura 5.4 – Resultado de comparativo entre dois processos com teste 2-Sample t

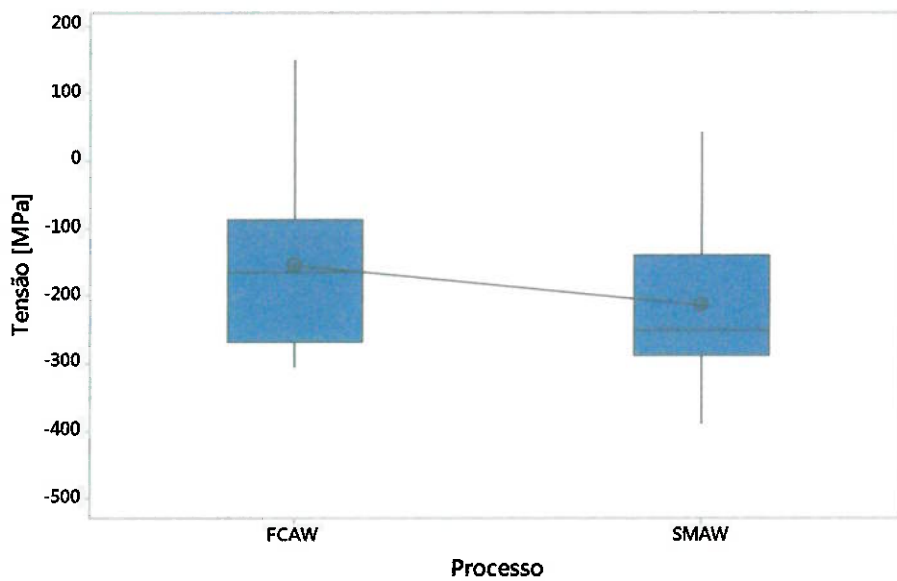


Figura 5.5 – Resultado de comparativo entre dois processos com teste 2-Sample t

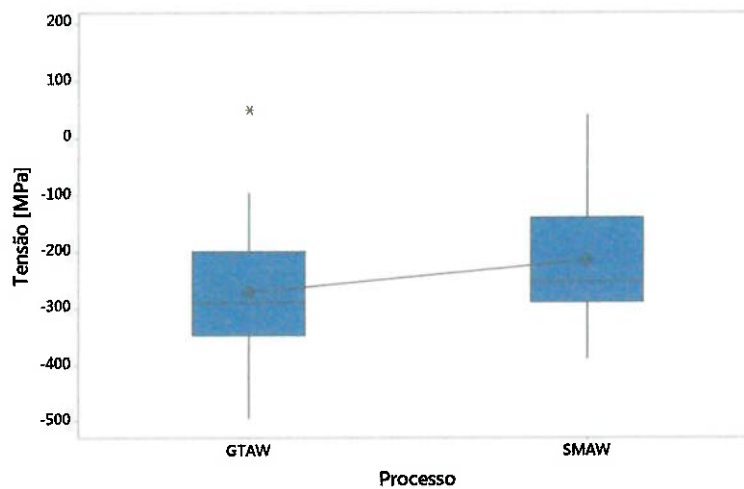


Figura 5.6 – Resultado de comparativo entre dois processos com teste 2-Sample t

Observando as figuras 5.4, 5.5 e 5.6, com base no teste de hipótese 2-Sample t, é possível afirmar que existe correlação significativa entre as variáveis.

Deste modo, é possível concluir que o processo com maiores tensões residuais é o GTAW, seguido pelo processo SMAW e por último, com menores tensões residuais, o processo FCAW.

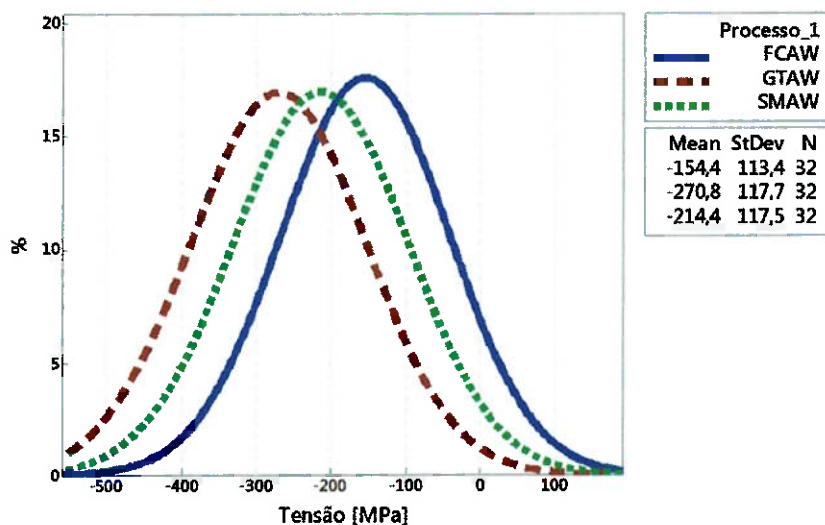


Figura 5.7 – Histograma de distribuição normal para os dados dos processos

Analogamente às figuras 5.4 a 5.6, o histograma da figura 5.7, que demonstra a tendência de comportamento de uma população, neste caso os valores de tensão residual dos processos, representa o comparativo entre processos de modo mais claro

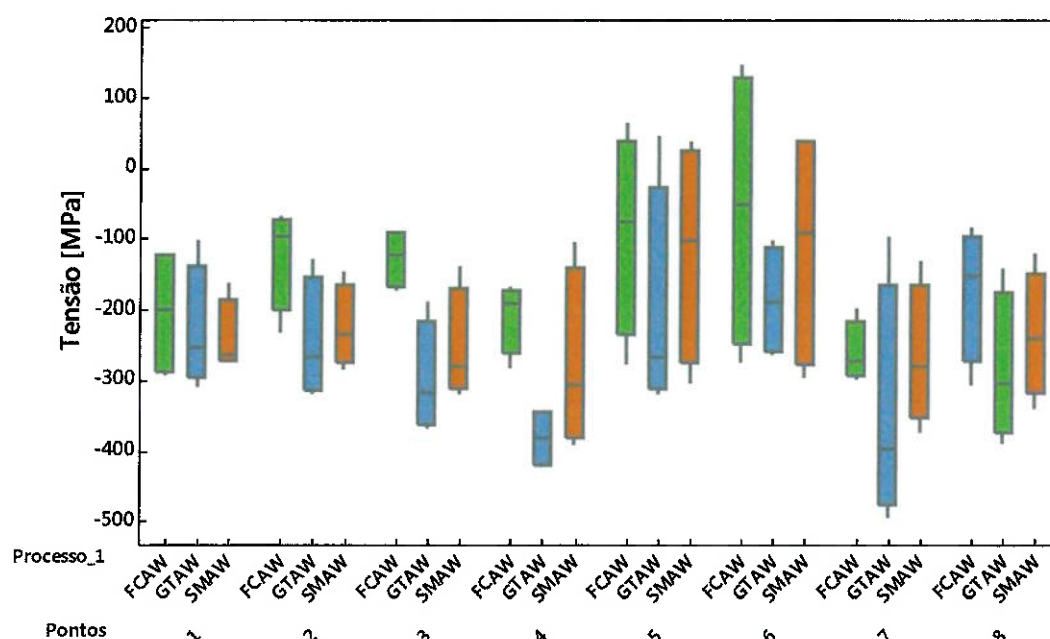


Figura 5.8 – Boxplot dos Pontos de medição

Na figura 5.8, os dados de medição estão expostos em forma de gráfico boxplot, no qual basicamente podemos observar para cada ponto e processo a mediana na linha reta dentro da caixa. Na a parte superior da caixa estão contidos até 75% dos dados, onde a linha superior representa o 3º quartil da população. Já na parte inferior da caixa estão contidos até 25% dos dados, onde a linha inferior representa o 1º quartil da população. [16]

É possível também identificar na figura 5.8 a mesma tendência dos processos de soldagem a gerar tensões residuais conforme figuras 5.4 a 5.7.

5.3 DISCUSSÃO

Baseado nas análises estatísticas e validação da normalidade dos dados, o comparativo entre as médias dos valores é válido.

Os valores positivos são resultados em tração e os negativos em compressão.

É possível verificar que os pontos 1 e 2, referentes ao metal base distante do reparo, além dos pontos 3 e 8, referentes ao metal base próximo ao reparo, apresentam valores de tensão residual numa mesma faixa, em média -264 MPa para processo GTAW, -164 MPa para processo SMAW e -50 MPa para processo FCAW, todas elas em compressão.

Quando se verificam os pontos 4 e 7, referentes à ZAC da soldagem, os valores aumentam, em média -363 MPa para processo GTAW, -179 MPa para processo SMAW e -117 MPa para processo FCAW, todas elas também em compressão. Estes valores representam um aumento médio de 60% em relação aos pontos de medição no metal base.

Já no caso dos pontos 5 e 6, referentes à soldagem com material austenítico tipo 309L, os valores reduzem, aproximando-se de 0, ou mesmo em valores de tração. Os valores médios são -193 MPa para processo GTAW, -47 MPa para processo SMAW e +17 MPa para processo FCAW.

Comparando as tensões residuais com o limite de escoamento médio do material base, o qual conforme tabela 4.2 é de 705 MPa, verifica-se que os valores das tensões residuais para GTAW são 63% menores do que este valor de escoamento, nos pontos 1, 2, 3 e 8, referentes ao material base, e 49% menores do que este valor nos pontos 4 e 7, referentes à ZAC. Levando em consideração que conforme [11] o limite de escoamento para material 309L é

de 470 MPa, pontos 5 e 6 apresentam valores de tensão residual de 59% menores do que este valor de escoamento. Realizando a mesma análise para o processo SMAW, os valores para os pontos 1, 2, 3 e 8 são de 77% menores, 75% menores nos pontos 4 e 7 e 90% menores nos pontos 5 e 6. Por fim, para processo FCAW, o valor para os pontos 1, 2, 3 e 8 são de 93% menores, 83% menores nos pontos 4 e 7 e 96% menores nos pontos 5 e 6. Esta análise é importante na tomada de decisão, pois o processo GTAW gerou tensões residuais próximas da metade do limite de escoamento. Em um cálculo mal conduzido, as tensões de operação do componente somadas com as tensões residuais inseridas no processo de reparo podem levar ao colapso da estrutura nos pontos onde os reparos foram executados.

É possível observar uma tendência à geração de tensões residuais de tração nos pontos 5 e 6, justificado pelo modelo das 3 barras exposto por [7].

A ZAC, aqui identificada pelos pontos 4 e 7 nos reparos, apresenta valores maiores comparados com os demais em um mesmo reparo. Isso ocorre possivelmente devido à transformação de martensita revenida do material base CA6NM em martensita primária no processo de resfriamento [16]. Os resultados obtidos por [16] seguem a mesma tendência de formação de tensões residuais compressivas na ZAC.

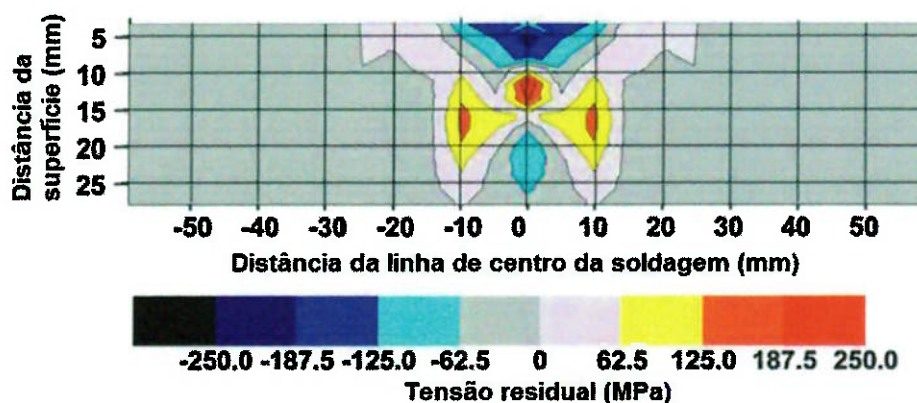


Figura 5.9 – Distribuição de tensões residuais obtida por [16]

Adicionalmente, analisando os coeficientes de dilatação linear dos materiais envolvidos na soldagem, ou seja, material base inoxidável martensítico e material de adição inoxidável austenítico, conforme tabela 5.13, o aumento da tensão residual de compressão na ZAC se mostra ainda mais evidente. O efeito da dilatação linear é exemplificado pela figura 5.10.

Tabela 5.13 – Coeficientes de dilatação linear para os materiais estudados [19]

Material	Coeficiente de dilatação linear α [$\mu\text{m} / \text{m} / ^\circ\text{K}$]
Aço inoxidável martensítico	12
Aço inoxidável austenítico	18

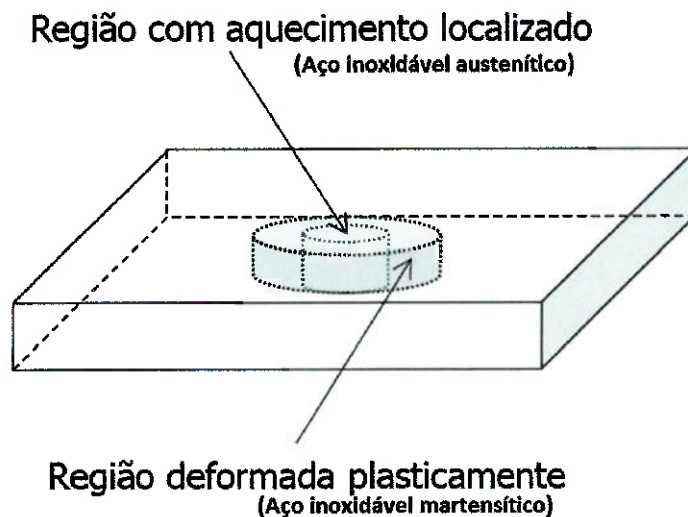


Figura 5.10 – Efeito da dilatação linear nos reparos abobadados com transformação martensítica

[19, adaptado]

Na figura 5.10, em temperaturas elevadas, onde tanto o metal de solda como a ZAC do metal de base estão austeníticos, ocorre a deformação plástica por compressão, na região de aquecimento localizado. Quando a ZAC do metal de base no resfriamento atinge temperaturas onde ocorre a transformação martensítica, ocorre uma expansão de material que deforma toda a região

aquecida, e comprime a região do metal de solda e da ZAC que deformou plasticamente. Esta é a região deformada plasticamente da ZAC, que acaba aliviando as tensões residuais de tração. Estas tensões podem até produzir tensões residuais finais de compressão, devido à transformação martensítica que ocorre na ZAC no final.

Observando os valores da figura 5.7 verifica-se que, em termos de intensidade das tensões residuais médias, é possível estabelecer uma escala crescente de processos que mais geram tensões residuais, a saber, FCAW, SMAW e GTAW.

Por fim, é possível correlacionar a intensidade de tensões residuais médias de cada processo com a energia de soldagem aplicada durante o reparo e com o número de cordões aplicados na junta soldada, conforme tabela 5.14.

Tabela 5.14 – Correlação entre tensão residual média, energia de soldagem e número de passes

Processo	Tensão residual média (em módulo) [MPa]	Energia de soldagem [kJ/cm]	Número de cordões na junta soldada
GTAW	271	16	10
SMAW	214	12	6
FCAW	158	11	4

O processo GTAW na posição sobrecabeça (4G) para a execução do reparo em campo só foi possível trabalhando com parâmetros de soldagem que resultaram em uma energia de soldagem mais alta.

Este resultado demonstra que a comparação das tensões residuais para os processos utilizados neste trabalho só pode ser considerado para

parametrizações que possibilitassem a execução do reparo, o que pode levar a dúvidas em relação aos resultados obtidos, visto que as tensões residuais estão diretamente ligadas à energia de soldagem.

Os resultados são, portanto, coerentes, considerando-se que não foi utilizada a mesma energia de soldagem nos diferentes processos estudados.

O número de cordões em uma junta soldada de mesmo perfil também influencia nas tensões residuais da junta soldada, pois a distorção dos passes é cumulativa, conforme figura 5.11, que mostra o efeito do número de cordões mais adequados para reduzir tensos residuais e distorções nas juntas soldadas. [13]

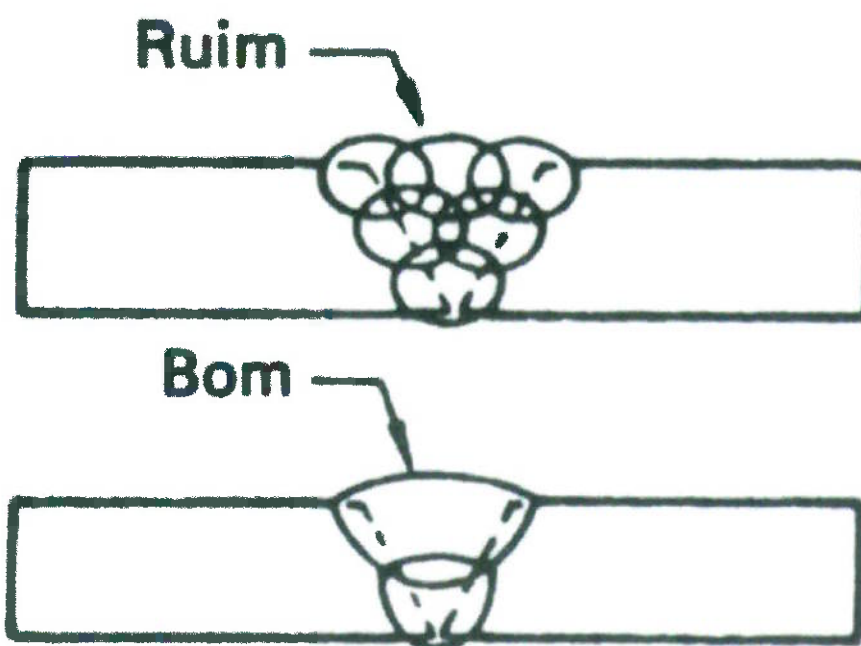


Figura 5.11 – Influência do número de cordões [13, adaptado]



Figura 5.12 – Seção transversal típica para reparos GTAW



Figura 5.13 – Seção transversal típica para reparos SMAW

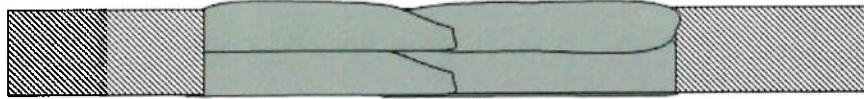
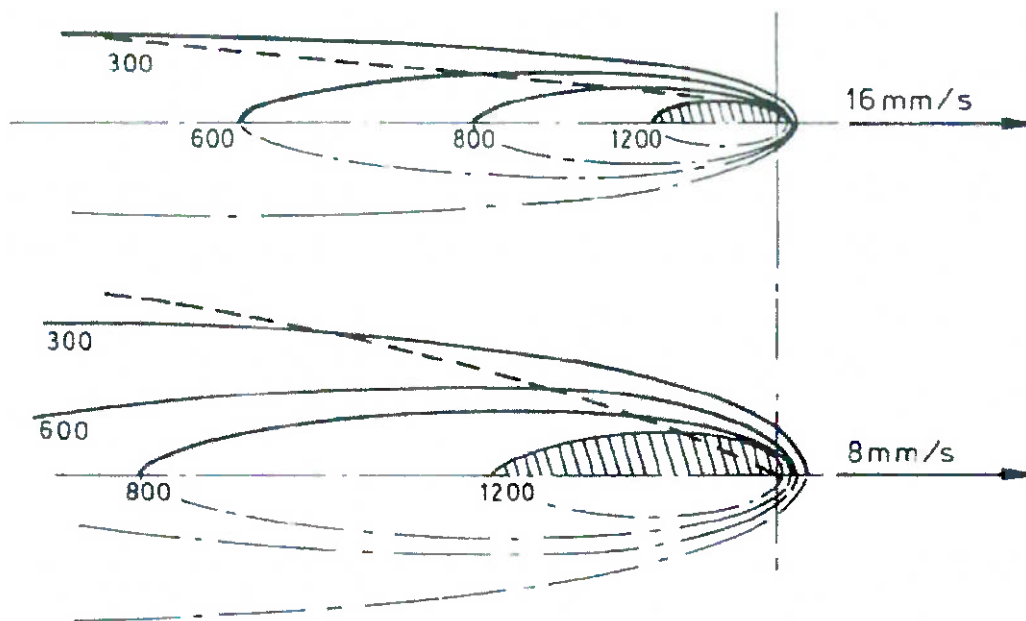


Figura 5.14 – Seção transversal típica para reparos FCAW

O aumento das tensões residuais no processo GTAW pode ainda ser atribuído à energia de soldagem dos processos impactarem no aumento da largura da repartição térmica na junta soldada [19].



$$q = 3.1 \text{ kJ/s}; \quad d = 3 \text{ mm}$$

Figura 5.15 – Influência da velocidade de soldagem na repartição térmica da junta soldada [19]

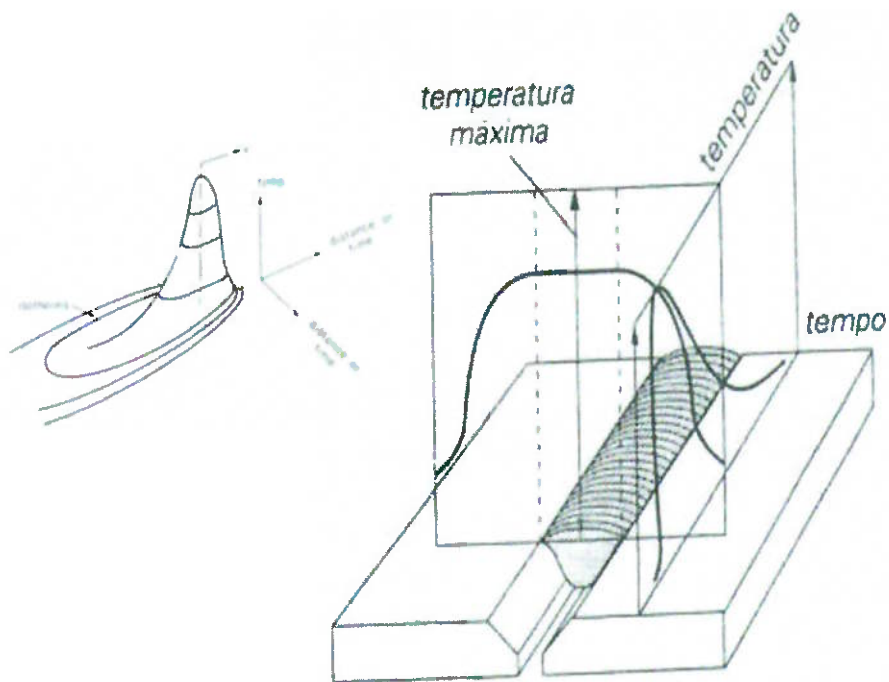


Figura 5.16 – Repartição térmica em uma junta soldada [19]

Analogamente à figura 5.16, é possível simular as repartições térmicas das juntas soldadas pelos processos GTAW, SMAW e FCAW, conforme figura 5.14, e suas respectivas energias de soldagem demonstradas na tabela 5.17.

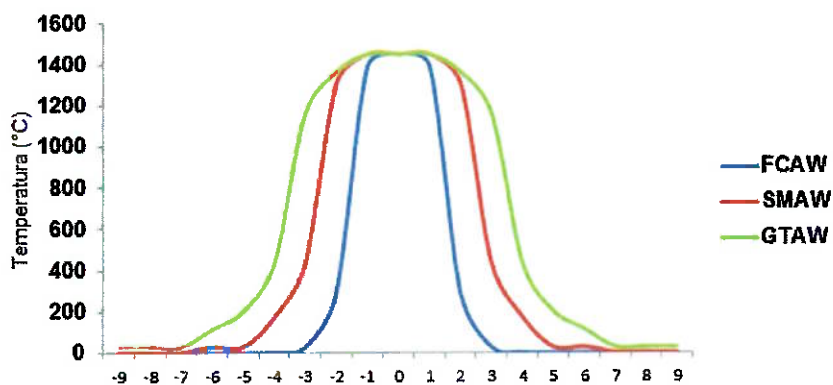


Figura 5.17 – Comparativo de repartições térmicas conforme processo de soldagem

Deste modo, é possível afirmar que a soldagem dos reparos por processo GTAW, por conta da maior energia de soldagem média, conforme tabela 5.13, recebeu maior influência da repartição térmica do que os demais

processos, confirmando os resultados obtidos. As figuras 5.18 e 5.19 ilustram as distorções observadas em um dos reparos GTAW.



Figura 5.18 – Contração típica observada nos reparos por processo GTAW, vista frontal

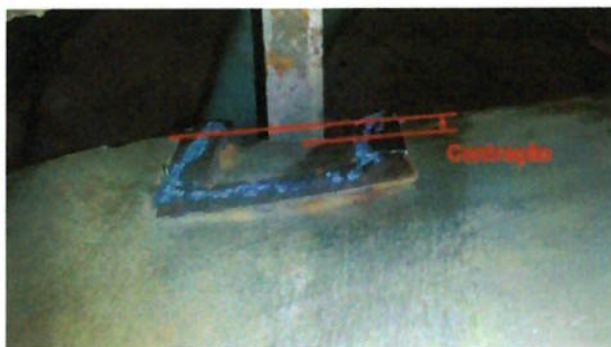


Figura 5.19 – Contração típica observada nos reparos por processo GTAW, vista traseira

6. CONCLUSÕES

Através dos dados e análises apresentados nesta discussão, conclui-se que os processos que geram maior intensidade de tensões residuais são GTAW, seguido por SMAW e por fim, com menor intensidade de tensões residuais, FCAW.

Os processos de soldagem, dependendo do processo utilizado, geram tensões residuais próximas do limite de escoamento do material, podendo gerar o colapso da estrutura em um cálculo mal executado.

Existe uma relação da energia de soldagem com o estado de tensões final apresentado, visto que existe uma proporcionalidade entre elas.

A necessidade de aplicação de maiores energias de soldagem por conta de viabilidade do processo de reparo na posição sobrecabeça induz maiores tensões residuais médias no resultado final.

O número de cordões impacta diretamente no aumento das tensões residuais devido ao efeito cumulativo das tensões aplicadas durante o resfriamento do cordão de solda.

As ZAC apresentaram intensidades de tensões residuais maiores, possivelmente relacionadas com a transformação no metal base de martensita revenida para martensita primária no processo de resfriamento, além das diferenças em coeficiente de dilatação dos materiais de base e adição.

Os níveis de tensões residuais apresentam resultados de tração na região soldada, devido ao efeito de restrição do reparo pelo material base adjacente ao mesmo.

7. SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS

1. Caracterizar as tensões residuais em um reparo de soldagem totalmente restrito, utilizando consumível 309L, realizando medição de tensões residuais nas direções longitudinal e transversal à soldagem.
2. Avaliar o comportamento das tensões residuais utilizando consumível 410NiMo, sem alívio de tensões e com alívio de tensões em diversos tempos de patamar.
3. Correlacionar o comportamento da resistência à fadiga e as tensões residuais da soldagem em materiais usuais para turbinas hidroelétricas.

8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. IEA. **2014 Key World Energy Statistics**. 2015.
2. WARNICK, C. C. **Hydro power engineering**. Prentice-Hall, 1984.
3. BREKKE, Hermod. **Design, Performance and Maintenance of Francis Turbines**. Global Journal of Researches In Engineering, v. 13, n. 5, 2013.
4. (<http://vip.water.hu/Galai/Antal/phd/Chapter7.php>) – Acessado em 8/11/2015.
5. HANDBOOK, Steel Casting. **Supplement 8, High Alloy Data Sheets Corrosion Series**. Steel Founders Society of America, 2004.
6. RODRIGUE, P. R. **Cavitation pitting mitigation in hydraulic turbines. Volume 1. Guidelines and recommendations. Final report**. Acres International Corp., Buffalo, NY (USA), 1986.
7. KOU, S. **Welding Metallurgy**. John Wiley & Sons, 2003.
8. MARQUES, P. V. et al. **Soldagem: fundamentos e tecnologia**. Ed. da UFMG, 2005.
9. MODENESI, P. J. **Soldabilidade dos Aços Inoxidáveis - SENAI-SP**, Coleção Tecnologia da Soldagem, Vol. 1, 2001.
10. HANDBOOK, Metals. Vol. 6: **Welding, Brazing and Soldering**. ASM International, Materials Park, OH, 1993.
11. ASME. **Boiler and Pressure Vessel Code Section II part C and Section IX**, 2013.
12. WULPI, D. J. **Understanding how components fail**. ASM international, 2013.
13. LINCOLN, J. F. **The Procedure Handbook of Arc Welding**. The Lincoln Electric Company., 23th edition, 1994, pages 3.1-2 to 3.1-5.
14. AWS, **Welding Handbook. Vol 1. Welding Technology**, 1987.

15. CULLITY, B. D. **Elements of X-ray Diffraction, 2nd Edition**. Adisson-Wesley Publishing. USA, 1978.
16. THIBAUT, D. et al. **Residual stress characterization in low transformation temperature 13% Cr–4% Ni stainless steel weld by neutron diffraction and the contour method**. Materials Science and Engineering: A, v. 527, n. 23, p. 6205-6210, 2010.
17. MINITAB, Inc. **MINITAB release 17: statistical software for windows**. Minitab Inc, USA, 2014.
18. CAMPOS, Marco Siqueira. **Desvendando o minitab**. Qualitymark Editora Ltda, 2003.
19. BRANDI, S. D. **Metalurgia da soldagem e tensões residuais e controle da deformação na soldagem**. Aulas ministradas no curso de especialização em engenharia de soldagem em setembro de 2014.