

LEONARDO ALEXANDRE ALVES VIEIRA

Estudos de caso sobre aplicações para medição de
tensão residual por DRX utilizando o método do $\text{Cos}(\alpha)$

São Paulo

2020

LEONARDO ALEXANDRE ALVES VIEIRA

Estudos de caso sobre aplicações para medição de
tensão residual por DRX utilizando o método do $\text{Cos}(\alpha)$

Trabalho de Formatura apresentado à
Escola Politécnica da Universidade de
São Paulo para obtenção de título de
Engenheiro de Materiais

Orientador: Dr. Edwan Anderson Ariza
Echeverri

São Paulo

2020

Autorizo a reprodução e divulgação total ou parcial deste trabalho, por qualquer meio convencional ou eletrônico, para fins de estudo e pesquisa, desde que citada a fonte.

Catálogo-na-publicação

Vieira, Leonardo

Estudos de caso sobre aplicações para medição de tensão residual por DRX utilizando o método do $\cos(\alpha)$ / L. Vieira -- São Paulo, 2020.

91 p.

Trabalho de Formatura - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais.

1.Tensão residual 2.Difração de raios X 3.Método do $\cos(\alpha)$ I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais II.t.

Dedicatória

Dedico este trabalho aos meus pais, Silvio e Ana Maria por me amarem e incentivarem em todos os momentos.

Agradecimentos

Ao meu orientador Dr. Edwan Anderson Ariza Echeverri, por me apoiar na criação do trabalho, sem ele nada teria sido possível

A todos meus professores, em especial ao da Escola Politécnica da USP por toda sua dedicação e paixão ao transmitir seu conhecimento.

Aos professores de minha banca avaliadora, Prof. Dr. André Paulo Tschiptschin e Prof. Dr. Hélio Goldenstein, por contribuírem com sua experiência e ensinamentos adquiridos durante suas carreiras como Metalurgistas e Professores.

A minha namorada Camila, que a Poli trouxe para minha vida, e faz os meus dias mais felizes e coloridos

A todos meus amigos que me ajudaram e incentivaram em momentos de dificuldade durante a graduação, em especial o João, Victor e Rodrigo.

Aos meus irmãos, Victor, Bruno e Leandro, por todo apoio e carinho que sempre tiveram por mim, além da honra de me ter como exemplo para suas vidas

Ao meu pai, Silvio, por ser meu exemplo de determinação e proporcionar para mim os estudos, sem os quais eu não teria me tornado a pessoa que sou hoje

A minha mãe, Ana Maria, pela dedicação a mim e meus irmãos, meu exemplo de força, luta e amor a família

“The mind that opens up to a new idea,
never returns to its original size”

Albert Einstein

Resumo

Tensões residuais estão presentes em todos materiais e afetam diretamente suas propriedades mecânicas e vida útil. Seu controle e determinação são fundamentais para entender os comportamentos de peças de engenharia, e permitem maior segurança no desenvolvimento de novos projetos. Existem diversos métodos de previsão e controle de tensões residuais, cada um apropriado para diferentes aplicações. Esse trabalho apresenta um novo método de determinação de tensões residuais por difração de raios X (DRX) que utiliza sensores bidimensionais de captura e análise das tensões chamado de método do $\text{Cos}(\alpha)$. A proposta é explicar os fundamentos teóricos por trás desse método, as diferenças com o método do $\text{Sen}^2\psi$ e introduzir possibilidades de determinação das tensões por meio de dois estudos de caso: tensões residuais em cilindros de laminação e tensões residuais em juntas com solicitação mecânica em ensaio de fadiga de baixo ciclo. Esse trabalho evidencia o potencial da aplicação de uma nova técnica de difração de raios X para determinação das tensões residuais e da fração volumétrica de austenita retida, usando o método do $\text{Cos}(\alpha)$, mostrando resultados compatíveis com o método convencional do $\text{Sen}^2\psi$.

Abstract

Residual stresses are present in all materials and directly affect their mechanical properties and service life. Its control and determination are fundamental to understand the behavior of engineering parts and allow greater security in the development of new projects. There are several methods of forecasting and controlling residual stresses, each suitable for different applications. This work presents a new method for determining residual stresses by X-ray diffraction (XRD) that uses two-dimensional sensors for capturing and analyzing stresses called the $\text{Cos}(\alpha)$ method. The proposal is to explain the theoretical foundations behind this method, the difference with the $\text{Sen}^2 \psi$ method, and to introduce possibilities for determining stresses through two case studies: residual stresses in rolling-mill rolls and residual stresses in joints with mechanical stress in low-cycle fatigue test. This work evidenced the potential for applying this new technique of X-ray diffraction to determine residual stresses and the volume of retained austenite by means of $\text{Cos}(\alpha)$ method, showing results compatible with the conventional $\text{Sen}^2 \psi$ method.

Lista de Figuras

Figura 1 - Distribuição de tensões residuais ao longo de diversos grãos de um material policristalino e sua divisão em primeira, segunda e terceira ordem (MACHERAUCH; WOHLFAHRT; WOLFSTIEG, 1973).	5
Figura 2 - Principais campos de pesquisa e aplicações industriais nas quais as tensões residuais são levadas em conta (LU, 2002)	8
Figura 3 - Equipamento para análise de tensão residual pelo método do furo cego (MICRO-MEASUREMENTS, 2010).....	11
Figura 4 - Lei de Bragg para difração de raios X (Pulstec, Japan)	14
Figura 5 - Deformação normal no sistema de coordenadas x-y-z de uma amostra medida por difração de raios X (TANAKA, 2019)	15
Figura 6 - Dependência linear da distância interatômica $d(311)$ com diferentes valores de $\sin^2\psi$ (Prevey, P.S. "Metals Handbook: Ninth Edition," Vol. 10, ed. K. Mills, pp 380-392, Am. Soc. for Met., Metals Park, Ohio (1986)).....	17
Figura 7 - Medição de deformação por meio de um Anel de Debye-Scherrer no método do $\cos\alpha$ (TANAKA, 2019)	20
Figura 8 - Diagramas de $\cos\alpha$ (esquerda) e $\sin\alpha$ (direita) (TANAKA, 2019)	22
Figura 9 - Laminador de tiras a quente ("NKMZ", 2020).....	24
Figura 10 - Configurações mais adotadas para laminadores de tiras à quente - Adaptado de (WEBBER, 2002)	25
Figura 11 - Partes de um cilindro de laminação (METAL MECÂNICA, [s.d.])	26
Figura 12 - Cilindros de trabalho e cilindros de encosto em uma cadeira quadrupla de laminação (GORNÍ, 2003)	27
Figura 13 - Desenvolvimento de laminadores, processos de fabricação de cilindros de trabalho e seus materiais ao longo do tempo (Webber, 2002 adaptado por Carvalho, 2003)	31
Figura 14 - Exemplo de cilindro de trabalho para LTQ (Caracterização de materiais utilizados na fabricação de cilindros submetidos ao desgaste abrasivo)	32
Figura 15 - Fundição composta estática por gravidade (Aços Villares S.A., 1982) ...	32

Figura 16 - Processo CPC (Tanaka et al., 1997).....	33
Figura 17 - Rota de fabricação resumida de um cilindro bimetálico usado para LTQ (CORNÉLIO, 2006)	34
Figura 18 - Máquina centrífuga FHW (a), Vazamento do metal líquido que irá compor a casca do cilindro (b). [GERDAU. PIN-PR-715-002 - Operação da centrífuga FHW. Pindamonhangaba, 2014.] (JUNIOR, 2014).....	35
Figura 19 - Vazamento do metal líquido que irá compor o núcleo do cilindro da fossa, local onde ocorre o processo de solidificação [GERDAU. PIN-PR-715-002 - Operação da centrífuga FHW.] (JUNIOR, 2014)	36
Figura 20 - Difratômetro StrainFlex Rigaku (“Prefeitura de Hiroshima”, [s.d.])	37
Figura 21 - Medição de Austenita Retida em cilindros de laminação de tiras à quente	39
Figura 22 - Esquema de medição de tensão residual com analisador portátil	40
Figura 23 - Resultado de tensão residual na direção longitudinal do cilindro.....	42
Figura 24 - Esquema de medição de austenita retida com analisador portátil	43
Figura 25 - Histórico de temperatura do núcleo e da superfície dos cilindros bimetálicos (NODA et al., 2017).....	47
Figura 26 - Histórico de tensões no centro e superfície dos cilindros bimetálicos (NODA et al., 2017)	48
Figura 27 - Tensões residuais na casca e no núcleo após tempera com aquecimento uniforme (NODA et al., 2017).....	48
Figura 28 - Esquema de Soldagem MAG - adaptado de (MODENESI; MARQUES; SANTOS, 2012)	53
Figura 29 - Conjunto de barras presas por suas extremidades - adaptado de (MODENESI; MARQUES; SANTOS, 2012)	56
Figura 30 - Variação da tensão (σ_C) com a temperatura na barra central (MODENESI; MARQUES; SANTOS, 2012)	57
Figura 31 - Comparação entre tensões residuais desenvolvidas na montagem de três barras (esquerda) e as tensões residuais formadas ao longo de uma direção	

transversal (y) em uma solda de topo (direita) (MODENESI; MARQUES; SANTOS, 2012)	58
Figura 32 - Distribuição de temperatura (B) e tensões na direção x (C) durante um processo de soldagem (A) – Adaptado de (AMERICAN WELDING SOCIETY, 2001)	59
Figura 33 - Tensões residuais e distorções de uma solda de vigas em T – adaptado de (AMERICAN WELDING SOCIETY, 2001).....	61
Figura 34 - Curva S/N para um material ferroso (CALLISTER; RETHWISCH, 2016)	63
Figura 35 - Configuração utilizada no processo de soldagem MAG (Meritor do Brasil, 2020)	66
Figura 36 - características do processo de soldagem utilizado (Meritor do Brasil, 2020)	66
Figura 37 - Pontos selecionados para determinação de tensões residuais (Meritor do Brasil)	67
Figura 38 - Configuração do equipamento utilizado no ensaio de fadiga (Meritor do Brasil)	68
Figura 39 - Posicionamento da amostra e sensor para medições.....	70
Figura 40 - Tensões residuais transversais após Soldagem MAG (SOUZA, 2016) ..	72
Figura 41 - Curva tensão-deformação cíclica (MELLO, 2013)	73

Lista de Tabelas

Tabela 1 - Exemplos de processos que resultam em tensões de primeira ordem (MACHERAUCH; WOHLFAHRT; WOLFSTIEG, 1973).....	6
Tabela 2 - Produtividade típica em laminadores compostos por diferentes materiais - Adaptado de (Cornélio, 2006)	29
Tabela 3 - Composições típicas de um cilindro de trabalho de LTQ de ferro fundido multicomponente	30
Tabela 4 - Informações sobre material e parâmetros utilizados	41
Tabela 5 - Características das medições	41
Tabela 6 - Tensões residuais em cilindro de trabalho pelos dois métodos de difração de raios X	43
Tabela 7 - Austenita retida em cilindros de trabalho por dois algoritmos diferentes..	44
Tabela 8 - Processos de soldagem por fusão (MODENESI; MARQUES; SANTOS, 2012)	52
Tabela 9 - Variáveis dos processos de soldagem MIG/MAG - adaptado de (WAINER; BRANDI; MELLO, 1992)	54
Tabela 10 - Composições químicas do metal base e eletrodo	65
Tabela 11 - Parâmetros da soldagem	65
Tabela 12 - Informações sobre o material e parâmetros utilizados	68
Tabela 13 - Característica das medições	68
Tabela 14 - Tensão residual longe do cordão de solda.....	69
Tabela 15 - Tensão residual longe antes e após a ciclagem	69

Sumário

1.	Introdução	1
1.1	Objetivo	2
2.	Revisão Bibliográfica	3
2.1	Tensões Residuais	3
2.1.1	Definições	3
2.1.2	Importância da determinação das tensões residuais em aplicações industriais	7
2.2	Métodos de determinação de tensão residual	8
2.2.1	Métodos mecânicos	9
2.2.2	Métodos magnéticos	12
2.2.3	Método por corrente parasita	13
2.2.4	Medição de deformação por difração de raios X	14
2.2.5	Determinação das tensões biaxiais pelo método do $\text{Sen}^2 \psi$	16
2.2.6	Determinação das tensões biaxiais pelo método do $\cos(\alpha)$	18
3.	Estudo de caso 1: Cilindro de Laminação de tiras a quente	23
3.1.	Introdução	23
3.2	Revisão da literatura	27
3.3	Materiais usados para cilindros de trabalho LTQ e sua produção	28
3.4	Metodologia	37
3.4.1	Determinação de tensão residual e austenita retida pelo método do $\text{Sen}^2 (\psi)$ em cilindros de trabalho para LTQs	37
3.4.2	Determinação de tensão residual e austenita retida pelo método do $\text{Cos}(\alpha)$ em cilindros de trabalho para LTQs	39
3.5	Resultados	43
3.5.1	Tensão residual	43
3.5.2	Austenita Retida	44

3.5 Discussão	44
3.6 Conclusões	49
4. Estudo de caso 2: Ensaio de fadiga cíclica de baixo ciclo em junta T soldada pelo processo MAG.....	51
4.1 Introdução	51
4.2 Revisão da Literatura	63
4.3 Metodologia.....	64
4.4 Resultados	69
4.5 Discussão.....	70
4.6 Conclusões	73
5. Referências	75

1. Introdução

Atualmente, as indústrias possuem seu desenvolvimento pautado em dois fatores fundamentais: diminuição da emissão de gases do efeito estufa como dióxido de carbono (CO₂) e aumento na segurança de estruturas e produtos de engenharia, como é o caso dos automóveis. A sociedade está cobrando das empresas que modifiquem seu paradigma e que passem a adotar uma postura ambientalmente correta, com diminuição do consumo de energia e matérias primas, bem como a fabricação de produtos com o mínimo impacto ambiental. A segurança da população também deve ser prezada, e qualquer acidente que coloque a vida de pessoas em risco acaba ferindo profundamente o nome e reputação de uma indústria.

Essa busca por aprimoramento trás, entre outras modificações, a mudança na forma de criação de projetos. Um paradigma que está em constante transformação é o superdimensionamento de projetos. Os coeficientes de segurança que antes eram muitas vezes maiores que o necessário, hoje são cada vez menores para gerar reduções no uso de material e peso de peças finais. Dessa forma, um maior controle de propriedades superficiais foi estabelecido. Dentre os objetivos dos estudos de superfícies dos materiais está a otimização das tensões residuais, que hoje são consideradas não apenas como dependentes dos processos mecânicos, mas como um parâmetro que deve ser otimizado. As falhas mais comuns em engenharia são causadas por fadiga, um fenômeno que todo material que trabalha em ciclos de solicitação está sujeito. As tensões residuais têm como característica atenuar ou acentuar os efeitos de cargas cíclicas sob os materiais, o que possibilita maior controle sob a vida de um componente.

Nesse cenário, se faz necessário que novas técnicas de determinação de tensões residuais sejam desenvolvidas, para que não apenas ensaios de laboratório sejam realizados, como também um controle durante e após o processo a fabricação como uma forma de aferir a qualidade e controlar a linha de produção.

1.1 Objetivo

Esse trabalho tem como objetivo estudar e comparar um novo método de determinação de tensões residuais por difração de raios X, por meio da introdução teórica dessa técnica e elucidação de dois casos onde essa medição pode ser aplicada: tensões residuais em cilindros de laminação e tensões residuais em juntas com solicitação mecânica em ensaio de fadiga de baixo ciclo. Os dois métodos de determinação de tensões residuais por difração de raios X (DRX) avaliados foram o do $\text{Sen}^2 (\psi)$ e o do $\text{Cos} (\alpha)$.

2. Revisão Bibliográfica

2.1 Tensões Residuais

2.1.1 Definições

Tensões residuais são tensões auto equilibradas existentes em materiais ou peças que se encontrem em condições uniformes de temperatura e em ausência de cargas externas (MACHERAUCH, 1987). As tensões residuais podem estar presentes em todo tipo de material, seja eles metálico ou não. Tais tensões são geradas quando regiões de um material são deformadas elástica ou plasticamente de forma não homogênea, e com isso o estado natural de deformação fica impossibilitado de ocorrer. Os diversos materiais, por sofrerem diversos tipos de tratamentos e processos de manufatura, um perfil muito variado de tensões pode surgir nos materiais. Um sistema de padronização de tensões residuais para materiais metálicos foi proposto por (MACHERAUCH; WOHLFAHRT; WOLFSTIEG, 1973) e classifica as tensões residuais como sendo de três tipos diferentes:

- a) Primeira ordem: Também chamadas de macro tensões, correspondem às tensões residuais que são homogêneas ao longo de grandes áreas de material, de forma que toda e qualquer interferência no equilíbrio de forças e momentos em um volume contendo tensões dessa ordem irá modificar suas dimensões.
- b) Segunda ordem: Conhecidas como micro tensões, correspondem às tensões que são homogêneas ao longo de áreas microscópicas, correspondente a um grão ou partes de um grão e que estão em equilíbrio com um pequeno número de grãos do material. Regiões do material sob efeito dessa ordem vão sofrer mudanças de dimensões apenas se mudanças no equilíbrio de forças e momentos gerarem distúrbios distintos no material
- c) Terceira ordem: corresponde às tensões que são não homogêneas em áreas microscópicas de um material, de forma que apenas algumas distâncias atômicas dentro de um grão estão em equilíbrio. Nenhuma alteração no dimensional do material será observada no caso de mudanças de força e momento.

Essa definição é suficiente para descrever o perfil de tensões residuais presentes em um material metálico, desde que ele não se encontre sob efeito de influências não mecânicas que sejam capazes de gerar influências mecânicas. Para estimar a tensão residual em um volume de material metálico, a soma das diferentes ordens de tensão é realizada:

$$\sigma^{RS} = \sigma^{RS,I} + \sigma^{RS,II} + \sigma^{RS,III} \quad (1)$$

onde:

$$\sigma^{RS,I} = \frac{\int \sigma^{RS} dA}{\int dA} \text{ ao longo de vários grãos } nA_K = A \quad (2)$$

$$\sigma^{RS,II} = \frac{\int \sigma^{RS} dA_K}{\int dA_K} \text{ ao longo de um grão } A_K^{\sigma^{RS,I}} = A \quad (3)$$

$$\sigma^{RS,III} = [\sigma^{RS} - (\sigma^{RS,I} + \sigma^{RS,II})] \text{ ao longo de um ponto qualquer em um grão} \quad (4)$$

onde n é o número de grãos, A_K é a área de um grão K qualquer e A é a área total.

O sistema acima apresentado é correspondente à subdivisão normalmente utilizada para classificar as tensões observadas em um material como sendo macroscópicas (primeira ordem) ou microscópicas (segunda e terceira ordens). Na maioria dos casos, apenas as de primeira ordem são consideradas, do ponto de vista de engenharia, para explicar problemas e efeitos observados em peças metálicas, pelo que serão elas objeto de estudo nesse trabalho. Na Figura 1, é possível observar o perfil de tensões residuais e suas respectivas ordens ao longo de uma peça metálica policristalina.

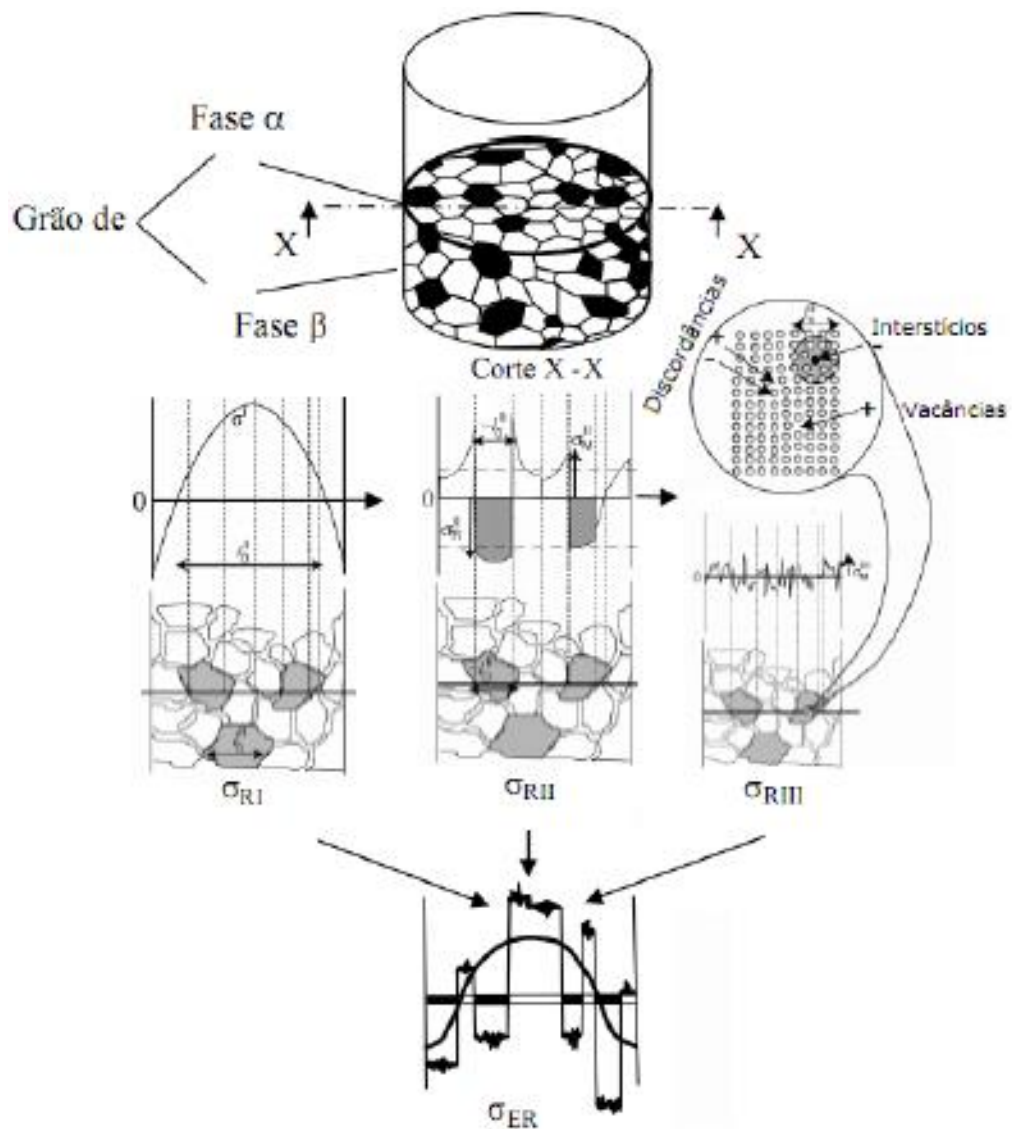


Figura 1 – Representação dos três tipos de tensão residual em um material bifásico depois do processo de têmpera (ECHEVERRI, 2012)

Os diversos processos de manufatura e tratamentos existentes geram no material tensões de primeira ordem com diferentes magnitudes e distribuições, entre eles usinagem, estampagem, soldagem, tratamentos térmicos etc. Alguns exemplos podem ser observados na Tabela 1.

Tabela 1 - Exemplos de processos que resultam em tensões de primeira ordem (MACHERAUCH; WOHLFAHRT; WOLFSTIEG, 1973).

Grupos principais	Subgrupos
Tensões residuais de Usinagem	Retifica
	Dobramento
	Fresagem
	Desbaste
	Perfuração
Tensões residuais de Junção	Soldagem
	Brasagem
	Junção aderente
Tensões residuais de Fundição	
Tensões residuais de Conformação	Laminação
	Forjamento
	Estampagem
	Extrusão
	Trefilação
	Jateamento
Tensões residuais de Tratamentos Térmicos	Têmpera
	Transformação
	Endurecimento
	Cementação
Tensões residuais de Tratamentos superficiais	Nitretação
	Galvanização
	Cromagem
	Junção dissimilar

Em todos os casos listados acima, as tensões de primeira ordem resultantes são dependentes dos parâmetros de processos e das geometrias do material e das ferramentas de processamento. Dessa forma, as peças metálicas resultantes da combinação de vários processos vão apresentar uma variedade e complexidade muito grandes de perfis de tensões.

2.1.2 Importância da determinação das tensões residuais em aplicações industriais

A falha de peças estruturais e mecânicas é objeto de estudos há muito tempo ao redor do mundo e sua causa não envolve apenas as cargas externas aplicadas, sendo as tensões residuais uma das propriedades de maior contribuição nesse aspecto. Como já introduzido anteriormente, todas peças manufaturadas estão sujeitas a presença de tensões residuais, e sua intensidade afeta diretamente a fadiga de um material e dessa forma se mostra de extrema importância para o desenvolvimento de componentes mais resistentes.

Para peças mecânicas, o conhecimento das propriedades superficiais gera uma grande inovação, pois permite novas aplicações e propriedades de materiais conhecidos. Apesar de ser um assunto que está em voga há muito tempo nos meios acadêmicos como mostra (LU, 2002), esse desenvolvimento caminha vagarosamente por dois motivos principais: a dificuldade de ampliar estudos laboratoriais para maiores escalas e a relutância das indústrias em buscar inovações. Alguns movimentos que buscam mudar esse panorama estão ocorrendo nos principais polos industriais, como exemplo a Europa.

Um dos principais objetivos dos projetos de engenharia de superfícies é a otimização das tensões residuais para aumentar o desempenho de peças mecânicas, e sob esse ponto de vista, as tensões não devem ser consideradas apenas como dependentes das condições do processamento dos materiais, mas sim como um parâmetro que pode e deve ser otimizado. O aumento do limite de fadiga, por exemplo, pode ser aumentado por meio de tensões residuais compressivas, ao passo que falhas catastróficas podem aparecer antes do previsto em projeto devido a tensões residuais de tração.

A Figura 2 mostra alguns dos diferentes campos de pesquisa nos quais as tensões residuais podem ser levadas em conta, e são de importância estratégica para indústria. São quatro as áreas de destaque: desenvolvimento de novas técnicas e padrões de medição para controle de qualidade; garantia de estabilidade dimensional, por meio da compreensão de como ocorre a relaxação de tensões; design mecânico, com base na compreensão dos efeitos das tensões residuais nas propriedades do material e por último a manufatura, como uma das possibilidades da preservação de

ferramental por meio do conhecimento de tensões existentes no material, usando, por exemplo, modelagem computacional.

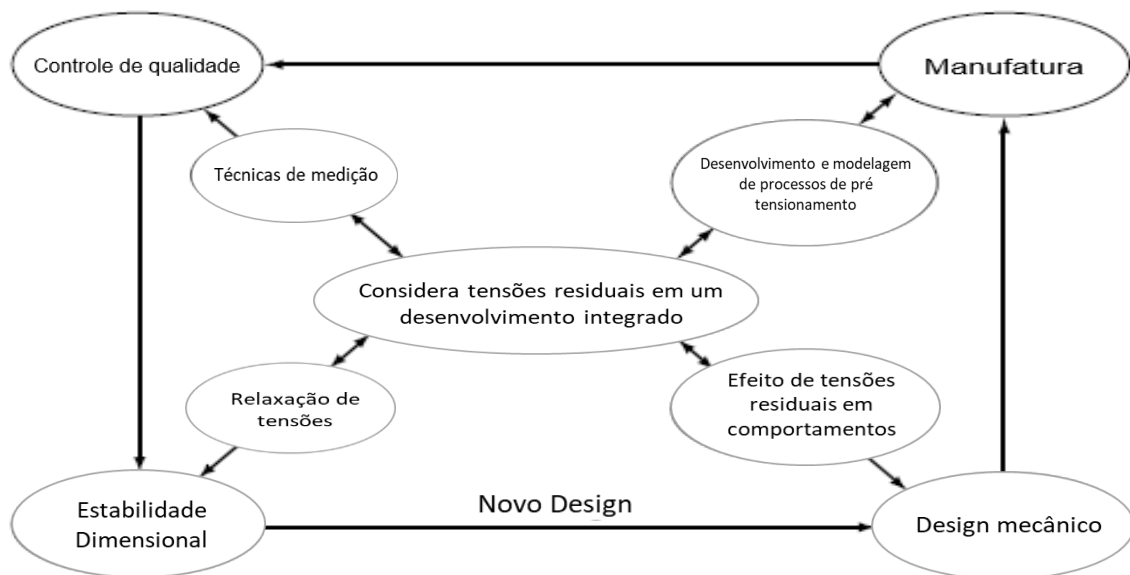


Figura 2 - Principais campos de pesquisa e aplicações industriais nas quais as tensões residuais devem ser consideradas (LU, 2002).

2.2 Métodos de determinação de tensão residual

Nessa seção, os diversos métodos existentes para medição e análise de tensões residuais são descritos de forma sucinta, com ênfase especial para os dois métodos utilizados durante os experimentos realizados nesse trabalho: o método do $\sin^2\psi$ e o método do $\cos\alpha$, sendo ambos métodos derivados dos princípios da difração de raios X na superfície de uma material. Entre as técnicas apresentadas, duas classes principais podem ser determinadas: os ensaios destrutivos e os ensaios não destrutivos, que são separados de acordo com o nível da afetação superficial que é necessária para a medição. Um exemplo prático são os métodos mecânicos, nos quais é necessário, em algumas ocasiões, extrair pequenos pedaços do material para que seja possível realizar as análises.

Outro aspecto muito importante durante a análise é a resolução da medição, que está diretamente relacionada com os parâmetros de área, profundidade e volume do material ensaiado, com os quais se obtém um valor médio da tensão residual. Para medições que apresentam uma baixa resolução, a confiabilidade dos resultados fica

afetada, uma vez que os elementos captados podem mascarar os resultados das tensões residuais presentes.

A profundidade das medições se destaca entre os parâmetros de resolução, em razão de sua importância para traçar perfis completos de tensão residual, que muitas vezes se mostram críticas em valores abaixo da superfície. Outro aspecto importante a ser analisado é se o método fornece as direções de tensões residuais. Por se tratar de uma propriedade tensorial, a falta de informações sobre direção inutiliza os dados obtidos para análises mais profundas das características dos materiais.

Por fim, a confiabilidade da análise realizada possui um papel fundamental no julgamento se a técnica de medição é confiável ou não. A forma de medir essa característica é por meio de testes de repetibilidade, nos quais a exatidão e precisão das medições são colocadas a prova.

2.2.1 Métodos mecânicos

Os métodos mecânicos são baseados na análise das distorções dimensionais sofridas pelo material seja durante a geração de tensões residuais, seja num momento posterior, por meio da remoção de parte do material para gerar um alívio proposital de tensões.

2.2.1.1 Curvatura

É um método aplicado para determinar a intensidade das tensões presentes em revestimentos e camadas de material, uma vez que as deposições e remoções podem gerar distorções. Como explicado por (ZHU et al., 2011), ao se analisar a variação na curvatura do material durante a deposição é possível calcular as variações de tensões em função da espessura de material depositada. Analogamente, uma correlação entre remoção de camadas de material e tensões presentes no mesmo também pode ser criada.

Esse tipo de análise é realizado principalmente para compósitos metálicos e poliméricos e para os processos CVD e PVD. O problema dessa técnica é sua imprecisão, uma vez que as distorções na curvatura durante os processos de deposição e remoção de camadas não está associado apenas a presença de tensões residuais.

2.2.1.2 Método de conformidade com trincas (CCM)

Como explica (URRIOLAGOITIA-SOSA et al., 2011) esse método é baseado na criação de uma trinca em um material para se observar como ocorre a relaxação de tensões nas proximidades do corte, por meio da utilização de interferômetro . Com a utilização desse método é possível analisar como ocorre a evolução do campo de tensões normal à trinca gerada, conforme a profundidade do corte é aumentada.

A utilização desse método possui algumas restrições como explicadas com maior profundidade por (SCHINDLER, 2000), onde a geometria da peça a ser analisada e o arranjo realizado para a criação da trinca limitam sua aplicação. Estudos prévios como modelagem por elementos finitos são desejáveis, para que todos os parâmetros de ensaio sejam corroborados e os resultados sejam confiáveis.

2.2.1.3 Método do furo cego

Esse método consiste na realização de um furo na superfície do material, que foi previamente escolhida. A Figura 3 esquematiza um equipamento que realiza essa análise. Para que a medição seja possível, um extensômetro é colado no ponto de interesse além de outros procedimentos, que são realizados como descrito por (MICRO-MEASUREMENTS, 2010).

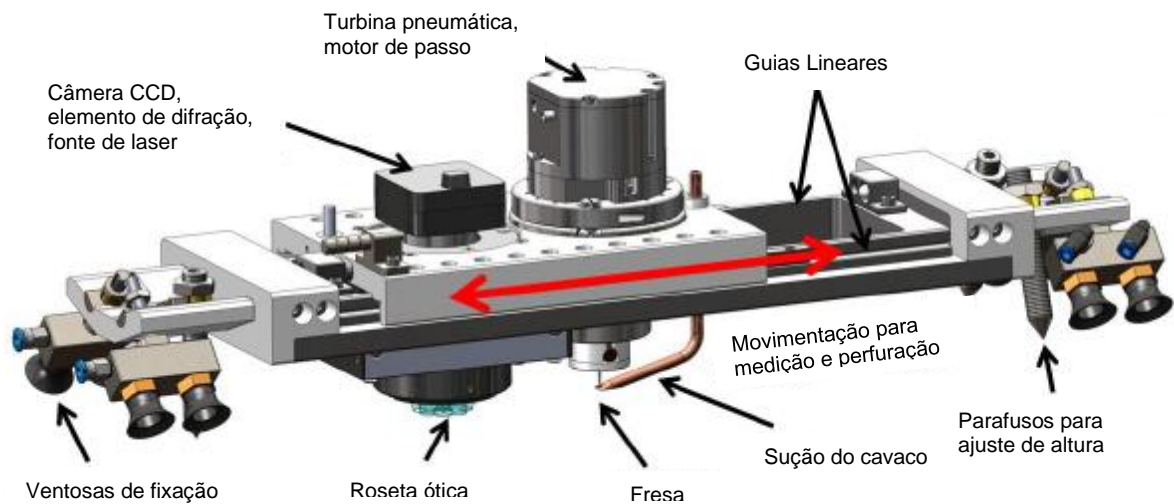


Figura 3 - Equipamento para análise de tensão residual pelo método do furo cego (MICRO-MEASUREMENTS, 2010)

O princípio por trás desse experimento é a relaxação de tensões que ocorre no material à medida que o furo é realizado. Todos os cálculos matemáticos realizados para a obtenção do perfil de tensões são descritos por (SCHAJER, 1988). Esse método permite o cálculo direto do campo de tensões conforme a profundidade é aumentada, mas a confiabilidade dos resultados é prejudicada quando profundidades superiores ao diâmetro do furo.

É o método mais barato e aplicado em todo mundo, devido a alguns motivos como versatilidade, existência de normas para as medições, aplicações em campo, entre outras. Apesar disso, é um procedimento que possui algumas restrições, como a introdução de erros para casos onde a tensão residual excede 50% do limite de escoamento do material, ou ainda a não confiabilidade de resultados para revestimentos com menos de 100 μm de espessura ou que sejam frágeis.

2.2.2 Métodos magnéticos

2.2.2.1 Magnetostricção

A magnetostricção é uma propriedade presente em materiais ferromagnéticos. Ela ocorre durante processos de magnetização, onde a variação devido ao campo magnético aplicado gera deformações magnetostritivas, ou seja, mudanças em suas dimensões físicas em resposta ao campo magnético aplicado, até que o material atinja o valor de saturação. No método de análise baseado nesse princípio, (CULLITY, 1971) explica que a permeabilidade e indução magnética são medidas, de forma que, para o caso onde os materiais magnetostritivos estejam sob tensão, a orientação de seus domínios magnéticos será alterada. Nessa conformidade, os domínios sob ação de tensões de tração apresentarão um crescimento (magnetostricção positiva) enquanto os que sofrerem ação de tensões de compressão irão encolher.

As tensões presentes no material geram anisotropia magnética, o que causa a rotação de um campo magnético induzido para longe da direção de aplicação. É possível mensurar essas pequenas rotações por meio de sensores. Se não houver nenhuma rotação, os eixos principais tanto do campo magnético quanto das tensões estarão paralelos, e à medida que o conjunto é rotacionado, é possível medir a diferença das tensões principais.

2.2.2.2 Ruído Magnético de Barkhausen

Como explicado por (HUALLPA et al., 2016) o ruído magnético de Barkhausen é baseado na detecção de um sinal gerado em materiais ferromagnéticos submetidos a um campo magnético externo. O sinal tem origem no movimento das interfaces de domínios magnéticos causada pela ação de um campo magnético externo oscilante. A detecção desse sinal ocorre pela indução de correntes elétricas em uma bobina leitora de indução. Dentro do material, os domínios não seguem imediatamente as variações de campo magnético uma vez que encontram resistência de barreiras dissipativas. Uma vez que um grupo de domínios se movimenta, esse efeito é abrupto e irreversível, causando um aumento da energia interna do sistema que gera emissões repentinas de pulsos magnéticos. Por sua vez, os pulsos vão causar uma

mudança de tensão na bobina leitora, e essa mudança é chamada de ruído magnético de Barkhausen.

A presença de fases secundárias, contornos de grãos, discordâncias e campos de tensão são algumas das propriedades do material que são sensíveis à detecção de variações de tensão pelas bobinas leitoras, o que torna o ruído magnético de Barkhausen muito difundido na indústria para diferentes análises. Ao que diz respeito a tensões residuais, ele é amplamente aplicado por se tratar de uma análise simples, não destrutivo e de alta velocidade de execução. Apesar disso, esse método possui algumas restrições citadas por (RUUD, 1982) e que até hoje não foram superadas, sendo as principais a limitação da quantidade de materiais, uma vez que esse método requer propriedades ferromagnéticas; a necessidade da completa compreensão das propriedades magnéticas de um material, que requer uma calibração para pequenas variações de propriedades magnéticas; e a necessidade de análises complementares, uma vez que esse método fornece apenas a informação de que o material possui ou não tensões residuais.

2.2.3 Método por corrente parasita

O método elétrico (ou por corrente parasita) consiste na aplicação de uma corrente no material para a detecção de alterações de condutividade elétrica ou de permeabilidade magnética que são captadas por meio de bobinas leitoras. A profundidade de penetração pode ser alterada conforme a frequência de excitação é mudada, possibilitando profundidades de até 1 mm com a máxima frequência, na qual os sensores conseguem captar a direção da tensão existente no material.

Esse método pode ser aplicado em mais tipos de matérias que os métodos expostos em 2.2.2.1 e 2.2.2.2, porém sua aplicação é mais complexa, e requer longos estudos sobre o correto posicionamento dos sensores, estudo de frequências de excitação e a sensibilidade da corrente parasita às alterações microestruturais dos materiais.

2.2.4 Medição de deformação por difração de raios X

A deformação medida por difração de raios X é baseada na *Lei de Bragg*, que determina que quando um feixe monocromático de raios X incide sobre uma superfície policristalina, a difração é obtida de forma a satisfazer a lei de Bragg:

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

onde λ é o comprimento de onda, d é a distância entre os planos de difração e θ é o ângulo de difração. Ao sofrer alguma sollicitação, a distância entre os planos de difração é alterada, passando de um d_0 para um $d_0 + d$. Dessa forma, a deformação pode ser calculada por:

$$\varepsilon = \frac{\Delta d}{d_0} = -\cot \theta_0 (\theta - \theta_0) \quad (2)$$

onde θ_0 é o ângulo de difração no estado livre de tensões.

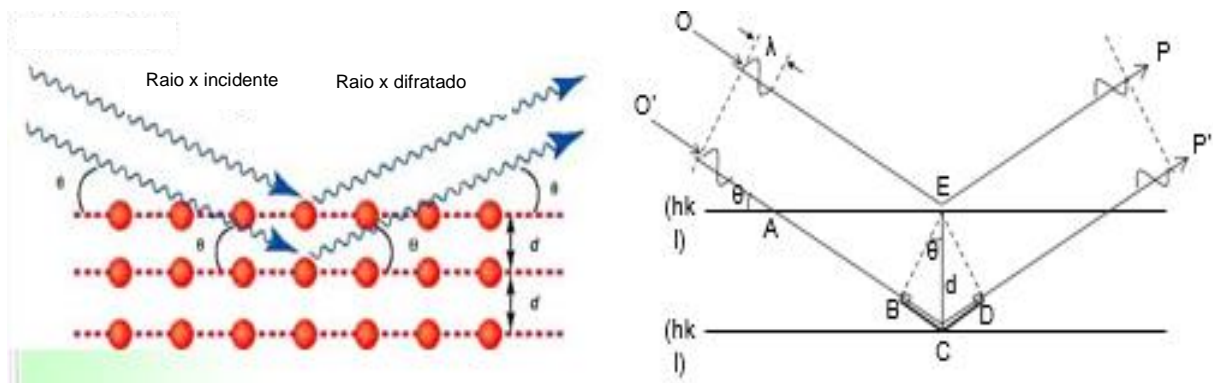


Figura 4 - Lei de Bragg para difração de raios X (Pulstec, Japan).

Para os casos onde a difração vem de muitos grãos com diferentes orientações cristalográficas, essa deformação corresponde à deformação macroscópica do material, e estará relacionado com a tensão pelo estado isotrópico de elasticidade.

Para que seja possível o cálculo da intensidade de difração, é necessário criar uma parametrização dos raios difratados. Na Figura 5 a direção da deformação normal, OP, é definida em termos das coordenadas x-y-z, onde as coordenadas x-y estão contidas no plano da superfície do material e o plano z é em função do vetor normal à superfície do material. O vetor de difração é então escrito em termos de $n = (n_1, n_2, n_3)$, obtidos em função do ângulo de inclinação, ψ , e o ângulo de rotação, ϕ , e é dado por:

$$n_1 = \sin \psi \cdot \cos \phi \quad n_2 = \sin \psi \cdot \sin \phi \quad n_3 = \cos \psi \quad (3)$$

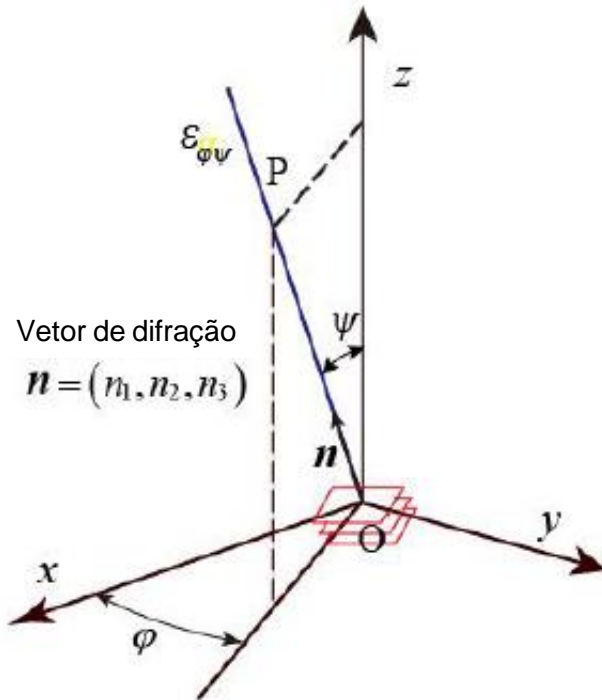


Figura 5 - Deformação normal no sistema de coordenadas x-y-z de uma amostra medida por difração de raios X (TANAKA, 2019).

A deformação, $\epsilon_{\psi\phi}$, pode então ser definida em termos do vetor de difração da seguinte forma:

$$\epsilon_{\psi\phi} = \epsilon_x \cdot n_1^2 + \epsilon_y \cdot n_2^2 + \epsilon_z \cdot n_3^2 + \gamma_{yz} \cdot n_2 \cdot n_3 + \gamma_{zx} \cdot n_3 \cdot n_1 + \gamma_{xy} \cdot n_1 \cdot n_2 \quad (4)$$

onde ϵ_x , ϵ_y , ϵ_z são as componentes normais da deformação e γ_{yz} , γ_{zx} , γ_{xy} são as componentes cisalhantes da deformação. Aplicando a Lei de Hooke da elasticidade isotrópica, a equação pode ser expressa em termos das tensões normais σ_x , σ_y , σ_z e das tensões cisalhantes τ_{xy} , τ_{xz} , τ_{yz} de forma que:

$$\varepsilon_{\psi\phi} = \frac{1+\nu}{E} \cdot (\sigma_x \cdot n_1^2 + \sigma_y \cdot n_2^2 + \sigma_z \cdot n_3^2 + \tau_{yz} \cdot n_2 \cdot n_3 + \tau_{xz} \cdot n_3 \cdot n_1 + \tau_{yz} \cdot n_1 \cdot n_2) - \frac{\nu}{E} \cdot (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) \quad (5)$$

onde E é o módulo de Young e ν é o coeficiente de Poisson. A equação acima é a equação fundamental para medição da tensão residual tanto pelo método do $\cos \alpha$ quanto pelo método do $\text{Sen}^2 \psi$, de forma que a tensão residual é obtida através da medição de diversas direções de ψ e ϕ por meio da equação (5).

2.2.5 Determinação das tensões biaxiais pelo método do $\text{Sen}^2 \psi$

No método do $\text{Sen}^2 \psi$, a tensão é obtida por meio da posição dos picos de difração que são colhidos para diversos ângulos de inclinação ψ com detectores que podem ser estáticos, por meio da alteração de posição da amostra, ou possuir o movimento unidimensional, com as amostras fixas. Uma explicação de todo aparato necessário para medição por esse método é descrita por (FITZPATRICK et al., 2005).

Pelo fato da penetração dos raios X ser pequena, o estado de tensões é assumido como biaxial, e desta forma pode-se considerar que $\sigma_z = \tau_{yz} = \tau_{zx} = 0$. Além disso, é assumido que o material é isotrópico e possui uma tensão constante independente da penetração dos raios X abaixo da superfície.

Apesar das tensões em z serem nulas, a deformação nessa direção possui um valor, que pode ser obtido experimentalmente por meio da medição da posição do pico 2θ ao se resolver a equação (1) para um valor d_n , que corresponde à distância interplanar de planos normais à superfície. Caso o espaçamento interplanar em um estado livre de tensões, d_0 , seja conhecido, é possível obter ε_z , ou qualquer outra deformação pela equação:

$$\varepsilon_{\psi} = \frac{d_{\psi} - d_0}{d_0} \quad (6)$$

Ao se aplicar o estado de tensões biaxiais na equação 5 para medir uma tensão σ_{ϕ} na superfície do material, temos que:

$$\varepsilon_{\psi\phi} = \frac{1+\nu}{E} \cdot (\sigma_x \cdot \text{sen}^2 \psi \cdot \cos^2 \phi + \sigma_y \cdot \text{sen}^2 \psi \cdot \text{sen}^2 \phi + \tau_{yx} \cdot \text{sen}^2 \psi \cdot \text{sen} \phi \cdot \cos \phi) - \frac{\nu}{E} \cdot (\sigma_x + \sigma_y) \quad (7)$$

E dessa forma, com as equações 6 e 7, temos que para qualquer direção escolhida, é possível medir as tensões superficiais por meio da seguinte equação:

$$\sigma_{\phi} = \frac{E}{(1+\nu) \cdot \sin^2 \psi} \cdot \left(\frac{d_{\psi} - d_n}{d_n} \right) \quad (8)$$

onde d_n é obtido por meio de duas medições realizadas no plano normal à superfície e contendo a direção das tensões a serem medidas.

A partir da equação 8, a tensão residual é calculada realizando diversas difrações de raios X com diferentes inclinações ψ . Pode-se medir as diferentes posições dos picos 2θ ou ainda os diferentes valores obtidos de distâncias interplanares, d . Um exemplo de gráfico obtido está simbolizado na Figura 6.

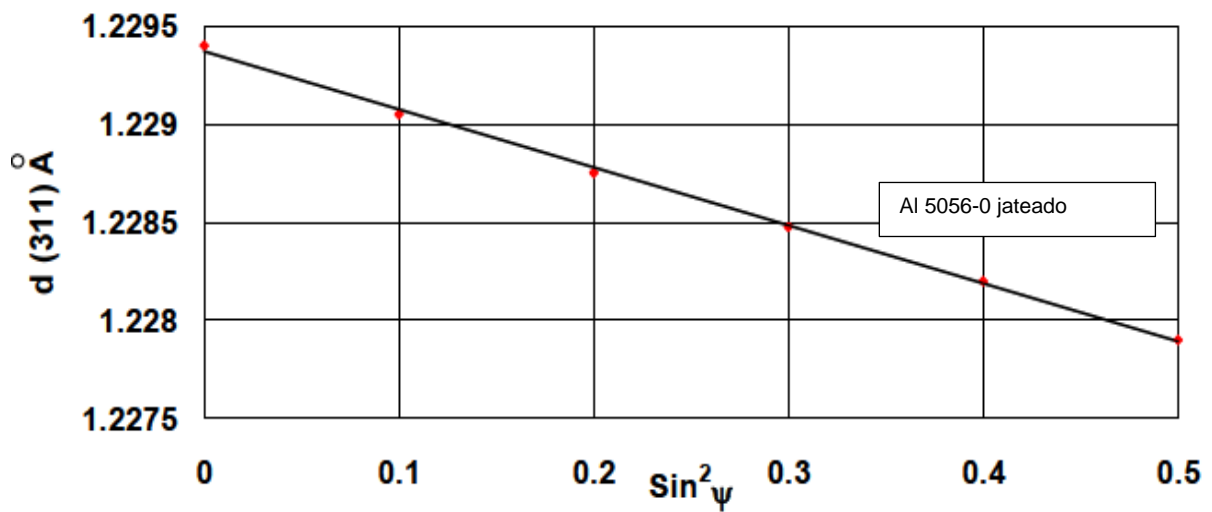


Figura 6 - Dependência linear da distância Inter atômica $d(311)$ com diferentes valores de $\sin^2 \psi$ (AMERICAN SOCIETY FOR METALS, 1986)

Por meio do gráfico plotado acima, é possível calcular a tensão residual sabendo-se as propriedades elásticas do material e o gradiente do gráfico $d \times \sin^2 \psi$, de forma que:

$$\sigma_{\phi} = K \cdot M \quad (9)$$

onde $K = \left(\frac{E}{1+\nu} \right)$ e $M = \frac{\delta \varepsilon_{\psi \phi}}{\delta \sin^2 \psi}$. A equação 9 descreve o estado de tensões ideal, ou seja, um estado de tensões biaxiais medido em um material isotrópico que será objeto de estudo nesse trabalho.

2.2.6 Determinação das tensões biaxiais pelo método do $\cos(\alpha)$

No método do $\cos(\alpha)$, sensores bidimensionais são utilizados para captar a difração de raios X. A FIGURA XXX mostra a geometria de um aparato para medição de tensão residual com sensores bidimensionais.

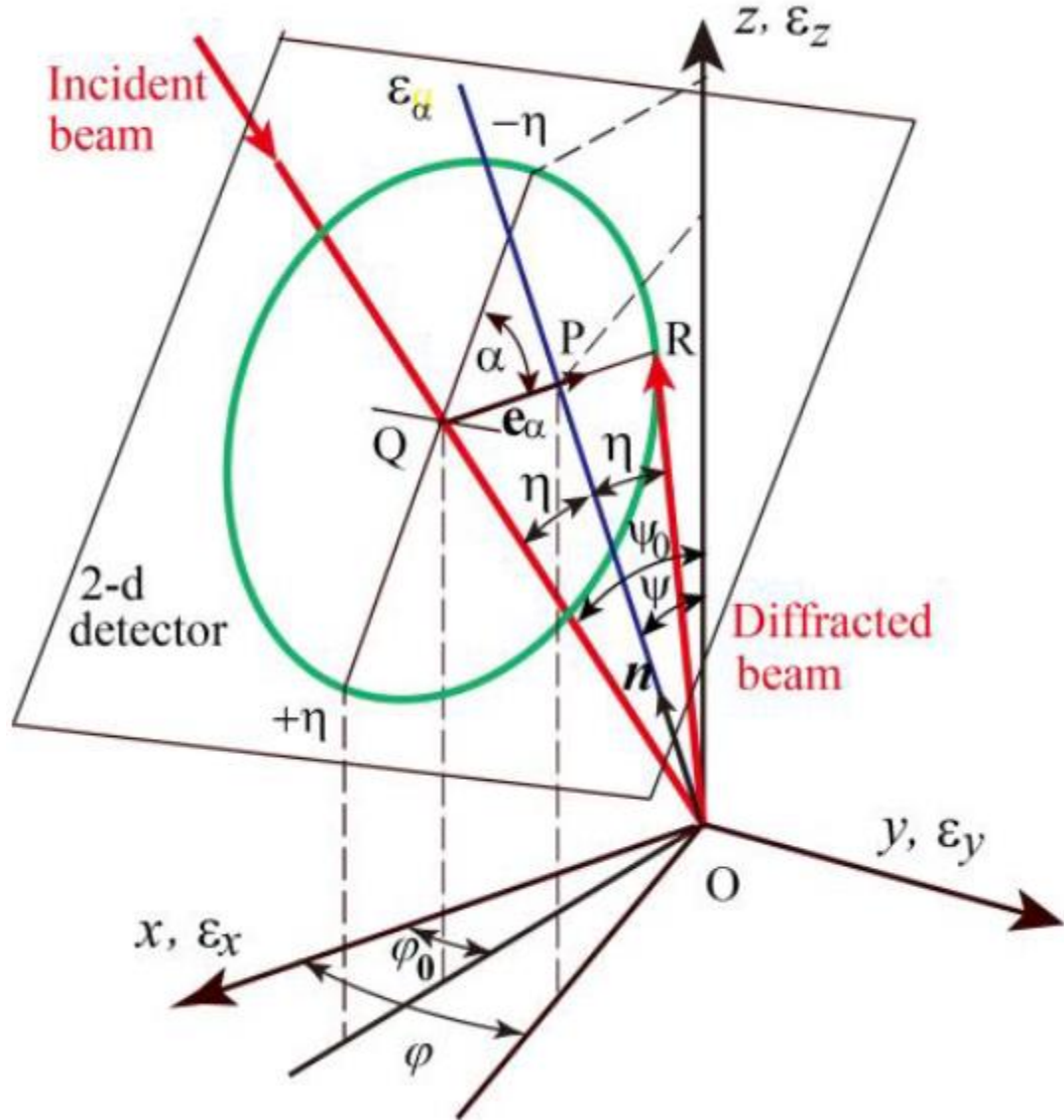


Figura 7 - Anel de Debye Scherrer gravado em um sensor bidimensional em uma única exposição (TANAKA, 2019)

Na Figura 8 é possível observar uma configuração experimental para detecção do anel de difração (Anel de Debye – Scherrer) quando os raios X são emitidos a uma inclinação ψ_0 e um ângulo de rotação ϕ_0 quaisquer. Nota-se que um novo parâmetro é criado, o ângulo 2η , que é suplementar ao 2θ

Para o método do Cos (α), o vetor de difração do plano normal pode ser escrito em função do ângulo azimutal, α , tomado no sentido anti-horário a partir de $-\eta$. A direção do anel D-S no IP é expressa da seguinte forma:

$$\begin{aligned} n_1 &= \cos \eta \cdot \sin \psi_0 \cdot \cos \Phi_0 - \sin \eta \cdot \cos \psi_0 \cdot \cos \Phi_0 \cdot \cos \alpha - \sin \eta \cdot \sin \Phi_0 \cdot \sin \alpha \\ n_2 &= \cos \eta \cdot \sin \psi_0 \cdot \sin \Phi_0 - \sin \eta \cdot \cos \psi_0 \cdot \sin \Phi_0 \cdot \cos \alpha + \sin \eta \cdot \cos \Phi_0 \cdot \sin \alpha \\ n_3 &= \cos \eta \cdot \cos \psi_0 + \sin \eta \cdot \sin \psi_0 \cdot \cos \alpha \end{aligned} \quad (10)$$

No método do Cos (α), a deformação ε_{ψ_ϕ} obtida por meio da difração de raios X é expressa em termos de α , por meio da deformação ε_α , pois o ângulo azimutal especifica qual a direção da deformação obtida.

A deformação é determinada a partir do raio do Anel de Debye – Scherrer, captado pelo sensor bidimensional. A Figura 8 ilustra o anel de Debye-Scherrer obtido através da colisão dos raios X na amostra com uma inclinação de ψ_0 , onde o sensor bidimensional é posicionado perpendicularmente ao raio incidente. O ângulo θ de difração é obtido através do raio $R\alpha$ do anel de Debye – Scherrer da seguinte forma:

$$2\theta = \pi - \tan^{(-1)} \cdot (r\alpha/L) \quad (11)$$

onde L é a distância entre o sensor bidimensional e a amostra. A partir das equações (2) e (11), a tensão ε_α no ângulo azimutal α é dado por:

$$\varepsilon_\alpha = \frac{\cos^2(2\theta)}{2L \cdot \tan(\theta_0)} \cdot (r_\alpha - r_0) \quad (12)$$

onde r_α é o raio do Anel de Debye – Scherrer no ângulo α e r_0 é o raio para redes cristalinas livres de tensões. Outro fator que deve ser estimado é a distância L entre o sensor de captura (*Imaging Plate*) e a amostra. Ele pode ser aproximado pelo valor L_m , que é calculado em função do raio médio, r_m do anel de Debye por:

$$L_m = \frac{r_m}{\tan 2\eta_0} \quad (13)$$

onde $2\eta_0$ é o ângulo suplementar de $2\theta_0$. Dessa forma, a deformação pode ser escrita como:

$$\varepsilon_\alpha = \frac{\cos^2 2\theta_0}{2L_m \tan \theta_0} (r_\alpha - r_0) \quad (14)$$

Assim como no método apresentado anteriormente, é possível considerar uma pequena penetração dos raios X, possibilitando então que se estabeleça um estado de tensões biaxiais. Outra característica assumida é que o material é isotrópico e possui tensões constantes independentes da penetração dos raios X abaixo da superfície do material. No método do $\cos(\alpha)$, uma técnica especial é utilizada para aquisição dos dados de difração de modo a minimizar os possíveis erros experimentais.

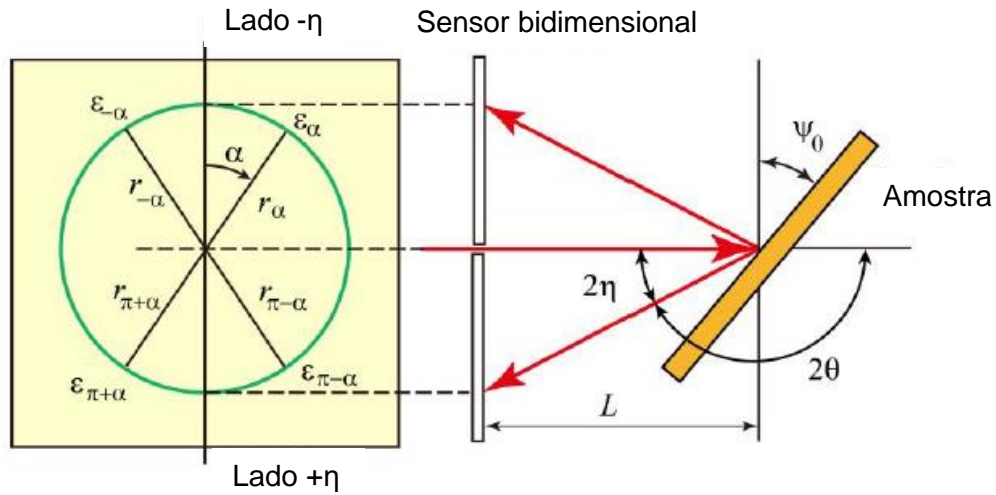


Figura 8 - Medição de deformação por meio de um Anel de Debye-Scherrer no método do $\cos\alpha$ (TANAKA, 2019)

Como mostrado na Figura 8, um conjunto de quatro deformações, ε_α , $\varepsilon_{\pi+\alpha}$, $\varepsilon_{-\alpha}$, $\varepsilon_{\pi-\alpha}$, são medidas para cada ângulo α do anel de Debye – Scherrer por meio da equação (14). Então duas subtrações de deformações, $(\varepsilon_\alpha - \varepsilon_{\pi+\alpha})$ e $(\varepsilon_{-\alpha} - \varepsilon_{\pi-\alpha})$ são utilizadas para determinar dois parâmetros de deformação. O primeiro é a média de $(\varepsilon_\alpha - \varepsilon_{\pi+\alpha})$ e $(\varepsilon_{-\alpha} - \varepsilon_{\pi-\alpha})$:

$$\varepsilon_{\alpha 1} \equiv \frac{(\varepsilon_\alpha - \varepsilon_{\pi+\alpha}) + (\varepsilon_{-\alpha} - \varepsilon_{\pi-\alpha})}{2} \quad (15)$$

O segundo parâmetro é dado pela metade da diferença entre os dois termos, dada por:

$$\varepsilon_{\alpha 2} \equiv \frac{(\varepsilon_\alpha - \varepsilon_{\pi+\alpha}) - (\varepsilon_{-\alpha} - \varepsilon_{\pi-\alpha})}{2} \quad (16)$$

É possível notar que os parâmetros $\varepsilon_{\alpha 1}$ e $\varepsilon_{\alpha 2}$ são obtidos por meio da diferença relativa dos ângulos de difração e dessa forma não são função dos parâmetros θ_0 e r_0 do estado livre de tensões. Na expressão a seguir, é possível observar tal propriedade:

$$\varepsilon_{\alpha 1} \equiv -\frac{(\theta_{\alpha} - \theta_{\pi+\alpha}) + (\theta_{-\alpha} - \theta_{\pi-\alpha})}{2} \cot \theta_0 = \frac{\cos^2 2\theta_0}{4L_m \tan \theta_0} (r_{\alpha} - r_{\pi+\alpha}) + (r_{-\alpha} - r_{\pi-\alpha}) \quad (17)$$

Essa propriedade é fundamental para a precisão do experimento, uma vez que na maioria dos casos é difícil determinar os ângulos de difração exatos no estado livre de tensões.

Para o caso onde o ângulo de rotação $\varphi_0 = 0$, o primeiro parâmetro se refere apenas a tensão normal σ_x de forma que:

$$\varepsilon_{\alpha 1} = -\frac{1+\nu}{E} \sigma_x \text{Sen} 2\eta \text{Sen} 2\Psi_0 \cos(\alpha) \quad (18)$$

Por meio dessa relação, a tensão residual normal σ_x é determinada pela inclinação, M_1 , da correlação linear entre $\varepsilon_{\alpha 1}$ e $\cos \alpha$ de forma que:

$$\sigma_x = K_1 \frac{\delta \varepsilon_{\alpha 1}}{\delta \cos \alpha} = K_1 M_1 \quad (19)$$

$$K_1 = -\frac{E}{(1+\nu)} \frac{1}{\text{Sen} 2\eta \text{Sen} 2\Psi_0} \quad (20)$$

O segundo parâmetro é relacionado com a tensão residual cisalhante τ_{xy} de forma que:

$$\varepsilon_{\alpha 1} = \frac{2(1+\nu)}{E} \tau_{xy} \text{Sen} 2\eta \text{Sen} \Psi_0 \sin \alpha \quad (21)$$

Analogamente, a tensão residual cisalhante τ_{xy} é determinada pela inclinação, M_2 , da correlação linear entre $\varepsilon_{\alpha 2}$ e $\sin \alpha$ de forma que:

$$\tau_{xy} = K_2 \frac{\delta \varepsilon_{\alpha 2}}{\delta \sin \alpha} = K_2 M_2 \quad (22)$$

$$K_2 = \frac{E}{2(1+\nu)} \frac{1}{\text{Sen} 2\eta \text{Sen} \Psi_0} \quad (23)$$

A Figura 9 ilustra os diagramas de $\cos(\alpha)$ e $\sin(\alpha)$. Pela inclinação verificada na regressão linear, as tensões residuais normais e cisalhantes são obtidas. Para uma tensão residual de tração, a inclinação M_1 possui um valor negativo. O parâmetro de deformação $\varepsilon_{\alpha 1}$ possui valor zero quando $\cos(\alpha) = 0$ e valor mínimo quando $\cos(\alpha) =$

1. Para uma tensão residual cisalhante positiva, a inclinação M_2 possui um valor positivo. O parâmetro de deformação $\varepsilon_{\alpha 2}$ possui valor zero quando $\sin(\alpha) = 0$ e valor máximo quando $\sin(\alpha) = 1$. O desvio da regressão linear pode ser usado como um indicador da confiabilidade dos resultados obtidos experimentalmente.

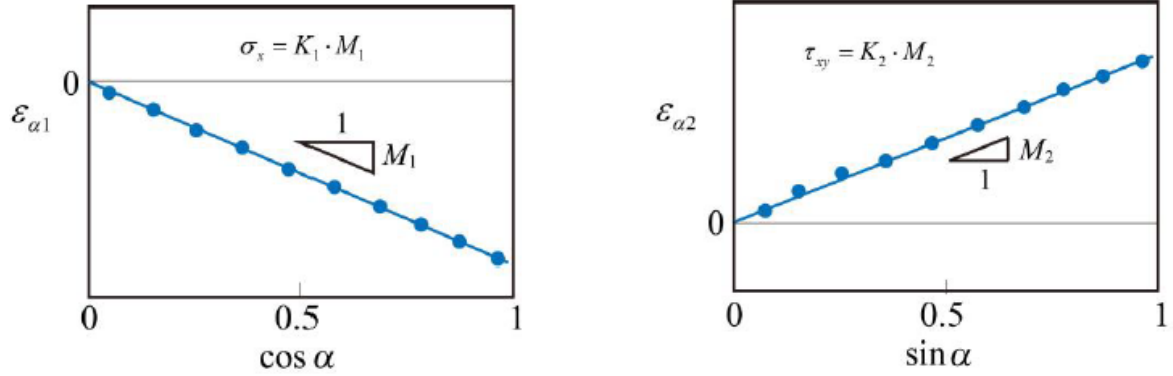


Figura 9 - Diagramas de $\cos(\alpha)$ (esquerda) e $\sin(\alpha)$ (direita) (TANAKA, 2019)

A constante elástica, $(1 + \nu)/E$, que está presente nas constantes de tensão K_1 e K_2 , é o valor proveniente dos raios X, e é comumente chamado de constante elástica de difração, cujo valor difere dos valores mecânicos, sendo dependente do plano de difração, bem como da rede cristalina. Seu valor pode ser obtido experimentalmente por meio da alteração da inclinação M_1 quando uma tensão σ_a conhecida é aplicada, por meio da seguinte equação:

$$\frac{(1+\nu)}{E} = - \frac{1}{\text{Sen}2\eta \text{Sen}2\psi_0} \cdot \frac{\delta M_1}{\delta \sigma_a} \quad (24)$$

3. Estudo de caso 1: Cilindro de Laminação de tiras a quente

3.1. Introdução

A laminação é um processo de conformação mecânica que consiste em modificar a seção transversal de um metal na forma de barra, lingote, placa, fio, tira etc. Essa modificação pode ser feita através da passagem do metal por entre dois cilindros com geratriz retilínea (laminação de produtos planos) ou contendo canais entalhados com certo grau de complexidade (laminação de produtos não planos).

Na laminação, o material é submetido a tensões compressivas, decorrentes da prensagem do metal pelos cilindros e das tensões cisalhantes superficiais, decorrentes do atrito entre o material e o cilindro, sendo que a principal função das forças de atrito é introduzir o metal para dentro dos cilindros. São dois os processos de laminação existentes: laminação a frio e laminação a quente.

Em 2018, a produção de aço no mundo ultrapassou a marca de 1700 Mt, sendo seu mercado distribuído como mostrado pelo Gráfico 1. Se analisarmos toda essa quantidade de aço, veremos que cerca de 90% dele é produzido pelo processo de laminação porque ela antecede os outros processos. Alguns tipos de produto de laminação são os tarugos, que são extrudados para formar tubos e perfis metálicos; barras, que são forjadas e utilizadas nas mais diversas aplicações; chapas, que são estampadas e usadas na indústria automobilística e em muitas outras aplicações.

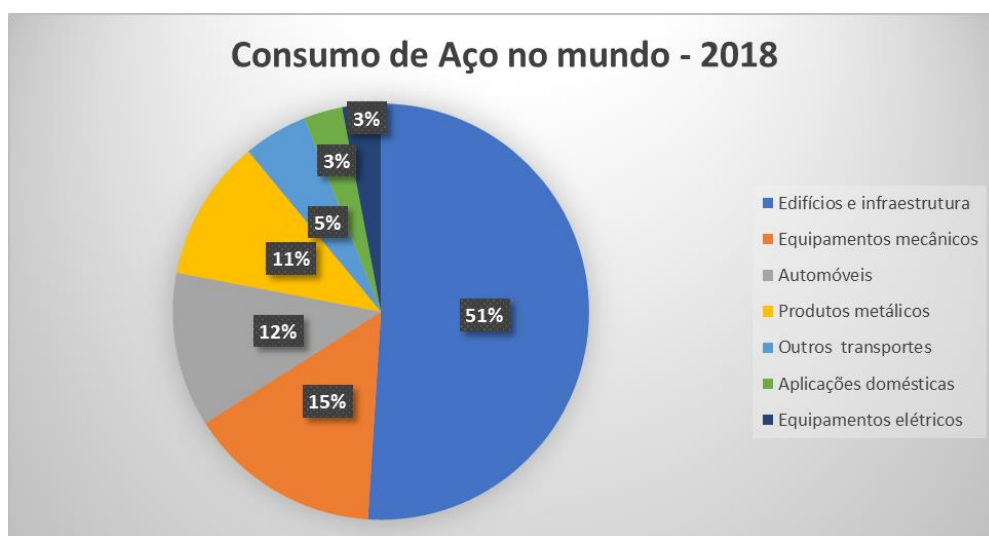


Gráfico 1 - consumo de aço no mundo em 2018 - Adaptado de (WORLD STEEL, 2018)

Se levarmos em conta que a vida média de um cilindro de trabalho é cerca de 30.000 toneladas de material laminado como aponta (RAY et al., 2000), o consumo mundial de cilindros é de alguns milhares por ano, sendo seu custo correspondente de 5 a 15% do total do processo produtivo. Além disso, podem ocorrer paradas de um laminador por necessidades de manutenção corretiva ou preventiva, diminuindo a produtividade e lucro. Por esses aspectos, a exigência imposta pelos laminadores por cilindros com maior durabilidade e qualidade de laminação leva as fabricantes a uma competição acirrada, onde as margens de lucro são cada vez menores. Por isso, é fundamental que o processo de fabricação tenha o mínimo possível de falhas e retrabalhos.

A laminação a quente é usualmente aplicada em operações iniciais onde são necessárias grandes reduções dimensionais dos lingotes, que podem ser observadas pelo elevado grau de deformação do metal. Para que seja possível utilizar esse tipo de laminação, o metal deve ser aquecido até uma temperatura específica, que normalmente é acima da temperatura de recristalização (800 °C para os aços) e só então encaminhado aos laminadores. Na laminação a quente ocorre uma modificação completa da estrutura bruta de fundição dos lingotes, causando o refino de grão e melhorando as propriedades mecânicas e metalúrgicas do metal, mas ainda sem introduzir grande resistência mecânica ao laminado.

Diversos perfis podem ser obtidos através da laminação a quente, entre eles se destacam chapas grossas, tiras a quente, vergalhões, barras e perfis. Na Figura 10 é possível visualizar um típico laminador de tiras a quente.



Figura 10 - Laminador de tiras a quente (“NKMZ”, 2020)

A composição de um laminador é de grande complexidade, pois depende das aplicações, especificações de projeto e outras variáveis. Porém, é possível simplificar a constituição para 4 componentes que serão base para todo projeto de laminação: cilindros, mancais, a carcaça que pode ser chamada de gaiola ou quadro e um motor. Os cilindros são apoiados nos mancais e presos na gaiola. Essa formação, junto aos outros equipamentos e acessórios acabam formando uma “cadeira de laminação”.

De acordo com (PALMEIRA, 2005), para que se defina um laminador ou “trem de laminação” é necessário saber para qual tipo de produção esse laminador está destinado, o tipo de cadeira, a função do laminador, direção de laminação, os dispositivos das cadeiras e por fim determinar o número de cadeiras necessárias de cada tipo. O tipo de produção em destaque é o de tiras a quente, o que em teoria permite que os laminadores assumam diversas configurações. Contudo, segundo (WEBBER, 2002) na prática a maioria dos laminadores assumem as quatro configurações apresentadas na Figura 11.

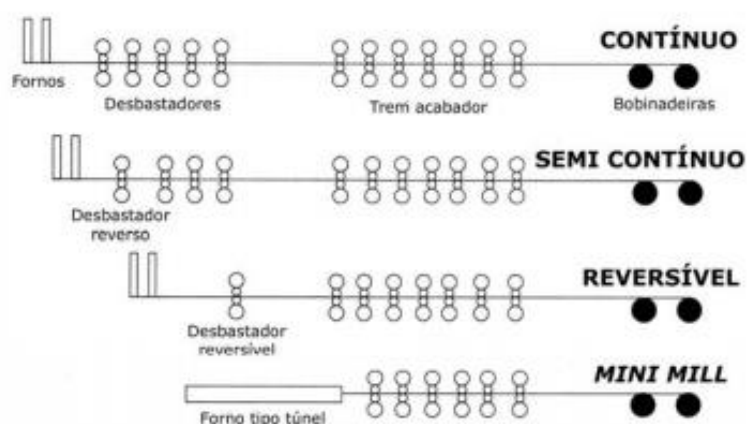


Figura 11 - Configurações mais adotadas para laminadores de tiras a quente - Adaptado de (WEBBER, 2002).

Como abordado por (CORNÉLIO, 2006) os projetos mais recentes buscam implementar a configuração do tipo *Mini mill*, na qual a placa é obtida diretamente do lingotamento contínuo e não existe a necessidade de cadeiras de desbaste, que teriam a função de aprimorar as propriedades do lingote antes de um reaquecimento para passagem nos trens acabadores. Dessa forma, os custos de implantação e manutenção dos laminadores são reduzidos. Há ainda uma quinta configuração

chamada de *Micro-Mill*, na qual o lingote em formação é conformado instantaneamente durante o processo de solidificação. Dessa forma, é possível reduzir ainda mais a quantidade de cadeiras necessárias, sendo comum as configurações com apenas uma cadeira acabadora. Os custos nessa configuração são ainda menores que na *Mini mill* pois as despesas com processamento de matéria prima são menores e, em alguns casos, é possível eliminar a etapa de laminação posterior caso essa fosse necessária. Tudo isso se tornou viável, pois com a configuração *Micro-Mill* se obtém uma modificação microestrutural do produto laminado e de suas propriedades mecânicas por meio de resfriamento e solidificação do metal entre os cilindros de laminação.

Os cilindros de laminação de tiras a quente são constituídos por três partes principais, sendo elas o trevo (também conhecido como garfo ou castelo), o pescoço e a mesa (também conhecida como corpo ou face). Cada parte de cilindro possui uma função específica:

- a) Trevo: recebe a transmissão de torque dos motores
- b) Pescoço: região onde o cilindro se apoia nos mancais
- c) Mesa: região que estará em contato com os materiais laminados ou com outros cilindros. Para cilindros de laminação de tiras, as mesas são em maioria de geratriz retilínea

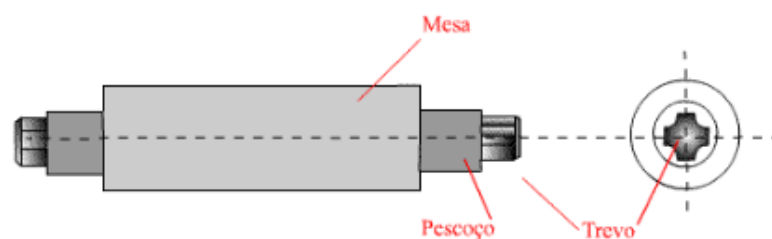


Figura 12 - Partes de um cilindro de laminação (METAL MECÂNICA, [s.d.])

Além das diferentes regiões, os cilindros de laminação são divididos em dois tipos, observados na Figura 13:

1. Cilindros de trabalho: estão presentes sempre em pares em cada cadeira e usualmente possuem diâmetro menor que os cilindros de encosto. São trocados com mais frequência por serem submetidos a maior desgaste, devido ao contato direto com o material laminado (maior calor e atrito).
2. Cilindros de encosto (ou apoio): possuem maior diâmetro e resistência mecânica. Possuem como função apoiar os cilindros de trabalho sem permitir que eles flexionem, garantindo maior estabilidade do laminado. Possuem uma vida útil muito maior que os cilindros de trabalho por não estarem sujeitos à agressividade que o outro sofre.

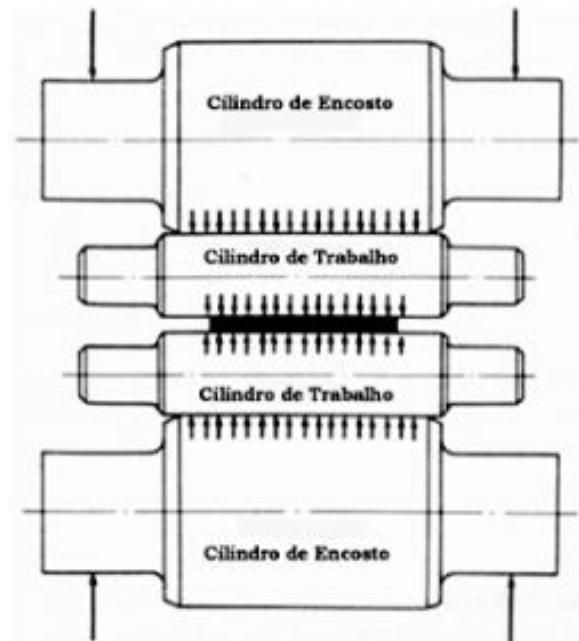


Figura 13 - Cilindros de trabalho e cilindros de encosto em uma cadeira quadrupla de laminação (GORNÍ, 2003).

3.2 Revisão da literatura

O desenvolvimento de novas tecnologias de produção de materiais laminados está diretamente ligado com o aprimoramento dos cilindros de laminação. Ao longo dos anos, os cilindros de laminação passaram por grandes evoluções em sua composição e processo de fabricação, como mostra (WEBBER, 2002). Foi possível desenvolver ligas com alta resistência para suportar as condições extremas de

trabalho. Com as mudanças de composição, estudos para compreender as novas microestruturas se fizeram necessários, como o realizado por (BOCCALINI; GOLDENSTEIN, 2001). A mecânica da fratura por trás desses cilindros também se faz fundamental, uma vez que estão mais sujeitos a desgastes prematuros. Por isso, (DA SILVA; BOCCALINI, 2005), entre outros, realizaram diversos estudos buscando entender como nucleiam e crescem as trincas de fadiga térmica.

A influência das tensões residuais no surgimento e crescimento de trincas durante a operação vem sendo estudada, como exemplo, se referencia o estudo realizado por (SPUZIC et al., 1994), que fala de forma abrangente sobre os mecanismos de desgaste de um cilindro de laminação. Porém, são poucos os estudos que buscam compreender o estado de tensões de um cilindro de laminação durante o processo de fabricação. (NEIRA TORRES et al., 2014) estudaram as tensões residuais em cilindros de laminação com alto teor de cromo após a fundição, enquanto (NODA et al., 2017) previu com modelamento matemático qual seria o perfil de tensões residuais logo após a têmpera, e por se tratar do estágio onde surgem as tensões que acompanham as peças pelo resto do processo de produção, foi utilizado na discussão desse estudo de caso.

3.3 Materiais usados para cilindros de trabalho LTQ e sua produção

Segundo (SILVA; BOCCALINI JÚNIOR, 2005), os cilindros de trabalho utilizados por trens de laminação de tiras a quente são bimetálicos, constituídos de uma casca externa de uma liga resistente ao desgaste e um núcleo de ferro fundido nodular ou de aço (que pode ser fundido ou forjado). Devido aos grandes esforços realizados pelos cilindros de trabalho principalmente nas três primeiras cadeiras dos laminadores, diversos estudos vêm sendo realizados ao longo dos últimos 30 anos que levaram à adoção de três ligas principais:

1. Duas ligas do sistema Fe-C-Cr-W-Mo-V que podem ser aços rápidos (*High Speed Steel* ou HSS, em inglês) ou ferros fundidos brancos multicomponentes (*Multi-Component White Cast Iron*, em inglês).
2. Ferro fundido branco de alto cromo (*High Chromium Iron* ou HCl, em inglês)

Um ponto interessante a ser observado é que os HCl são cada vez menos utilizados para produção de cascas de cilindros de trabalho por apresentarem taxas de rendimento muito inferiores quando comparados aos cilindros compostos pelas ligas do sistema Fe-C-Cr-W-Mo-V. O mesmo efeito ocorre também para os cilindros que compõem os trens acabadores. Tradicionalmente, as cascas desses últimos eram compostas por ferros fundidos de coquilhamento indefinido (IC) mas aos poucos novos HSS foram sendo adotados para essa aplicação como descrito por (CARVALHO et al., 2000). Na Tabela 2, adaptada de (CORNÉLIO, 2006) é possível ver a diferença de produtividade com os diferentes materiais.

Tabela 2 - Produtividade típica em laminadores compostos por diferentes materiais - Adaptado de (Cornélio, 2006)

Material	Cadeira Laminadora	Rendimento
IC	Acabadoras	1800 a 3000 t/mm
HSS ou Ferro Multicomponente	Acabadoras	2500 a 4000 t/mm
HCl	3 primeiras	6000 a 8000 t/mm
HSS ou Ferro Multicomponente	3 primeiras	12000 a 17000 t/mm

A distinção entre a microestrutura dos aços rápidos para os ferros multicomponentes é causada pelo aumento dos conteúdos de carbono e vanádio. Além disso, (BOCCALINI; GOLDENSTEIN, 2001) explicam que apesar dos fabricantes desenvolverem ligas específicas para as condições operacionais de cada laminador, as composições químicas dos ferros fundidos multicomponentes ficam em sua grande maioria dentro do intervalo mostrado pela Tabela 3. Outro ponto interessante de ser citado é que, apesar das composições e microestruturas diferirem, alguns autores classificam-nos simplesmente como sendo aços rápidos.

Tabela 3 - Composições típicas de um cilindro de trabalho de LTQ de ferro fundido multicomponente

Material	C	Cr	Mo	V	W	Co*
Ferros Multicomponentes	1,5 - 2,0%	3 - 7%	Até 5%	4 - 8%	Até 5%	5%

*Em alguns casos

(DA SILVA; BOCCALINI, 2005) explicam que a ideia de usar essas ligas para fabricação das cascas dos cilindros de trabalho de LTQs surgiu a partir de um *insight* sobre os requisitos dessa aplicação, que são:

1. A capacidade de manter uma alta dureza mesmo quando sujeito a altas temperaturas.
2. Alta resistência ao desgaste.

Durante o trabalho, os cilindros estão sujeitos a uma grande deterioração que se apresenta por meio de diversos e simultâneos modos como abrasão, adesão, oxidação e fadiga térmica. Porém, como explica (SILVA, 2003) nos cilindros de trabalho iniciais dois desses modos prevalecem, sendo eles a fadiga térmica e a oxidação. Ainda em (SILVA, 2003) é explicado como ocorrem esses dois fenômenos e a influência microestrutural e mecânica nesse processo.

Assim como a composição de um laminador e os materiais dos cilindros de trabalho foram amplamente estudados e sofreram diversas variações ao longo dos últimos anos, os processos de fabricação também foram aprimorados para que as exigências de produtividade e qualidade impostas pelos outros desenvolvimentos fossem atingidas. Uma “linha do tempo” foi proposta por (WEBBER, 2002), onde mostra como foi a relação entre esses três desenvolvimentos ao longo dos anos. Essa relação é apresentada na Figura 14. Como citado anteriormente, nos LTQs as configurações mais aprimoradas são a *Mini mill* e a *Micro-Mill*, enquanto para os materiais, os mais avançados e estudados no momento são os HSS e uma liga de Ferro Multicomponente. Os cilindros de trabalho para LTQ eram inicialmente produzidos com um único material, pelo processo chamado de fundição estática por gravidade. Quanto a esse processo, (CORNÉLIO, 2006) explica que em um molde

constituído por coquilha e caixas com o perfil bruto dos pescoços eram moldados em areia e o metal líquido, um ferro fundido branco, era vazado com controle de temperatura e vazão. O endurecimento da superfície se dá devido ao coquilhamento do ferro fundido nessa região do cilindro.

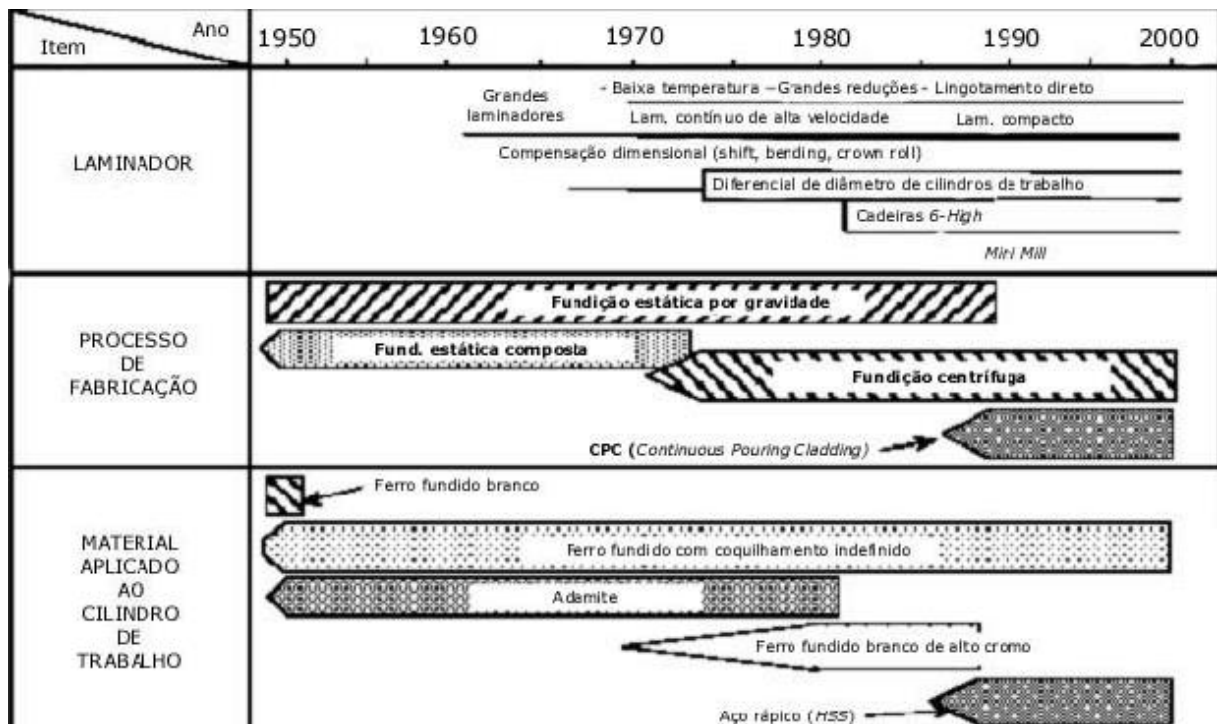


Figura 14 - Desenvolvimento de laminadores, processos de fabricação de cilindros de trabalho e seus materiais ao longo do tempo (Webber, 2002 adaptado por Carvalho, 2003).

Com o passar do tempo, novas tecnologias de produção foram desenvolvidas e permitiram que os cilindros fossem compostos por dois materiais diferentes: um material com alto grau de ligação que seria solidificado na parte exterior da mesa (mais conhecida como casca), que possui como característica alta dureza e resistência ao desgaste; e o segundo, que não possui elementos de liga, está localizado na parte interior da mesa (mais conhecida como núcleo) e tem como característica uma alta tenacidade. Essa divisão é mostrada na Figura 15.

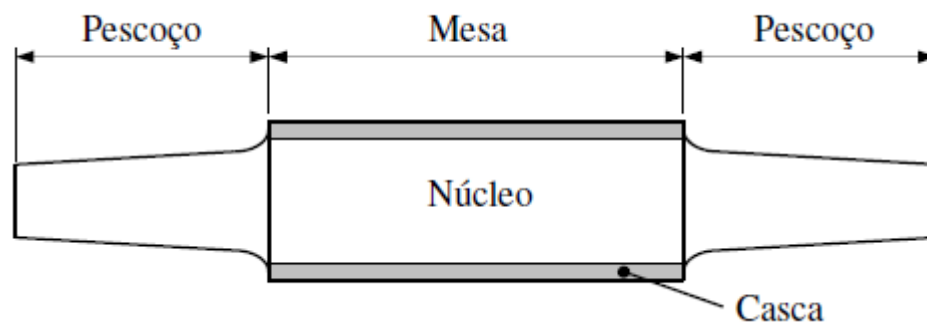


Figura 15 - Exemplo de cilindro de trabalho para LTQ (Caracterização de materiais utilizados na fabricação de cilindros submetidos ao desgaste abrasivo)

O primeiro processo para fabricar cilindros com essa característica é chamado de fundição composta estática por gravidade ou de dupla fusão, e consiste no vazamento inicial do metal ligado até completar a coquilha, seguido do vazamento do metal não ligado que se misturará com a parte de dentro da casca e formará o núcleo e os pescoços do cilindro. Esse processo é mostrado na Figura 16.

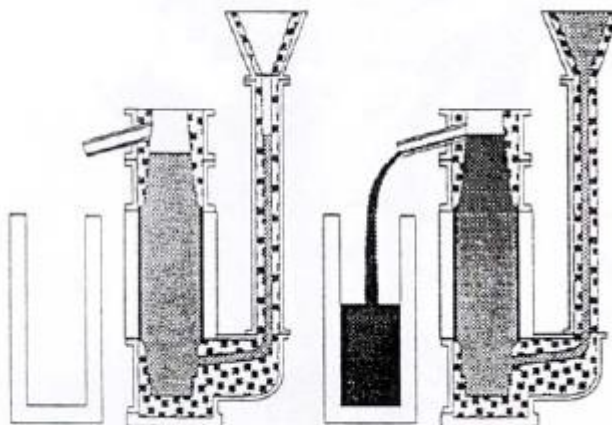


Figura 16 - Fundição composta estática por gravidade (Aços Villares S.A., 1982)

Com os mesmos conceitos utilizados pelo processo de dupla fusão, outro processo foi desenvolvido para que fosse possível obter um maior rendimento metalúrgico na fabricação. Esse processo é chamado de centrifugação, e consiste no vazamento inicial da casca apenas na região da coquilha, e após um certo tempo é realizado o vazamento do núcleo. A diferença entre a centrifugação e a dupla fusão está no fato

que não ocorre apenas uma mistura entre o metal da casca com o do núcleo, mas sim um caldeamento. Algumas das vantagens da centrifugação com relação à fundição composta são descritas por (CORNÉLIO, 2006) como sendo:

1. Possibilidade de usar materiais com diferentes naturezas
2. Controle efetivo da espessura da camada de trabalho
3. Menor contaminação do núcleo por elementos fragilizantes
4. Menor custo de matéria prima

Existe ainda um quarto processo de fabricação conhecido como CPC (*Continuous Pouring Cladding*). Nesse método, um eixo de aço forjado é pré-aquecido e colocado dentro de uma bacia de vazamento. Nessa bacia, o material ligado da casca é então vazado e sua solidificação possui uma taxa de calor controlada. A Figura 17 ilustra esse processo.

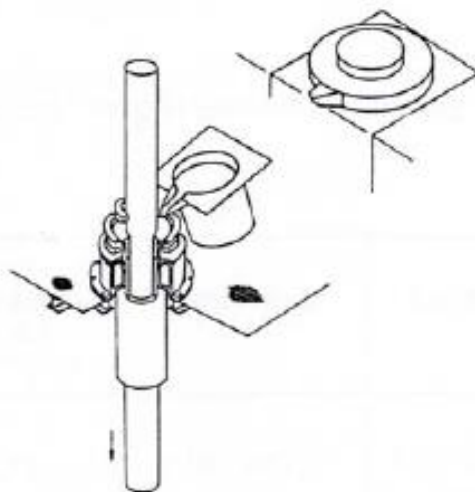


Figura 17 - Processo CPC (Tanaka et al., 1997)

Segundo (TANAKA et al., 1997), o CPC produz uma microestrutura mais refinada e livre de regiões segregadas pois é gerada por altas taxas de solidificação, maiores que as presentes na centrifugação e na dupla-fusão, o que diminui o desgaste dos cilindros durante o uso. Além disso, uma outra vantagem comentada é a possibilidade do núcleo ser de aço forjado, o que aumenta a carga de laminação utilizável sem que haja rompimento do cilindro na mesa ou pescoço. Apesar de todas essas vantagens citadas anteriormente, o processo CPC não é o mais aplicado na

indústria devido a sua baixa produtividade e maiores custos de produção de um cilindro. Em uma planta de fabricação normal, o número de cilindros fabricados por dia chega a ser 4 vezes menor pelo processo CPC quando comparado pelo processo de centrifugação.

Os cilindros estudados nesse trabalho foram fabricados pelo processo de centrifugação, cuja produção é resumida pelo seguinte diagrama:

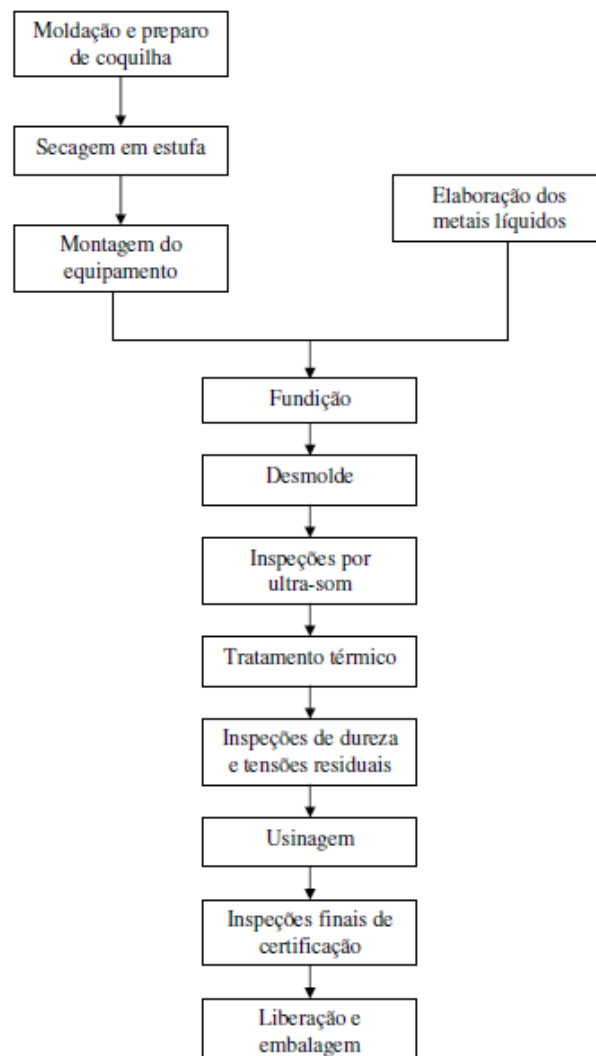


Figura 18 - Rota de fabricação resumida de um cilindro bimetálico usado para LTQ (CORNÉLIO, 2006)

A matéria prima é fundida e elaborada em fornos de indução a média frequência até que sua composição e temperatura se encontre dentro das especificações para o vazamento. Em paralelo, são preparadas as caixas e a coquilha que serão montadas

na centrífuga formando o molde. Depois que todos esses elementos estiverem prontos vem o processo de fundição, no qual é vazado primeiro o material da casca. Durante o vazamento, a centrífuga está rotacionando em uma frequência específica para que o material fique aderido na coquilha. Em seguida é vazado o material do núcleo, em processo que varia de acordo com a aplicação do cilindro. As Figura 19 (a e b) e 20 ilustram uma máquina de centrifugação, o vazamento do metal da casca do cilindro e o vazamento do metal do núcleo, respectivamente.



Figura 19 - Máquina centrífuga FHW (a), Vazamento do metal líquido que irá compor a casca do cilindro (b). [GERDAU. PIN-PR-715-002 - Operação da centrífuga FHW. Pindamonhangaba, 2014.] (JUNIOR, 2014).



Figura 20 - Vazamento do metal líquido que irá compor o núcleo do cilindro da fossa, local onde ocorre o processo de solidificação [GERDAU. PIN-PR-715-002 - Operação da centrífuga FHW.] (JUNIOR, 2014).

Após completar a solidificação, o cilindro é desmoldado e segue até a máquina de desbaste para remoção do massalote e excesso de material contido na superfície do cilindro. A etapa seguinte é a inspeção do cilindro por ultrassom, cujo objetivo é identificar possíveis defeitos como bolhas ou trincas internas. Com as condições internas verificadas o cilindro segue para a área de tratamento térmico, onde os ciclos térmicos são definidos de acordo com as especificações dos projetos.

Ao final do tratamento térmico, os cilindros serão demarcados, esmerilhados e lixados em três posições da mesa pré-definidas para que sejam analisados no ensaio de raios X. As análises que serão realizadas serão de tensão residual e austenita retida. Quando aprovados na inspeção, os cilindros seguem para a etapa de usinagem, mas em caso contrário eles serão encaminhados novamente para o tratamento térmico até que as características de projeto sejam alcançadas. Após a usinagem, são realizadas inspeções finais para garantir que o produto seja enviado em perfeitas condições e com as especificações desejadas pelos clientes.

3.4 Metodologia

A determinação de tensão residual e austenita retida foi realizada pelos dois métodos de difração de raios X apresentados anteriormente: método do $\text{Sen}^2(\psi)$ e $\text{Cos}(\alpha)$, e o procedimento para medição adotado é apresentado nos tópicos 3.4.1 e 3.4.2. O material analisado foi uma liga de ferro fundido multicomponente, com composição confidencial, mas dentro da faixa especificada Tabela 3 contida na seção 3.3

3.4.1 Determinação de tensão residual e austenita retida pelo método do $\text{Sen}^2(\psi)$ em cilindros de trabalho para LTQs

A produção de cilindros de trabalho para laminadores de tiras a quente exige alta qualidade e envolve a segurança interna e de clientes, o que implica em uma necessidade de análise de tensão residual e austenita retida em 100% da produção. Os valores de tensão residual, estabelecidos pela empresa em que foram realizadas as medições, deveriam estar na faixa de 0 a - 400 MPa (em compressão) enquanto a austenita deveria ficar entre 5 a 10% (em fração volumétrica). O equipamento utilizado para fazer as medições de tensão residual por difração de raios X, utilizando o método do $\text{Sen}^2 \psi$, é um difratômetro da marca Rigaku, modelo StrainFlex (Figura 21). O tubo de raios X utilizado foi de anodo de cromo ($\text{CrK}\alpha = 2,291 \text{ \AA}$). Em medida de tensão residual de ferro e aço o plano (211) é frequentemente o usado.



Figura 21 - Difratômetro StrainFlex Rigaku ("Prefeitura de Hiroshima", 2020)

O processo de medição se iniciou logo após o tratamento térmico. Os cilindros foram levados para uma área de inspeção de dureza, onde foram esmerilhados em cinco posições: uma em cada pescoço e três na mesa, com o intuito de medir a dureza nessas cinco regiões e verificar se estava próxima do estipulado em projeto. Ao passar pelo teste, os cilindros foram encaminhados para uma área restrita de medição de tensão residual e austenita retida. Apenas os que estiverem em temperatura ambiente são permitidos nessa área. Os técnicos fizeram o preparo para as medições colocando uma fita transparente formando um quadrado com furo de aproximadamente 10 mm x 10 mm de furo interno. Um paquímetro foi usado para verificar a profundidade antes do ataque químico. Esse ataque é de solução 10% KCl acelerado por meio de uma polidora eletroquímica. Após 10 minutos de decapagem, a uma corrente variando entre 1,0 mA e 1,5 mA foi realizada uma limpeza da região com álcool e algodão. A profundidade da decapagem foi medida com paquímetro, constatando uma profundidade de aproximadamente 0,3 mm.

No método do $\text{Sen}^2\psi$ geralmente são adotados ângulos de incidência θ como sendo 0°, 10°, 20° e 30° mas, se o desvio padrão observado na tensão for maior que 15%, então devem ser utilizados 5 ângulos como exemplo 0°, 10°, 20°, 25°, 30°. O processo de ajuste de posição da medição leva cerca de 15 minutos e a difração mais 30 minutos. Durante o procedimento, ninguém deve se aproximar a mais que 2,5 m do equipamento, por questões de segurança perante a radiação. Sempre no início do dia deve ser medido um padrão de 0 *stress*, que atesta se o equipamento está funcionando corretamente. As medições de tensão residual devem ser realizadas em duas direções: longitudinal e transversal. Cada ponto medido em duas direções leva em torno de 1h40, caso não seja necessário repetir a análise. Os resultados são introduzidos em um relatório que acompanha o cilindro em todo seu processo produtivo. Para a análise de austenita retida, o procedimento adotado é semelhante, mas não é necessário refazer o referenciamento da etapa anterior, o que traz a medição maior velocidade.

Uma dificuldade geralmente enfrentada nas medições, em baixo ângulos, é a superposição de picos de difração em pontos próximos ao da martensita e da austenita. Quando isso acontece, os valores nominais não são aceitos e uma análise gráfica com integração manual dos gráficos é necessária. Além disso, todos

operadores que trabalham na região de raios-X devem utilizar um dosímetro, que é verificado todo dia com o fim de prevenir qualquer exposição excessiva dos trabalhadores.

3.4.2 Determinação de tensão residual e austenita retida pelo método do $\text{Cos}(\alpha)$ em cilindros de trabalho para LTQs

Nas medições realizadas pelo método do $\text{Cos}(\alpha)$ os procedimentos de esmerilhamento e decapagem foram mantidos. Os cilindros foram posicionados da mesma forma que no processo de medição do $\text{Sen}^2 \psi$ e o equipamento foi levado até eles fixado em uma mesa com rodízios que a própria empresa possui em suas dependências. Na Figura 22 é possível ver a estrutura montada para a medição. Nota-se que existe uma “camisa” de aço em cima do cilindro. Isso ocorre pois o cilindro em questão havia saído do revenimento a menos de 24 h e como explicado anteriormente, ainda existe o risco de o cilindro sofrer lascamento, “explosões” ou descolamentos durante esse período.



Figura 22 - Medição de Austenita Retida em cilindros de laminação de tiras à quente

Na análise de tensão residual dos cilindros, a configuração escolhida foi a de fase ferrítica por essa fase apresentar picos e intensidade de difração iguais à martensita, como citado pela norma ASTM E975-13. Para esse caso o sensor do equipamento deve ficar entre 46 mm e 56 mm de distância do ponto analisado, sendo o ideal a distância de 51 mm. O ângulo entre a superfície do cilindro e o sensor foi de 35° na direção de sensibilidade do sensor, com tolerância de $\pm 1^\circ$. Na Figura 23 é possível ver um ajuste característico para amostras de matriz ferrítica.

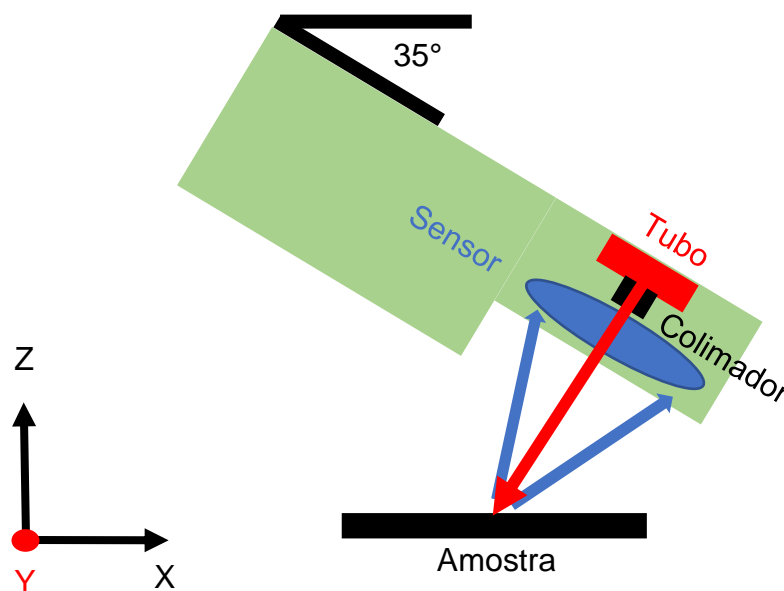


Figura 23 - Esquema de medição de tensão residual com analisador portátil

Após posicionamento, as medições foram realizadas com os parâmetros descritos nas tabelas 4 e 5. São ajustes preestabelecidos pelo próprio equipamento sem nenhuma modificação das características estabelecidas pelo fabricante.

Tabela 4 - Informações sobre material e parâmetros utilizados no difratômetro

Informações sobre o material e parâmetros utilizados	
Radiação utilizada	CrK α
Sistema Cristalino	Cúbico (CCC)
Filtro de K β	Não utilizado
Parâmetro de Rede (a)	2.8664 Å
Parâmetro de Rede (c)	Não utilizado
Plano Cristalográfico (h k l)	(2 1 1)
Distância interplanar (d)	1.170
Ângulo difratado (2 θ)	156.396 °
Ângulo de difração (2 η)	23.604 °
Modulo de Elasticidade (E)	224.000 GPa
Coeficiente de Poisson (ν)	0.280
E / (1+ ν)	175.000 GPa
Constante de tensão (K)	-465.097 GPa

Tabela 5 - Características das medições

Características das medições	
Tubo	30 kV, 1.50 mA
Ângulo de incidência	35 °
Distância da amostra	51.000 mm
Intervalo de medição	5.000 - 40.000 mm
Resolução da análise	100 μ m
Tempo de irradiação	15 s
Tamanho do colimador	phi 1.0
Intensidade de pico alvo	100 k

O equipamento incide raios X sobre a amostra por 15 s, os raios são difratados e incidem sobre um sensor de captura (*imaging plate*). Um segundo sensor, de medição, é acionado assim que a emissão é interrompida. Após 35 s, a leitura é concluída e entra em ação o algoritmo de interpretação dos dados, que em 10 s entrega o resultado numérico de tensão, os gráficos de deformação por ângulo de incidência entre outros. Um exemplo dos dados obtidos é visto na Figura 24, onde é possível ver o ponto medido, o gráfico de intensidade de difração, o valor de tensão residual e a curva usada para determinar esse valor.

Com relação as medições de austenita retida, um novo posicionamento foi realizado para obtenção de dois picos distintos: um referente ao plano (2 1 1) da ferrita e o outro ao plano (2 2 0) da austenita, que se encontram respectivamente em $2\theta = 156,4^\circ$ e $2\theta = 128,8^\circ$ para radiação $\text{CrK}\alpha$. Nessa situação, é necessário ativar o filtro $\text{CrK}\beta$ feito de vanádio, para evitar que os picos $\text{CrK}\beta$ (2 1 1) = $125,9^\circ$ da ferrita e $\text{CrK}\beta$ (3 1 1) = $148,5^\circ$ da austenita sejam considerados. O sensor foi posicionado paralelamente à amostra a uma distância de 27 mm. Assim como nas análises de tensão residual, existe uma tolerância de $\pm 1^\circ$ na inclinação, mas não existe uma tolerância especificada pelo fabricante para a distância. A Figura 25 mostra como são feitas essas medições.

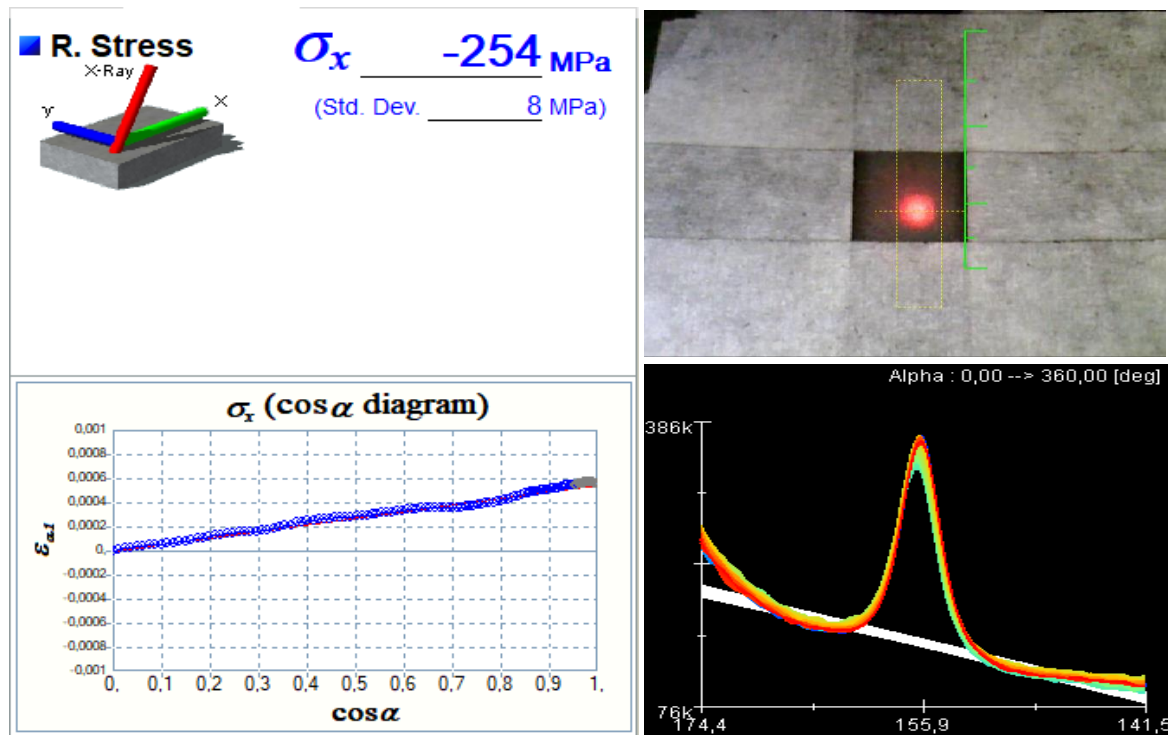


Figura 24 - Resultado de tensão residual na direção longitudinal do cilindro

Como consta na ASTM E975-13, a austenita retida pode ser medida diretamente pela relação de intensidade integrada dos picos difratados ou pela relação de volume. Nessa norma é proposto que pode ser feita a integral de 1 pico de cada fase ou de seus múltiplos picos de intensidade. Como o equipamento utilizado não possui a capacidade de analisar diversos picos de difração, apenas os mencionados anteriormente foram analisados. Diferente do caso de tensão residual, não havia

nenhum cilindro com análise de austenita já realizada visto que essa análise não é feita diretamente nos cilindros, mas sim em uma amostra de formato retangular que acompanha as peças em todo processo produtivo. Por isso, para que fosse possível atestar as medições, foi proposto que um padrão de austenita com 4% em volume de propriedade da empresa fosse analisado.

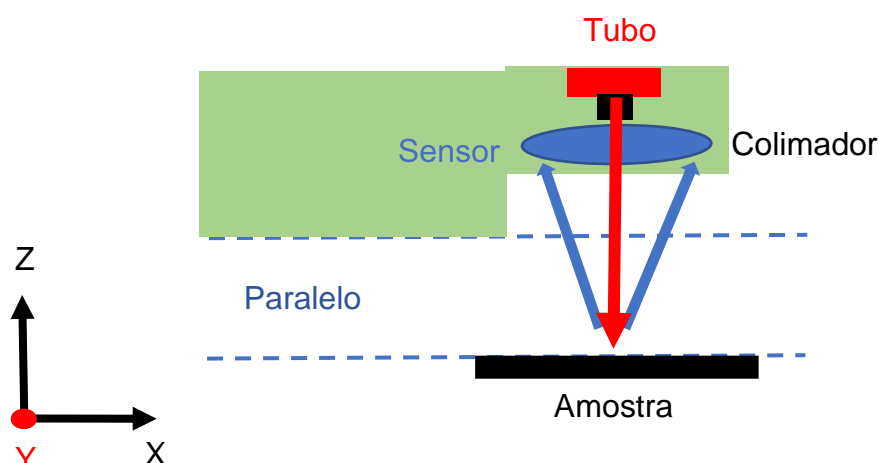


Figura 25 - Esquema de medição de austenita retida com analisador portátil

3.5 Resultados

3.5.1 Tensão residual

Os valores obtidos pelos dois métodos se encontram na Tabela 6, onde são informados qual a direção de medição utilizada, os valores de tensão e os respectivos desvios. Um fato interessante de se observar é que tanto para esse cilindro quanto para os demais medidos, o desvio encontrado pelo equipamento da Pulstec não passou de 5%, enquanto o Rigaku apresenta um desvio médio de 12%

Tabela 6 - Tensões residuais em cilindro de trabalho pelos dois métodos de difração de raios X

Peça medida	Direção	Equipamento	Tensão residual (MPa)	Desvio (MPa)
Cilindro de trabalho	Longitudinal	Rigaku	- 270	± 30
	Longitudinal	Pulstec	- 254	± 8
Cilindro de trabalho	Transversal	Rigaku	- 352	± 25
	Transversal	Pulstec	- 341	± 9

3.5.2 Austenita Retida

Como dito anteriormente, não foi possível comparar medições de austenita retida entre os dois métodos, por isso apenas os valores obtidos pelo método do $\text{Cos}(\alpha)$ são apresentados. É possível notar que a relação de volume se aproximou mais do valor nominal do padrão, mas ambas se encontram muito próximas do esperado. Uma diferença a se considerar é que o valor nominal de 4% em volume de austenita retida foi obtido utilizando dois picos: $\text{CrK}\alpha$ com $2\theta = 128,8^\circ$ e $\text{CrK}\alpha$ com $2\theta = 79,2^\circ$. Foi feita uma medição, em primeiro momento pela relação de intensidade integrada, seguida de uma nova análise com os mesmos dados obtidos, porém utilizando a relação de volume. Os resultados são vistos na Tabela 7. É importante ressaltar que os valores de austenita retida são obtidos em uma faixa, pois o sensor capta 125 pontos de difração dentro da área de medição, mas os valores apresentados são a média dos pontos analisados

Tabela 7 - Austenita retida em cilindros de trabalho por dois algoritmos diferentes

Algoritmo utilizado	Austenita retida (%)	Intervalo observado (%)
Intensidade integrada	1,90	0,70 - 5,10
Relação de volume	3,10	1,00 - 8,30

3.5 Discussão

Apesar da impossibilidade de realizar múltiplos testes, foi possível comparar as duas técnicas de difração de raios X, $\text{Cos}(\alpha)$ e $\text{Sen}^2\psi$. Na literatura existem diversos trabalhos que comparam esses dois métodos de tensão residual, porém nenhum deles compara a medição em cilindros de laminação. O resultado desse trabalho pode ser promissor pois abre caminho para estudos futuros. Para a empresa em questão, o método do $\text{Cos}(\alpha)$ se mostrou mais versátil e produtivo que o do $\text{Sen}^2\psi$, pois permite cerca de duas vezes mais medições em um único dia de trabalho. Uma questão importante de ser levantada é que apenas um cilindro com composição específica foi analisado, sem as condições ambientes adequadas para uma comparação mais profunda. Existem ainda outras ligas utilizadas na fabricação de cilindros de trabalho

para LTQs que não foram medidas pelo $\cos(\alpha)$ e, por conhecimento interno da empresa, essas são as mais complicadas para difração de raios X, pois apresentam elevado teor de elementos de liga.

Conforme o teor de elementos de liga aumenta, os picos de difração dos outros elementos começam a surgir. É necessário então que a técnica utilizada possua alguma forma de filtrar os resultados para eliminar os picos indesejados. No equipamento aqui estudado, existe a possibilidade de selecionar os picos desejados e criar uma rotina automática para cada liga. Ainda é necessário realizar estudos que maximizam o desempenho nesses cenários

Outro ponto a se levar em consideração é a comparação com a teoria de tensões residuais observadas após o tratamento térmico. Segundo (SILVA, 2003), as tensões residuais apresentam um papel determinante na vida útil dos cilindros de trabalho dos LTQs. A correta distribuição e controle das tensões de compressão e tração permitem estender o uso e maximizar a produtividade e lucro. Grande parte dos estudos foi focada em correlacionar propriedades microestruturais e mecânicas dos cilindros durante seu uso, mas poucos focaram em analisar profundamente a relação entre o perfil de tensões após a fabricação do cilindro com o rendimento de um LTQ.

Os cilindros bimetalicos foram um grande avanço para a laminação de tiras à quente por proporcionar maior estabilidade de dureza a altas temperaturas e maior resistência ao desgaste. Apesar de todos os benefícios que apresentam, os bimetalicos trouxeram maiores desafios para os fabricantes. Um dos pontos críticos dentro do processo de fabricação são as tensões residuais. Durante a têmpera, tensões residuais são inevitavelmente introduzidas devido ao gradiente de temperatura e transformação de fases. Essas tensões, como explicado anteriormente, são auto equilibradas e não estão relacionadas a forças externas. As tensões que surgem durante o uso vão ser somadas as tensões que já existiam nos cilindros após o processo de fabricação e, caso as tensões de tração estejam em um grau muito elevado, podem causar falhas catastróficas.

Para os cilindros bimetalicos, existe ainda um agravante nesse processo que são os diferentes metais que o compõem. Os cilindros possuem cascas feitas principalmente de aço rápido ou ferro fundido branco multicomponente enquanto o núcleo é composto de ferro fundido com grande tenacidade, como os ferros fundidos

nodulares. Essa diferença de materiais utilizados amplifica as tensões geradas, demandando análises após o tratamento para atestar as condições dos cilindros.

O estudo que mais se aproximou da proposta expressa nesse trabalho é o apresentado por (NODA et al., 2016). Nele, os autores mostraram que a transformação de fase tem um papel fundamental na geração de tensões residuais em cilindros bimetálicos. Durante esse estudo, o processo analisado foi o de têmpera com aquecimento uniforme dos cilindros (A) e foi feito um acompanhamento do histórico de temperatura e das tensões longitudinais no núcleo e a casca (B, C, D, E) que é descrito abaixo e apresentado nas Figuras 26, 27 e 28.

- A. **Período de temperatura uniforme** - No processo de aquecimento, todo cilindro é lentamente aquecido até a temperatura $T_{\text{início}}$. As tensões não surgem uma vez que o gradiente de temperatura entre o centro e núcleo é muito pequeno durante esse estágio
- B. **Intenso resfriamento superficial** - No início do resfriamento surgem tensões trativas na superfície devido ao rápido resfriamento. Então, a contração no interior do cilindro se torna maior que a do exterior, fazendo com que a tensão no núcleo comece a mudar de compressão para tração. Como resultado, as tensões superficiais atingem um máximo e depois começam a diminuir. Durante o resfriamento do núcleo até o ponto T_{perlita} , a transformação perlítica começa a acontecer na interface núcleo/casca e continua a expandir até o centro do cilindro, que se contrai durante esse processo em decorrência da expansão das outras regiões do núcleo. A Figura 27 mostra essa alteração dos pontos t_1 ao t_3 . É dessa forma que as tensões residuais compressivas vão se transformado em direção a tração.
- C. **Transformação perlítica do núcleo** - Nessa etapa há uma intensificação da mudança de tensões na casca do cilindro devido à transformação perlítica que já alcançou o centro do cilindro. No núcleo, as tensões compressivas continuam diminuindo até se transformarem em tensões de tração, principalmente pelo intenso gradiente de temperatura nessa região (nos pontos t_3 e t_4 na Figura 27 é possível observar essa mudança). Assim, a superfície também tem uma mudança de estado de tensões de tração para compressão, mantendo-se até o fim dessa etapa.

- D. **Temperatura de permanecimento** - Ao começo da T_{per2} , ambos estados de tensão são ampliados pois os cilindros são transportados para um forno onde sua temperatura superficial tem um pequeno aumento. Quando atinge novamente o patamar de T_{per2} , tanto a casca quanto o núcleo começam a diminuir gradualmente as tensões internas devido a diminuição do gradiente de temperatura.
- E. **Resfriamento e transformação bainítica da casca** - Na etapa final é onde ocorre a transformação bainítica da superfície do cilindro, que gera uma expansão volumétrica e aumento das tensões compressivas da casca. Para equilibrar esse novo estado, as tensões no núcleo também aumentam. Ao final dessa transformação, a diferença de contração térmica entre casca e núcleo se torna maior e é observado um aumento no Módulo de Young conforme a temperatura diminui.

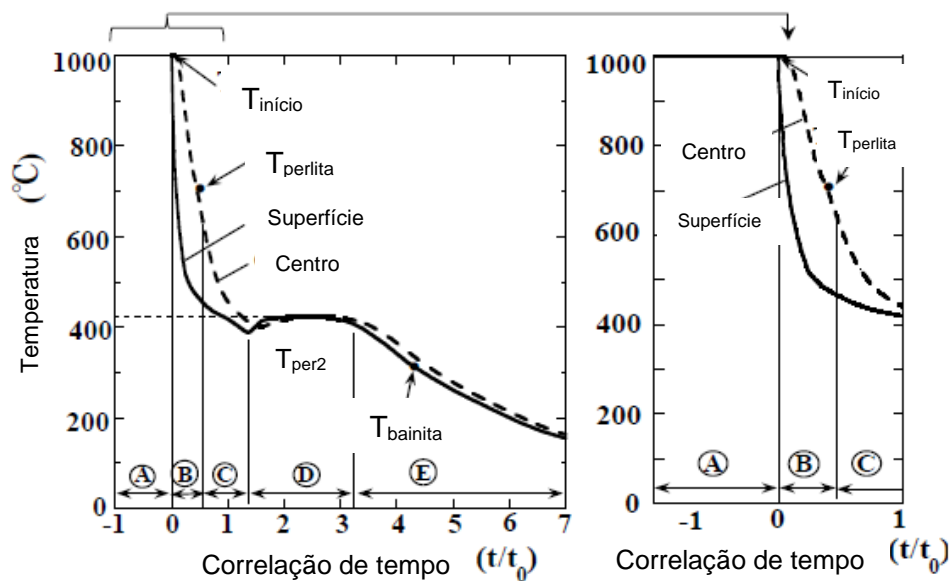


Figura 26 - Histórico de temperatura do núcleo e da superfície dos cilindros bimetálicos (NODA et al., 2017).

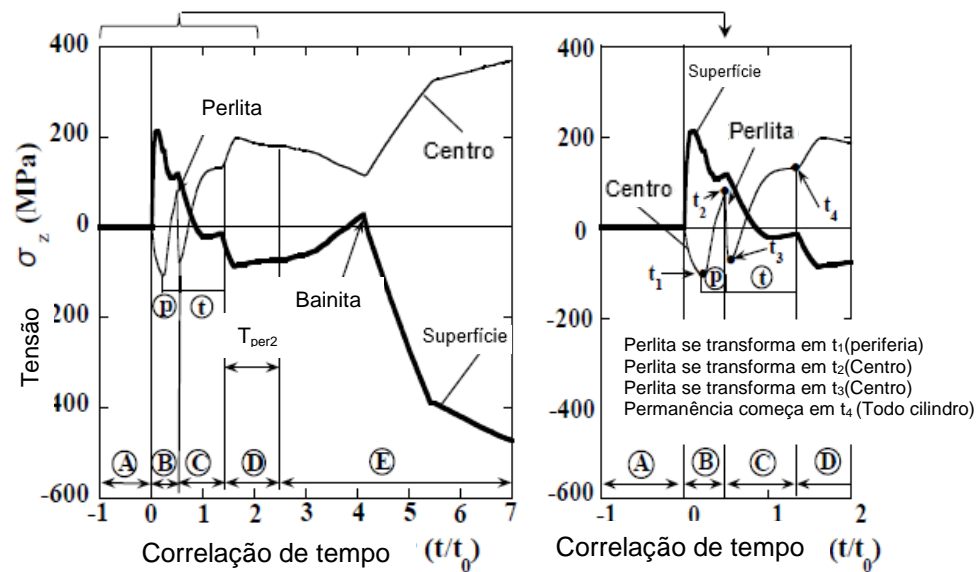


Figura 27 - Histórico de tensões no centro e superfície dos cilindros bimetálicos (NODA et al., 2017).

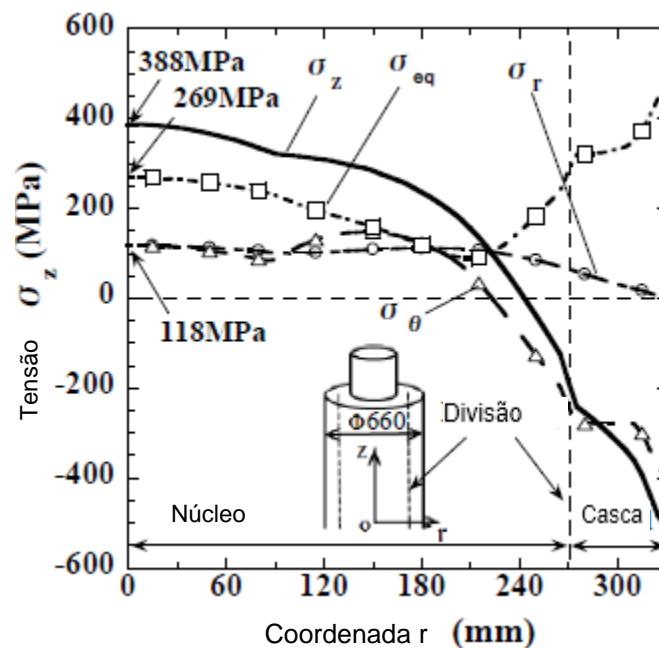


Figura 28 - Tensões residuais na casca e no núcleo após tempera com aquecimento uniforme (NODA et al., 2017).

É possível observar nas imagens acima que as tensões residuais compressivas presentes na casca após a têmpera ficam no intervalo de -300 a -500 MPa. É importante lembrar que esses resultados foram obtidos por meio de modelagem por

elementos finitos, o que mostra a importância da possibilidade de validação da modelagem matemática por análises experimentais, como foi feito nesse trabalho. Outro ponto a se levar em consideração é que não foi simulado o perfil de tensões após o revenimento, por isso a diferença de cerca de 200 MPa entre os resultados experimentais e o estudo apresentado é condizente com o esperado. Os mesmos autores (NODA et al., 2016) deixaram em evidência que pretendem fazer novos trabalhos levando em consideração o processo de revenimento, o que traz uma possibilidade de nova comparação futura entre os resultados aqui obtidos experimentalmente e valores teóricos.

3.6 Conclusões

As análises de tensão residual e austenita retida são de extrema importância para cilindros de laminação de tiras a quente em diferentes aspectos como qualidade de produto, custo de fabricação e segurança de trabalho. Hoje, como prática, as empresas buscam realizar as medições em todos os produtos para se certificar que os padrões estabelecidos sejam mantidos. No processo produtivo da empresa analisada, hoje o maior gargalo de produção está na inspeção de tensão residual e austenita retida. Os cilindros ficam aguardando na fila de inspeção uma média de cinco dias antes de serem liberados para os outros processos e caso seja necessário fazer um novo alívio de tensões é mais um longo período sem avanço. A possibilidade de possuir um equipamento portátil iria resolver os problemas citados acima e uma série de outros, como exemplo:

1. A possibilidade de medir austenita retida diretamente nos cilindros
2. Não necessitar de fornecimento de água para refrigerar o tubo de raios X
3. Não precisar de profissionais licenciados para operar equipamento de raios X, dosímetros e outros equipamentos de segurança.
4. Não precisar de uma área isolada para medições de tensão residual e austenita retida

Os resultados encontrados por esse novo método se aproximam dos resultados encontrados pelo método do $\text{Sen}^2\psi$, o que mostra que experimentalmente os dois métodos são compatíveis, e é possível encontrar compatibilidade entre os valores

experimentais com modelos matemáticos como o de (NODA et al., 2016). Estudos relatando o perfil de tensões residuais após o revenimento serão importantes para uma maior aproximação entre os estudos de caso analisados. Além dos problemas solucionados, seria possível incluir medições em cilindros de laminação de tiras a frio, outro mercado atendido pela empresa. Apesar de não existir a necessidade vinculada a projetos ou especificações, a medição de tensão residual e austenita retida nesses cilindros permitirá um maior controle de qualidade e desenvolvimento de novos produtos com uma vista mais ampliada de parâmetros que hoje não são levados em consideração.

Apesar de todos benefícios encontrados existem alguns empecilhos que devem ser solucionados para que esse método de análise possa ser implementado. Em um primeiro momento, seria necessário adaptar uma mesa ou carro com maior estabilidade do que utilizado durante as medições, pois em alguns momentos o equipamento perdia o referencial da medição facilmente. Isso permitiria um posicionamento mais fácil e confiável do sistema. Durante as medições não foram trazidos alguns cilindros com alto teor de elementos de liga. Seria necessário fazer estudos mais apurados para identificar uma maneira de filtrar os picos atribuídos a esses elementos para trazer maior confiabilidade nos resultados obtidos.

4. Estudo de caso 2: Ensaio de fadiga cíclica de baixo ciclo em junta T soldada pelo processo MAG

4.1 Introdução

A soldagem é um dos principais processos industriais para fabricação de peças metálicas. Diversos autores buscam uma definição para esse processo de junção de metais, mas o escolhido é o apresentado por (WAINER; BRANDI; MELLO, 1992) que diz que: “denomina-se soldagem ao processo de união entre duas partes metálicas, usando uma fonte de calor, com ou sem aplicação de pressão”. A soldagem se encontra na categoria de junção entre metais, porém diversos processos podem ser usados para unir esses materiais. Peças metálicas não conseguem se unir apenas por aproximação, e isso acontece por dois motivos:

1. As superfícies estão geralmente cobertas por camadas de óxido, gordura, poeira, umidade e outros materiais. Essas camadas formadas impedem o contato entre as peças a serem juntadas.
2. A grande rugosidade em escala microscópica e sub-microscópica. Mesmo em casos onde não haja materiais impedindo o contato superficial, a rugosidade superficial não costuma ficar menor que 200 camadas atômicas (aproximadamente $0,02 \mu\text{m}$), e dessa forma o número de ligações formadas não é suficiente para manter os dois materiais juntos.

Dessa forma, os processos de junção de materiais exercem papel fundamental para que sejam criadas peças maiores mantendo as propriedades mecânicas próximas às do metal base. Segundo (MODENESI; MARQUES; SANTOS, 2012), quando se considera a soldagem, existem dois grupos principais de processos:

- a. Processos de soldagem por pressão, que são fundamentados pela aplicação de elevadas pressões para deformar plasticamente as superfícies metálicas e uni-las. Nesses processos, geralmente há o aquecimento localizado para facilitar a deformação.
- b. Processos de soldagem por fusão, que são baseados na aplicação de calor localizado na região da junção para sua fusão. A ligação é formada pela solidificação do metal fundido, que resulta na alteração das interfaces anteriores. Nesses processos, pode ou não haver adição de metais para a

ligação das juntas. Esse grupo representa o maior número de processos de soldagem.

Dentro da soldagem por fusão existem ainda classificações, que separam os processos por fonte de energia usada na fundição dos metais. A Tabela 8, retirada de (MODENESI; MARQUES; SANTOS, 2012), apresenta os principais processos de soldagem por fusão e algumas de suas características.

O processo analisado nesse estudo é a soldagem MAG, e segundo (MODENESI; MARQUES; SANTOS, 2012) corresponde a uma variação da GMAW (*Gas Metal Arc Welding*) que “é um processo de soldagem a arco que produz coalescência dos metais pelo aquecimento destes com um arco elétrico estabelecido entre um eletrodo metálico (e consumível) e a peça”. Um esquema desse processo é apresentado na Figura 29.

Tabela 8 - Processos de soldagem por fusão (MODENESI; MARQUES; SANTOS, 2012)

PROCESSO	FONTES DE CALOR	TIPO DE CORRENTE E POLARIDADE	AGENTE PROTETOR OU DE CORTE	OUTRAS CARACTERÍSTICAS	APLICAÇÕES
Soldagem por eletro-escória	Aquecimento por resistência da escória líquida	Contínua ou alternada	Escória	Automática/Mecanizada. Junta na vertical. Arame alimentado mecanicamente na poça de fusão. Não existe arco	Soldagem de aços carbono, baixa e alta liga, espessura ≥ 50 mm. Soldagem de peças de grande espessura, eixos, etc.
Soldagem ao Arco Submerso	Arco elétrico	Contínua ou alternada. Eletrodo +	Escória e gases gerados	Automática/mecaniz. ou semi-automática. O arco arde sob uma camada de fluxo granular	Soldagem de aços carbono, baixa e alta liga. Espessura ≥ 10 mm. Posição plana ou horizontal de peças estruturais, tanques, vasos de pressão, etc.
Soldagem com Eletrodos Revestidos	Arco elétrico	Contínua ou alternada. Eletrodo + ou -	Escória e gases gerados	Manual. Vareta metálica recoberta por camada de fluxo	Soldagem de quase todos os metais, exceto cobre puro, metais preciosos, reativos e de baixo ponto de fusão. Usado na soldagem em geral.
Soldagem com Arame Tubular	Arco elétrico	Contínua. Eletrodo +	Escória e gases gerados ou fornecidos por fonte externa. Em geral o CO_2	O fluxo está contido dentro de um arame tubular de pequeno diâmetro. Automático ou semi-automático	Soldagem de aços carbono com espessura ≥ 1 mm. Soldagem de chapas
Soldagem MIG-MAG	Arco elétrico	Contínua. Eletrodo +	Argônio ou Hélio, Argônio + O_2 , Argônio + CO_2 , CO_2	Automática/mecaniz. ou semi-automática. O arame é sólido	Soldagem de aços carbono, baixa e alta liga, não ferrosos, com espessura ≥ 1 mm. Soldagem de tubos, chapas, etc. Qualquer posição
Soldagem a Plasma	Arco elétrico	Contínua. Eletrodo -	Argônio, Hélio ou Argônio + Hidrogênio	Manual ou automática. O arame é adicionado separadamente. Eletrodo não consumível de tungstênio. O arco é constrito por um bocal	Todos os metais importantes em engenharia, exceto Zn, Be e suas ligas, com espessura de até 1,5 mm. Passes de raiz
Soldagem TIG	Arco elétrico	Contínua ou alternada. Eletrodo -	Argônio, Hélio ou misturas destes	Manual ou automática. Eletrodo não consumível de tungstênio. O arame é adicionado separadamente.	Soldagem de todos os metais, exceto Zn, Be e suas ligas, espessura entre 1 e 6 mm. Soldagem de não ferrosos e aços inox. Passe de raiz de soldas em tubulações
Soldagem por Feixe Eletrônico	Feixe eletrônico	Contínua. Alta Tensão. Peça +	Vácuo ($\approx 10^{-4}$ mm Hg)	Soldagem automática. Não há transferência de metal. Feixe de elétrons focalizado em um pequeno ponto.	Soldagem de todos os metais, exceto nos casos de evolução de gases ou vaporização excessiva, a partir de 25 mm de espessura. Indústria nuclear e aeroespacial.
Soldagem a Laser	Feixe de luz		Argônio ou Hélio	Como acima	Como acima. Corte de materiais não metálicos
Soldagem a Gás	Chama oxiacetilênica		Gás (CO , H_2 , CO_2 , H_2O)	Manual. Arame adicionado separadamente	Soldagem manual de aço carbono, Cu, Al, Zn, Pb e bronze. Soldagem de chapas finas e tubos de pequeno diâmetro

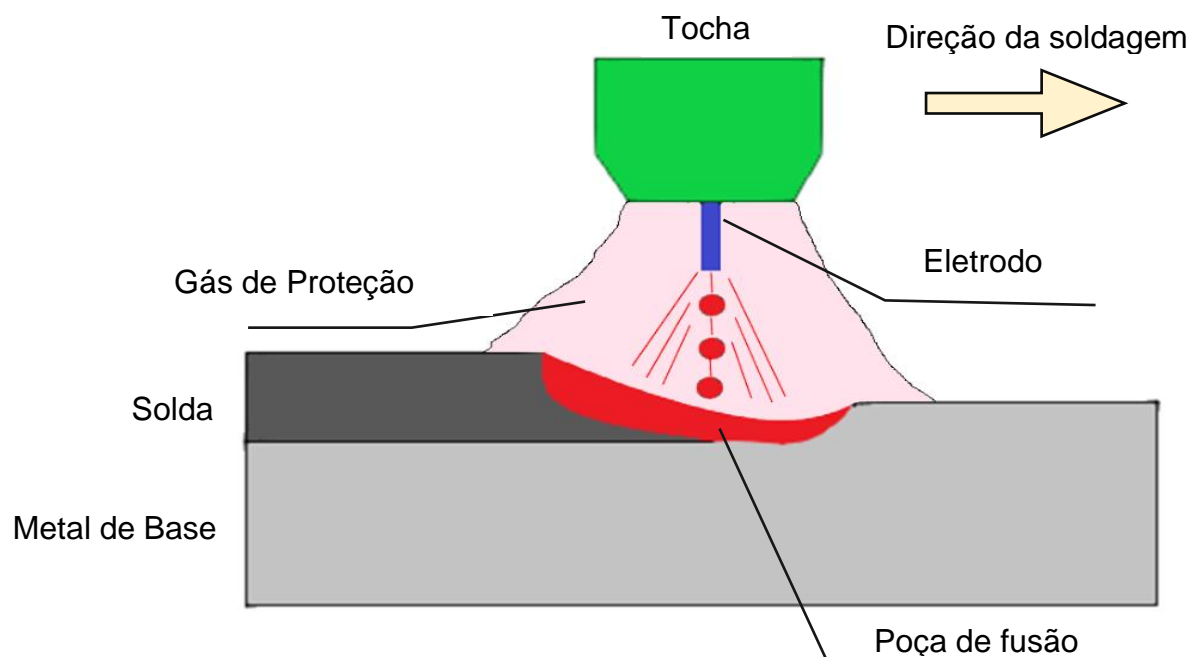


Figura 29 - Esquema de Soldagem MAG - adaptado de (MODENESI; MARQUES; SANTOS, 2012)

A diferença entre o processo MAG para o processo MIG, o outro processo de soldagem GMAW, está no gás de proteção utilizado. Se o gás for inerte, o processo é denominado MIG, enquanto se o gás for ativo, o processo é denominado MAG. Em geral, utiliza-se MIG para soldagem de aços-carbono, aços de baixa, média e alta liga, aços inoxidáveis, alumínio e suas ligas, magnésio e suas ligas e cobre e suas ligas. Em contrapartida, o processo MAG é utilizado na soldagem de aços de baixo carbono e aços de baixa liga (WAINER; BRANDI; MELLO, 1992). Os gases geralmente utilizados no processo MAG são argônio, hélio e um gás ativo como dióxido de carbono e a seleção do gás se dá de acordo com a característica do material e espessuras das chapas. Para chapas finas e com baixa condutividade térmica são usadas maiores concentrações de argônio, enquanto para chapas finas de alta condutividade, o gás em maiores concentrações é o hélio. Em situações intermediárias as misturas são mais utilizadas.

De acordo com a Sociedade Norte-americana de Engenheiros Mecânicos - ASME, por suas siglas em inglês, seção IX, existem uma série de variáveis do processo GMAW que devem ser atendidas a fim de garantir boas características ao produto. Estas podem ser divididas em dois grupos, como apresentado na Tabela 9.

Segundo (WAINER; BRANDI; MELLO, 1992), as três primeiras variáveis da qualificação do procedimento são fundamentais, o pré-aquecimento e tipo de gás de proteção tem sua importância de acordo com a aplicação e as demais não são fundamentais, apesar de influenciar na qualidade da solda. Quanto a qualificação do soldador, todas as variáveis são fundamentais, mas como será abordado mais a frente nesse trabalho, essas variáveis serão importantes apenas para configurar o braço mecânico que fará a soldagem automática para o estudo de caso em questão. Além das variáveis, uma série de outras características serão apresentadas na seção de materiais e métodos.

Tabela 9 - Variáveis dos processos de soldagem MIG/MAG - adaptado de (WAINER; BRANDI; MELLO, 1992).

Qualificação do procedimento	Qualificação do soldador
Metal-base	Tipo de junta
Metal de adição	Metal base
Tratamento térmico após Soldagem	Metal de adição
Pré-aquecimento	Posição da soldagem
Tipo de gás de proteção	Tipo de gás de proteção
Tipo de junta	Características elétricas
Posição da soldagem	
Características elétricas	
Técnica de soldagem	

Os processos de soldagem, com destaque para os enquadrados na categoria de fusão, possuem como característica um aquecimento localizado das partes soldadas enquanto o resto permanece em temperaturas inferiores. Essas regiões aquecidas dilatam, porém de forma restrita, o que gera deformações plásticas não uniformes por efeitos mecânicos e térmicos, sendo os últimos mais importantes no estudo da soldagem. Todo material, quando aquecido, sofre variações dimensionais proporcionais à mudança de temperatura e a suas características intrínsecas, e essa variação é descrita pela equação de dilatação térmica:

$$\Delta l = l - l_0 = l_0 \cdot \alpha \cdot \Delta T \quad (25)$$

onde Δl é a variação de comprimento, com l sendo o comprimento final e l_0 o comprimento inicial; α é o coeficiente de dilatação térmica e ΔT é a variação de temperatura. Quando uma peça é aquecida e resfriada de modo uniforme ao longo de toda sua extensão, e não estiver restrita a variações dimensionais, ao final do processo ela não apresentará tensões residuais, distorções ou mudanças de forma. Mas isso não ocorre durante o processo de soldagem, onde a variação de temperatura ao longo das partes não é uniforme e existem restrições de dilatação e contração.

Para compreender os fenômenos que ocorrem durante o processo de soldagem, os autores fazem uma analogia com um sistema de três barras de aço carbono, como descrito por (MODENESI; MARQUES; SANTOS, 2012). Nele, três barras do mesmo material, mesmo comprimento e seção transversal são unidas por duas bases, sendo proibidas de expandir ou contrair de forma independente. Um esboço desse arranjo é apresentado na Figura 30. Nessa situação, a barra intermediária (2) é aquecida enquanto as outras permanecem a temperatura ambiente, e dessa forma ela começa a dilatar e tensões de compressão começaram a surgir, enquanto as barras 1 e 3 sofrem esforços de tração. Porém, por não existirem tensões externas aplicadas, pode se assumir que:

$$\sigma_1 A_1 + \sigma_2 A_2 + \sigma_3 A_3 = 0 \quad (26)$$

onde σ_i e A_i são a tensão média e a área da seção transversal de cada barra, respectivamente. Ao considerar que as seções transversais são iguais ($A_1 = A_2 = A_3$) e que as barras estão equidistantes umas das outras de forma que $\sigma_1 = \sigma_3$, temos que:

$$\sigma_1 = -\frac{\sigma_2}{2} \quad (27)$$

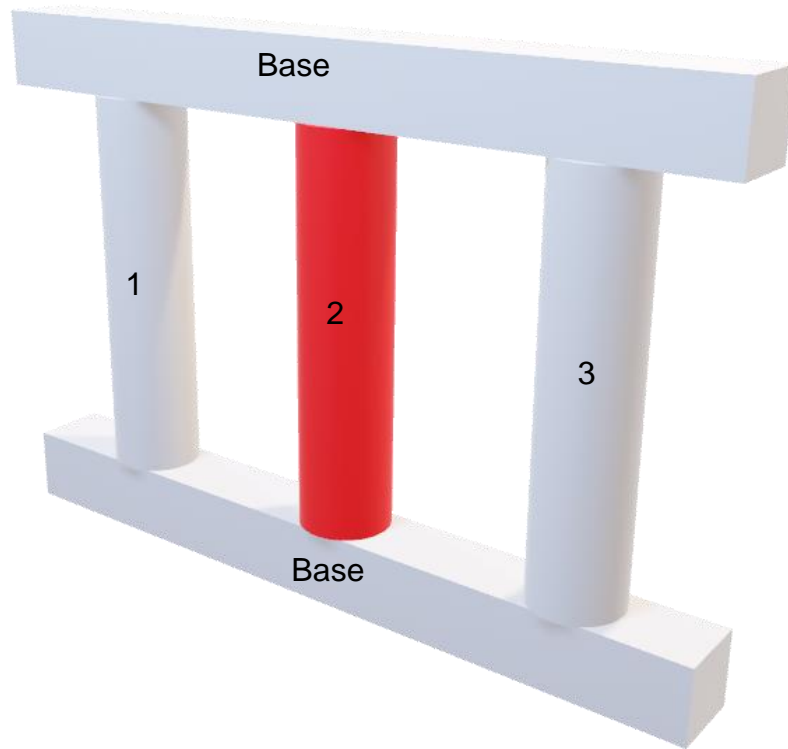


Figura 30 - Conjunto de barras presas por suas extremidades - adaptado de (MODENESI; MARQUES; SANTOS, 2012).

Na Figura 31 é possível ver como ocorre a variação de tensão na barra intermediária conforme a variação de temperatura, com destaque para 5 pontos (A, B, C, D, E). No início do aquecimento da barra intermediária (Ponto A), tanto as deformações causadas pela dilatação quanto as tensões resultantes são elásticas e assume-se que as barras preservam o mesmo comprimento. Com isso, é inferido que as deformações elásticas compensam a dilatação térmica de forma a satisfazer:

$$\frac{\sigma_c}{E_t} = \alpha \Delta T + \frac{\sigma_l}{E} \quad (28)$$

onde E e E_t são os módulos de elasticidade à temperatura ambiente e à temperatura T , respectivamente; e σ_c e σ_l são as tensões na barra central e barras laterais,

respectivamente. Como a seção das barras é igual, temos que $\sigma_l = -0,5\sigma_c$ e dessa forma:

$$\sigma_c = -\alpha\Delta T \frac{2E}{1+\frac{2E}{E_t}} \quad (29)$$

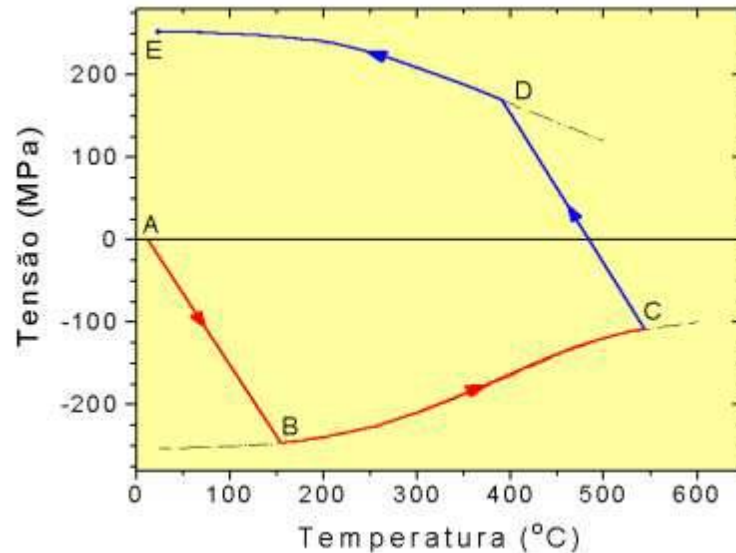


Figura 31 - Variação da tensão (σ_c) com a temperatura na barra central (MODENESI; MARQUES; SANTOS, 2012)

A tensão σ_c aumenta até o ponto que alcança o limite de escoamento do material, e a barra começa a deformar plasticamente (Ponto B). A partir desse momento, o limite de escoamento diminui com o aumento da temperatura, e consequentemente há uma diminuição na tensão residual na barra central. Ao interromper o aquecimento (Ponto C), inicia-se um processo de contração e o módulo de tensões residuais é alterado. Por estar presa as barras externas, as tensões compressivas da barra 2 começam a diminuir, tornam-se nulas ainda acima da temperatura ambiente e se transformam em tensões de tração. O resfriamento continua até que a barra central atinge novamente o limite de escoamento (Ponto D), deformando plasticamente o componente.

Ao final do resfriamento (Ponto E) a barra do meio será menor em comprimento que as barras laterais, diferença condicionada pela deformação elástica de todas as barras, e as tensões residuais geradas no processo serão de tração na barra 2 e compressão nas barras 1 e 3, pois o equilíbrio interno de tensões deve ser mantido

partindo do pressuposto que não houve mudança de seção transversal de nenhuma barra. Sobre a Figura 31, retirada de (MODENESI; MARQUES; SANTOS, 2012), é adotado uma barra de aço carbono com limite de escoamento de 250 MPa, $E = E_t = 210 \text{ GPa}$ e $\alpha = 1,3 \times 10^{-5} \text{ m}/(\text{m}^\circ\text{C})$, de forma que a temperatura da barra no ponto B, início da deformação plástica, é aproximadamente 175°C ao se considerar $T_0 = 25^\circ\text{C}$.

De forma muito semelhante são formadas tensões residuais durante os processos de soldagem por meio de analogia da barra central com a região da solda e as barras laterais com as partes mais distantes das peças, de forma que são geradas tensões residuais de tração em áreas mais próximas do cordão de solda enquanto tensões compressivas são esperadas nas áreas mais afastadas. A Figura 32 compara esquematicamente essa analogia.

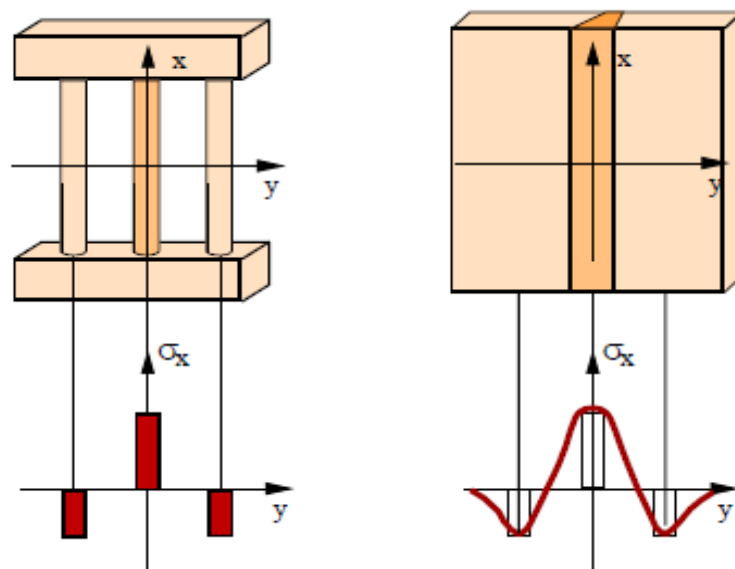


Figura 32 - Comparação entre tensões residuais desenvolvidas na montagem de três barras (esquerda) e as tensões residuais formadas ao longo de uma direção transversal (y) em uma solda de topo (direita) (MODENESI; MARQUES; SANTOS, 2012)

É possível entender como é o perfil de tensões residuais ao longo de uma junta soldada analisando a Figura 33. Nela, são apresentadas 4 seções onde a tensão residual possui comportamentos diferentes, de acordo com a distância da poça de fusão. Na seção A-A, que se encontra distante da poça de fusão, o material encontra-se livre de tensões pois ainda não foi aquecido e sofreu com variações de temperatura. Na seção B-B, correspondente à região da poça de fusão, o material que está sendo

aquecido tem a tendência de expansão, mas as regiões mais frias das peças impedem que ele o faça, sendo geradas tensões de compressão nas regiões próximas da fonte de calor e de tração em áreas mais afastadas. Conforme as tensões compressivas vão aumentando, elas atingem o limite de escoamento do material e ele passa a deformar plasticamente por causa da compressão. O material é então fundido e forma a poça de fusão, livre de tensões pois está em fase líquida. Ao resfriar, a solda se solidifica e tende a contrair, mas é novamente impedida pelas regiões mais afastadas das peças. Dessa forma, chegando na seção C-C, surgem tensões de tração no cordão e suas proximidades e de compressão em regiões mais afastadas. As tensões de tração vão aumentando sua intensidade conforme a junta resfria e causam novamente o escoamento dessa área. Ao final do resfriamento, na seção D-D, as tensões chegam a níveis próximos ao limite de escoamento do metal, com uma distribuição parecida com a apresentada na Figura 32

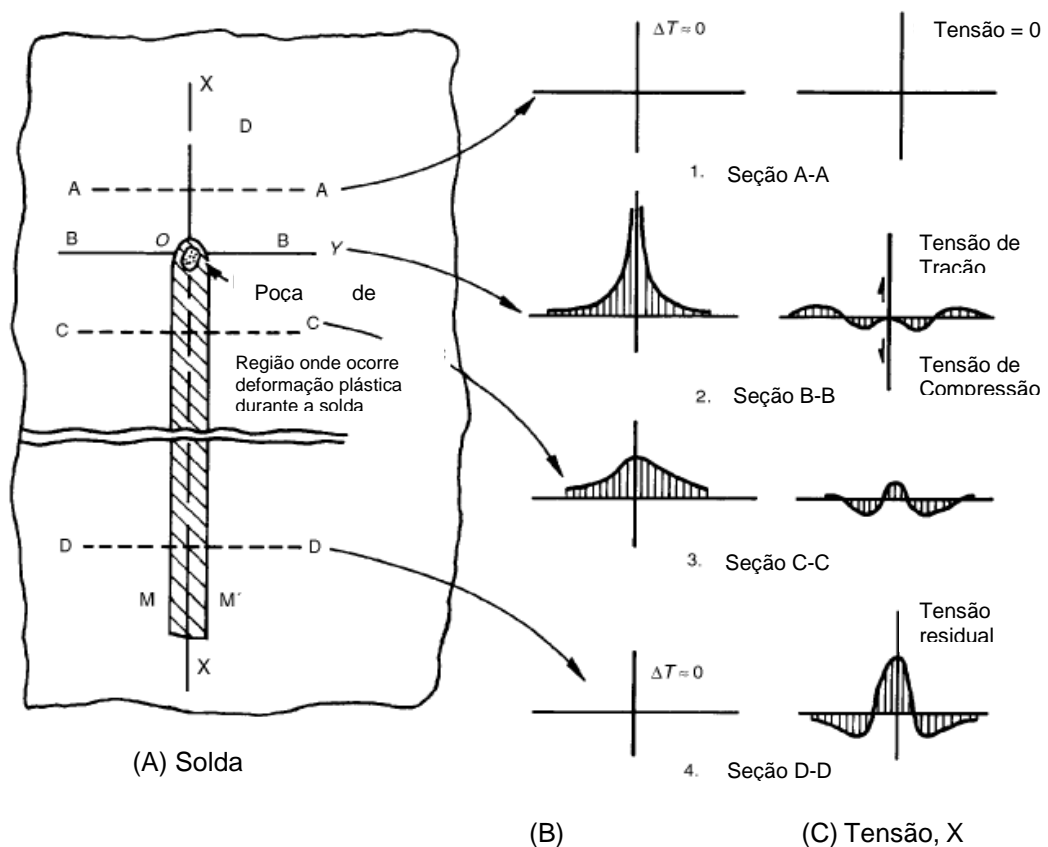


Figura 33 - Distribuição de temperatura (B) e tensões na direção x (C) durante um processo de soldagem (A) – Adaptado de (AMERICAN WELDING SOCIETY, 2001).

Durante a fabricação e uso de peças soldadas, não é apenas devido a soldagem que surgem tensões residuais. Muitas vezes, sua origem pode estar relacionada à reação de forças exercidas por outros componentes da estrutura, pois em grandes projetos de engenharia diversas partes são soldadas umas às outras até o final do projeto. Entre os principais fatores estão as características do metal base e da solda, geometria da junta soldada, a ligação com outros componentes e as condições do processo de soldagem, com destaque para o perfil de temperaturas ao longo do processo. Segundo (MASUBUCHI, 1980), a distribuições de tensão em uma solda de topo pode ser aproximada empiricamente por:

$$\sigma_x = \sigma_m \left[1 - \left(\frac{y}{b} \right)^2 \right] e^{\left(\frac{1}{2} \right) \left(\frac{y}{b} \right)^2} \quad (30)$$

onde b é a largura do pico de tensões, e depende das variáveis de soldagem e do material; e σ_m é a tensão máxima, presente no centro da junta soldada e cujo valor, como citado anteriormente, é próximo ao limite de escoamento do material. As tensões transversais (na direção y) são menores em componentes isolados, mas podem assumir valores maiores quando em conjunto com outras estruturas.

Para o caso de soldas de vigas em T, objeto de estudo desta seção, a complexidade do perfil de tensões é ainda maior, principalmente pelas forças de reação da própria geometria do componente. A Figura 34 mostra uma típica distribuição de tensões longitudinais e distorções produzidas pela soldagem de vigas em T. Em uma seção distante do final da coluna, seção X-X, são geradas tensões residuais de tração em áreas próximas ao cordão na direção paralela ao eixo X-X. No flange, são geradas tensões de tração próximas ao cordão e tensões de compressão em regiões mais afastadas. As tensões de compressão nas áreas mais distantes da base são em decorrência de distorções longitudinais de flexão causada pela contração longitudinal do cordão de solda (AMERICAN WELDING SOCIETY, 2001). Também é possível notar a presença de distorções angulares presente no flange, que estão diretamente relacionados com sua espessura. Para tensões residuais transversais, ditas normais à superfície, o perfil esperado na região próxima ao cordão de solda é semelhante e em menor intensidade, mas pelo fato de as distorções transversais não serem intensas, conforme se afasta do cordão a tendência é de um estado livre de tensões.

Com relação ao material do metal base, ele desempenha um papel fundamental no perfil de distribuição de tensões da peça soldada. Aços de baixo carbono apresentam valores de tensão residual de tração junto ao cordão em torno de 300 MPa, e seus picos de difração são mais largos, podendo chegar até cerca de 30 mm de distância do cordão. Em comparação, um aço de alta resistência pode apresentar valores de tensão residual de tração em torno de 1400 MPa, porém picos de difração bem menores, não passando a faixa dos 10 mm de distância. Isso se deve a maior resistência mecânica dos aços ligados mesmo em temperaturas elevadas, o que limita a região deformada plasticamente em uma área menor que a apresentada nos aços de baixo carbono. Outro fator que está relacionado com o surgimento de tensões residuais ao longo da junta soldada é a transformação de fase. Segundo (MODENESI; MARQUES; SANTOS, 2012), contrariando a tendência apresentada pela grande maioria dos metais, os aços de alta resistência apresentam uma evolução de tensões residuais máximas que não acompanham o limite de escoamento. Isso acontece pois, por apresentarem maior temperabilidade e menores temperaturas M_s (transformação martensítica), a decomposição da austenita ocorre a menores temperaturas e o aumento de volume que é implicado a partir desse fenômeno, a tendência é a redução de tensões residuais associadas a contração do metal durante o resfriamento.

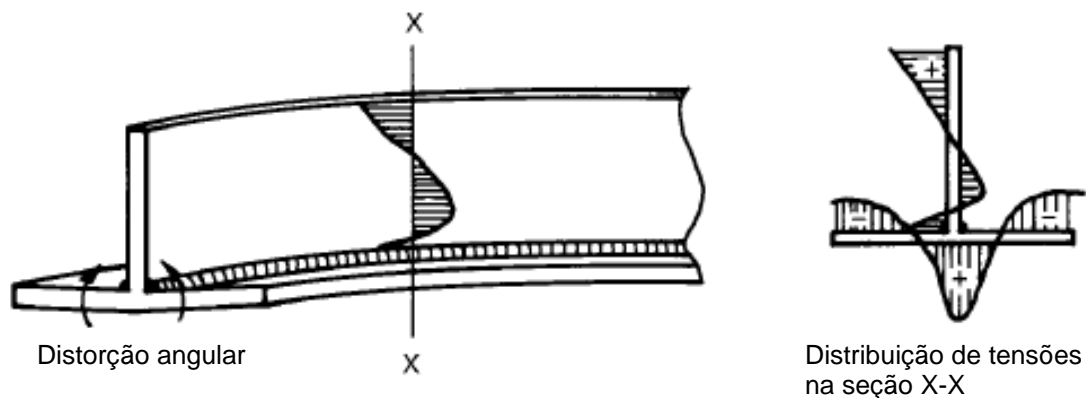


Figura 34 - Tensões residuais e distorções de uma solda de vigas em T – adaptado de (AMERICAN WELDING SOCIETY, 2001)

As tensões residuais são importantes para peças soldadas não apenas pelas distorções ou mudanças de formas causadas, há diversos efeitos em componentes metálicos tais como:

- a. Flambagem: é a deformação lateral devido à instabilidade de componentes metálicos ao sofrer cargas axiais (geralmente de compressão) fora de centro. Esse efeito pode levar o componente a falhas prematuras mesmo quando submetido a tensões inferiores ao limite de escoamento, mas mesmo que não chegue a esse ponto, distorções são inseridas na estrutura. As tensões residuais decorrentes da soldagem, de caráter compressivo, intensificam esse efeito pois se somam às cargas aplicadas.
- b. Corrosão sob tensão: efeito que ocorre principalmente quando o material é submetido a ambientes agressivos, onde trincas de corrosão podem surgir de forma intensa por causa das tensões residuais de tração. É necessário controlar a dureza na Zona Afetada pelo Calor (ZAC), pois ela está diretamente relacionada com a intensidade da tensão residual.
- c. Fratura Frágil: peças que falham por esse modo necessitam muito menos energia para que haja crescimento e propagação de trincas, por meio de um processo instável e incontrollável. Em casos onde não há um controle de tensões de tração na região da solda, a fratura frágil possui maior propensão de ocorrer.
- d. Formação de trincas em soldas: sua formação pode estar associada a solicitações mecânicas de tração ou fragilização da região da solda. As tensões residuais têm o papel de intensificar ambos os fenômenos de ocorrência de fissuras após a soldagem.

Além dos exemplos supracitados, as tensões residuais exercem papel fundamental sob a falha por fadiga. Segundo (MODENESI; MARQUES; SANTOS, 2012), durante solicitações mecânicas em um componente soldado, as tensões a ele aplicadas são somadas às tensões residuais enquanto as deformações estiverem no regime elástico. À medida que o carregamento é aumentado e atinge o limite de escoamento, o material passa então a deformar plasticamente e dessa forma as tensões residuais ora emergentes do processo de soldagem são aliviadas. Por isso, quando submetido a tensões superiores ao limite de escoamento, a influência das tensões residuais perde sua importância.

A fratura por fadiga, por sua vez, acontece em estruturas que são sujeitas a tensões inferiores ao limite de escoamento do material e que não causariam falhas no

material se fosse aplicada vagarosamente. As rupturas se iniciam em regiões com elevada concentração de tensões como é o caso da ZAC nas juntas soldadas. Ao ser submetidas a tensões de tração de natureza cíclica, as trincas surgem, crescem e se propagam com o tempo. Um dos grandes problemas das trincas de fadiga é que a fase final de crescimento é rápida e súbita, com consequências desastrosas. Dessa forma, um estudo profundo de características do material é necessário. Para alguns aços é possível determinar um limite para o qual, mesmo sob esforços de fadiga o material não irá romper, chamado de limite de resistência à fadiga. A Figura 35 representa essa curva característica de alguns aços. Nela, a tensão de ensaio (S) é comparada com o número de ciclos (N) que seria necessário para produzir a ruptura. Por se tratar de cerca de 90% das falhas em serviços de componentes metálicos (MEYERS; CHAWLA, 1982) a fadiga é um dos principais objetos de estudo dentro da mecânica dos materiais.

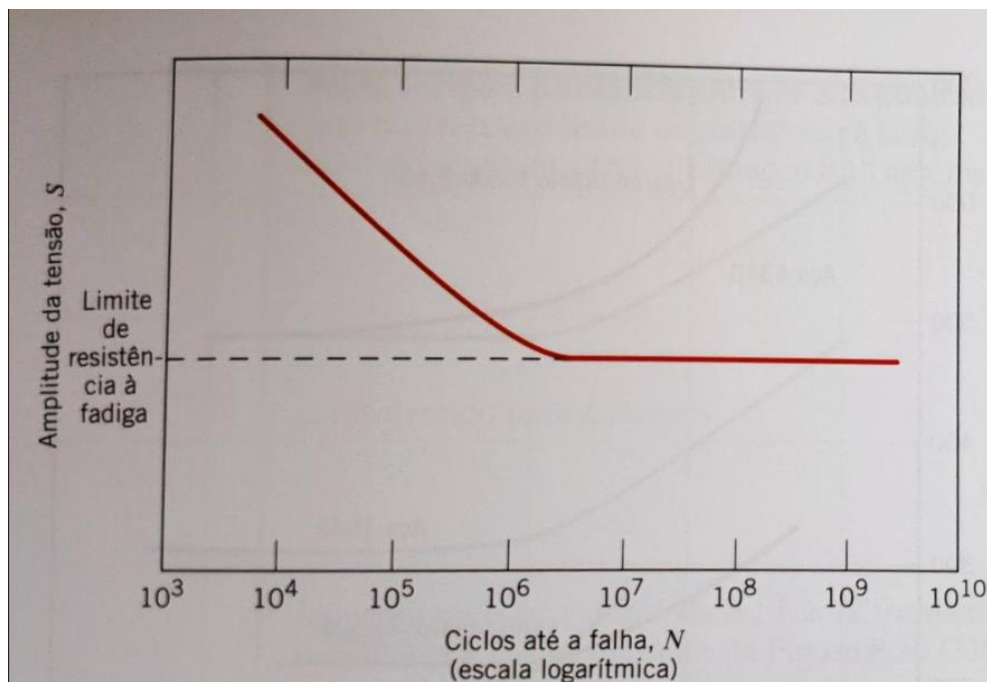


Figura 35 - Curva S/N para um material ferroso (CALLISTER; RETHWISCH, 2016)

4.2 Revisão da Literatura

A soldagem é um processo de junção de materiais que ganhou extrema importância durante a segunda guerra mundial, sendo hoje considerado por muitos autores como o mais importante processo de fabricação de peças metálicas. Ao longo

dos anos foram surgindo diversos processos de soldagem, com particularidades e vantagens para determinados tipos de materiais e aplicações como mostra (WAINER; BRANDI; MELLO, 1992). As mais diferentes indústrias que utilizam processos de soldagem foram desenvolvendo normas e critérios de avaliação de juntas, para garantir a qualidade do produto, como é o caso da ASME VIII e ASME IX. Os principais livros de metalurgia da soldagem explicam como o aquecimento pontual e heterogêneo dos metais influencia negativamente nas peças finais, causando distorções, mudanças de forma e introduzindo tensões residuais (MODENESI; MARQUES; SANTOS, 2012). As duas primeiras têm efeitos práticos de montagem de estruturas e equipamentos, impedindo a colocação correta das partes. Enquanto isso, as tensões residuais estão diretamente correlacionadas com a vida útil dos componentes, como mostra (AMERICAN WELDING SOCIETY, 2001).

Assim como no caso dos cilindros de laminação, as tensões residuais estão diretamente ligadas com o surgimento e crescimento de trincas durante o trabalho de peças soldadas. O perfil de tensões após a soldagem é abordado em diversos estudos, como é o caso de (DENG, 2009), que criou um modelo matemático de previsão de tensões residuais após soldagem de aço carbono, e também por livros dedicados exclusivamente a esse assunto, como é o caso de (RADAJ, 2003). Em sua grande maioria, os trabalhos buscam a comprovação de modelos matemáticos de previsão de tensões residuais durante e após a soldagem, por se tratar da maneira mais eficiente e de menor custo para realizar esse tipo de análise. Nessa linha de pesquisa, (TENG et al., 2001) utilizou um modelo pré-existente para calcular as tensões residuais em juntas T soldadas pelo processo TIG. Pela grande diferença nos parâmetros de soldagem esse trabalho não foi escolhido para comparação. Um outro estudo, feito por (SOUZA, 2016) que trabalha com praticamente todos parâmetros utilizados nesse trabalho foi escolhido para comparação, pois também apresenta medições experimentais

4.3 Metodologia

O material utilizado foi o SAE 1020 com acréscimo de alguns elementos de liga na forma de chapas com 16 mm de espessura fabricadas a partir do processo de laminação a quente e o eletrodo utilizado foi o ER70S-6 BELGO. A composição de

ambos é apresentada na Tabela 10. A soldagem foi realizada com o equipamento de soldagem acoplado em um braço robótico, cujo arranjo é apresentado na Figura 36, e os parâmetros de soldagem são apresentados na Tabela 11. No início do processo, as chapas foram apoiadas em 3 pontos (A, B, C) como mostrado pela Figura 37 para que fosse feito um ponteamto da chapa vertical com a base e durante o processo de formação dos cordões de solda não foi feita nenhuma restrição. O cordão foi feito com apenas um passe, pela técnica de soldagem a ré. Após o processo não foi feito nenhum alívio de tensão.

Tabela 10 - Composições químicas do metal base e eletrodo.

Material	C(%)	Mn(%)	Si(%)	P(%)	S(%)	Cu(%)	Al(%)	Nb(%)	Ti(%)	N(%)	Ca(%)	ΣNb/V
SAE 1020	0,023	1,60	0,50	0,035	0,01	-	0,055	0,06	0,04	0,01	0,005	0,12
ER70S-6	0,06 - 0,15	1,40 - 1,85	0,80 - 1,15	0,025	0,035	0,50						

Tabela 11 - Parâmetros da soldagem.

Fonte de Solda	Arame	Gases	Corrente (A)	Tensão (V)	Velocidade (mm/s)
PowerWave 700	ER70S-6 BELGO	Ar (80%) CO2 (20%)	310	28	4,5



Figura 36 - Configuração utilizada no processo de soldagem MAG (Meritor do Brasil, 2020).

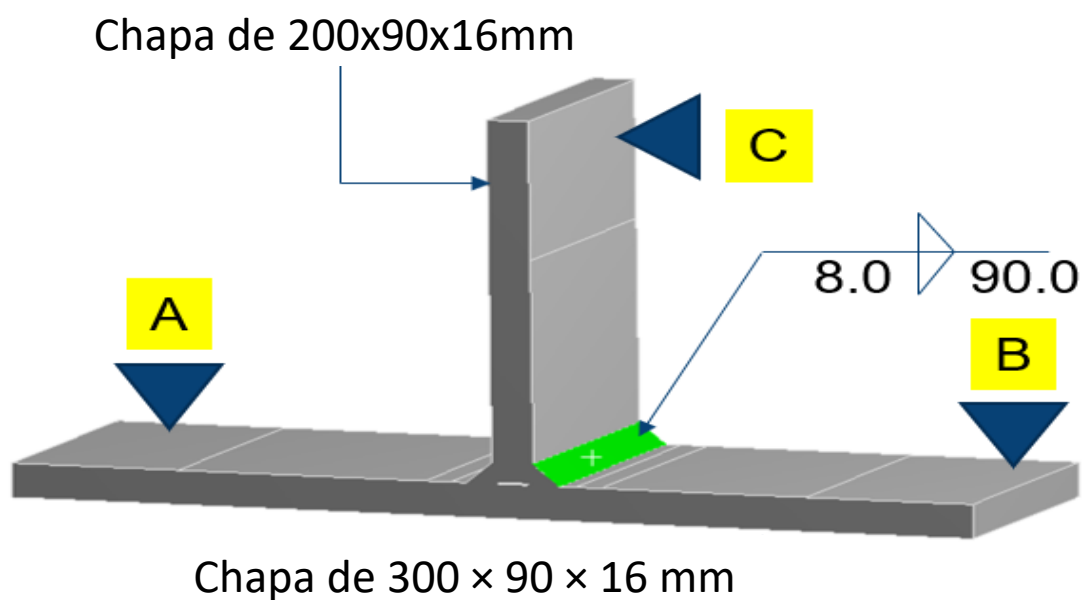


Figura 37 - características do processo de soldagem utilizado (Meritor do Brasil, 2020).

A peça foi encaminhada para análise de tensões residuais. O procedimento utilizado na medição foi parecido com o adotado na seção 3.4.2, porém algumas modificações foram necessárias. A primeira foi de caráter técnico, o sensor utilizado nas medições da seção 3 foi trocado, pois tinha de voltar para Califórnia, EUA. Por isso, ele foi substituído pela versão anterior, que trabalha pelo mesmo método, mas com diferença nas características do tubo e intervalo de medição utilizados. Outra mudança foi a respeito das características dos pontos analisados. Pela dificuldade de acesso dos pontos, o equipamento foi configurado para medição de amostras ferríticas na posição *fillet*, que indica uma inclinação de 45° no eixo Y e 0° no eixo X. Nessa configuração, são mudados tempo de irradiação e distância da amostra. Todas mudanças realizadas são mostradas na Tabela 12 e Tabela 13.

Os dois primeiros pontos analisados foram em regiões distantes da solda, para compreender qual o estado de tensões antes da soldagem. Após essa verificação, 8 pontos com 3 mm de diâmetro foram selecionados, sendo 4 deles na base e 4 na chapa vertical, distantes em 5 mm um do outro e alinhados entre si na posição central das chapas, como mostra a Figura 38. As peças foram levadas para o ensaio de fadiga, onde foram utilizados atuadores lineares hidráulicos MTS que aplicaram na amostra cargas de 500 kgf em um carregamento completamente reverso ($R = -1$) a uma frequência de 3 Hz, e sua configuração é mostrada na Figura 39. Após 2400 ciclos, a peça foi retirada e encaminhada novamente para determinação das tensões residuais nos 8 pontos medidos anteriormente, seguindo o mesmo procedimento.

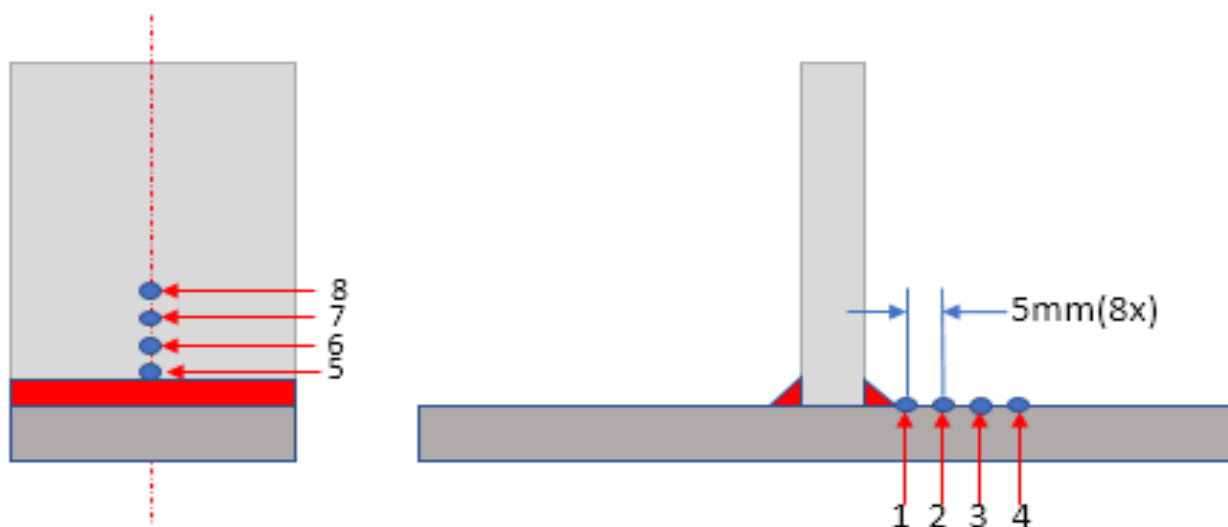


Figura 38 - Pontos selecionados para determinação de tensões residuais (Meritor do Brasil)

Tabela 12 - Informações sobre o material e parâmetros utilizados

Informações sobre o material e parâmetros utilizados	
Radiação utilizada	CrK α
Sistema Cristalino	Cúbico (CCC)
Filtro de K β	Não utilizado
Parâmetro de Rede (a)	2.8664 Å
Parâmetro de Rede (c)	Não utilizado
Plano Cristalográfico (h k l)	(2 1 1)
Distância interplanar (d)	1,170
Ângulo difratado (2 θ)	156,396 °
Ângulo de difração (2 η)	23,604 °
Modulo de Elasticidade (E)	224,000 GPa
Coeficiente de Poisson (ν)	0,280
E / (1+ ν)	175,000 GPa
Constante de tensão (K)	-465,097 GPa

Tabela 13 - Característica das medições

Características das medições	
Tubo	30 kV, 1.00 mA
Ângulo de incidência	45 °
Distância da amostra	45 mm
Intervalo de medição	5 - 30 mm
Resolução da análise	100 μ m
Tempo de irradiação	30 s
Tamanho do colimador	phi 1,0
Intensidade de pico alvo	100 k

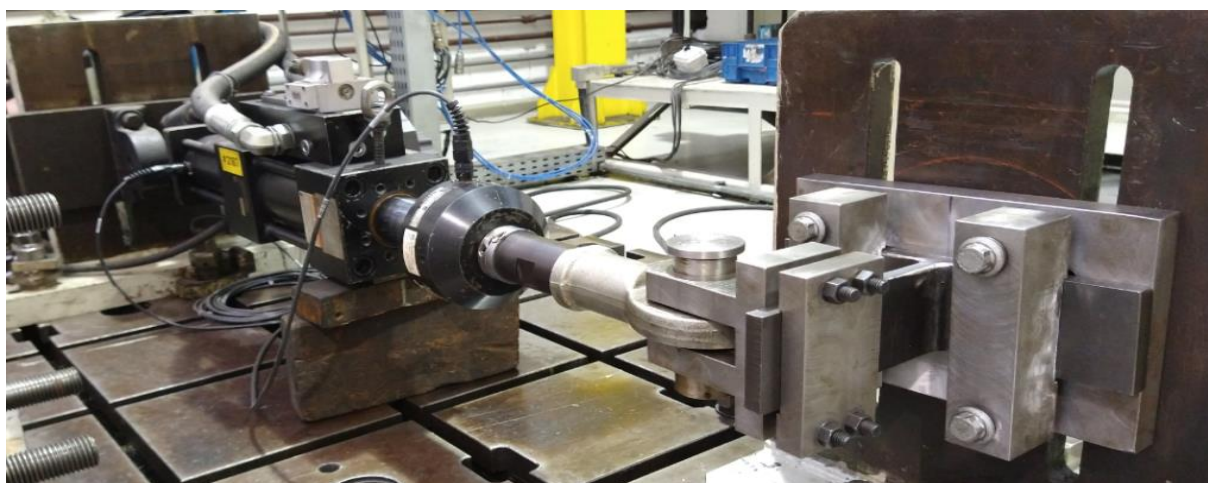


Figura 39 - Configuração do equipamento utilizado no ensaio de fadiga (Meritor do Brasil).

4.4 Resultados

Os resultados dos pontos longe do cordão de solda são apresentados na

Tabela 14, enquanto os que são próximos ao cordão e tiveram sua tensão residual determinada estão dispostos na Tabela 15. Apenas a direção paralela à junta soldada foi medida em razão do tamanho do sensor, que impedia o posicionamento na outra direção. O arranjo usado na medição é mostrado na *Figura 40*.

Tabela 14 - Tensão residual longe do cordão de solda.

Ponto de medição	Tensão residual (MPa)	Desvio (MPa)
Longe 1	- 360	± 7
Longe 2	- 365	± 10

Tabela 15 - Tensão residual longe antes e após a ciclagem.

Antes da ciclagem			Após 2400 ciclos		
Ponto de medição	Tensão residual (MPa)	Desvio (MPa)	Ponto de medição	Tensão residual (MPa)	Desvio (MPa)
1	7	± 14	1	-135	± 14
2	-115	± 6	2	-87	± 5
3	-315	± 4	3	-297	± 4
4	-282	± 5	4	-296	± 3
5	31	± 16	5	-156	± 18
6	-262	± 6	6	-234	± 5
7	-373	± 6	7	-352	± 4
8	-342	± 4	8	-316	± 5

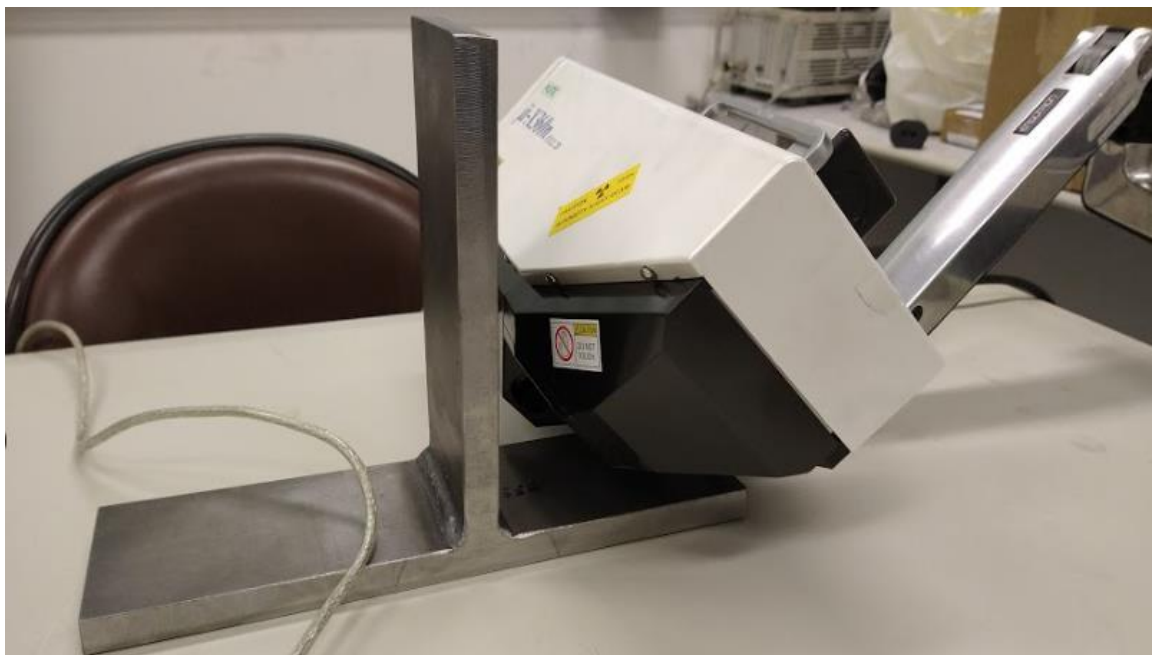


Figura 40 - Posicionamento da amostra e sensor para medições.

4.5 Discussão

No geral, as análises se mostraram promissoras, uma vez que esse tipo de estudo não seria possível com outras técnicas tradicionais de análise de tensões residuais, como é o caso do método do $\text{Sen}^2\psi$ e do furo cego. Para esses métodos, seria necessário o corte de amostras antes, durante e após o ensaio de fadiga, comprometendo os resultados experimentais. Um destaque das medições foi a impossibilidade de determinar as tensões residuais na direção longitudinal ao cordão de solda, pois a geometria da peça analisada impedia o acesso do sensor para medições nessa direção. Apesar desse empecilho, foi possível realizar a análise desejada pela empresa como será explicado adiante. Um impedimento que comprometeu a confiabilidade das medições foi a dificuldade de posicionar manualmente o sensor para a análise dos pontos, pois como a área analisada é relativamente grande (2 mm), garantir que o mesmo ponto está sendo medido na mesma direção é uma tarefa complicada de se realizar sem a ajuda de dispositivos de posicionamento precisos.

Na comparação com a teoria de tensões residuais, o estudo utilizado foi o de (SOUZA, 2016), que analisou numérica e experimentalmente como eram as tensões

residuais em juntas soldadas de aço de baixo carbono em duas situações: com restrição de deformação, imposta por ganchos de fixação, e sem restrição de deformação. Nesse trabalho, o processo de soldagem, o material de base, o arame, o gás de proteção, a tensão e a corrente utilizados na soldagem foram os mesmo utilizados por (SOUZA, 2016), sendo as diferenças existentes no processo de soldagem e junta utilizada. Enquanto (SOUZA, 2016) utilizou uma velocidade de soldagem em 3 mm/s para soldar uma junta topo, a determinação de tensões residuais aqui apresentada foi de um processo com 4,5 mm/s de velocidade para soldar uma junta tipo T.

Na Figura 41, é possível observar o perfil de tensões encontrado por (SOUZA, 2016). A análise experimental e numérica se inicia na zona fundida, que apresenta tensões de tração elevadas devido a contração transversal do cordão. Conforme se afasta do centro do cordão, as tensões mudam de tração para compressão devido ao estado de equilíbrio existente na zona fundida. Na zona afetada pelo calor (chamada pela autora de zona termicamente afetada ou ZTA) o material sofre elevados gradientes térmicos, mas ao contrário do que as simulações previam, as tensões transversais mantêm-se compressivas, com uma diminuição conforme as medições se afastam do centro do cordão. No estudo de caso aqui apresentado uma diferença deve ser levada em conta. A presença de tensões residuais nas chapas antes da soldagem estavam em torno de - 360 MPa (em compressão) na direção longitudinal, e sua presença afeta as tensões encontradas após o processo de soldagem.

Os resultados são diferentes dos dados experimentais apresentados por (SOUZA, 2016), pois enquanto no trabalho dela as tensões residuais na ZAC são compressivas, com seu maior módulo no pé do cordão, nesse estudo de caso as tensões são nulas. A tendência de diminuição de tensões é a mesma, levando-se em conta que nesse estudo de caso o metal base possui tensões residuais compressivas fora da zona de calor. Outros estudos foram analisados, mas todos possuíam variações de processo consideráveis. Um exemplo é o realizado por (TENG et al., 2001), que estudam tensões residuais em juntas T, mas a variação do processo de soldagem e o fato da simulação considerar que os dois lados são soldados ao mesmo tempo influência nos perfis de tensão encontrados.

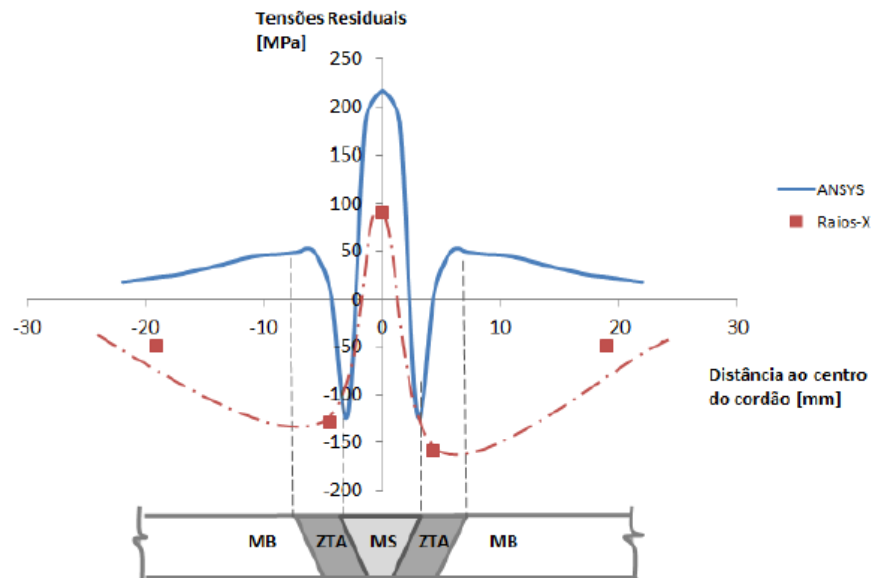


Figura 41 - Tensões residuais transversais após Soldagem MAG (SOUZA, 2016).

Após a ciclagem apareceu um leve deslocamento dos valores de tensão nos pontos 2, 3, 4 e 6, 7, 8, que pode estar relacionado com o erro de posicionamento do sensor na segunda série de medições. Foi notado também o surgimento de tensões residuais compressivas nos pontos mais próximos do cordão de solda (1 e 5). Nos ensaios de fadiga de baixo ciclo realizados pela Meritor em amostras preparadas anteriormente, houve o surgimento e crescimento de trincas na ZAC paralelas ao cordão de solda, que levaram à falha das amostras em um número de ciclos duas vezes maior que o previsto em simulações numéricas realizadas previamente.

Segundo (SOARES, 1998), a nucleação de trincas por fadiga nos metais geralmente ocorre devido ao deslizamento dos planos cristalinos que possuem máxima tensão cisalhante. O deslizamento forma na superfície micro degraus, que atuam como concentradores de tensões. Ao atingir um tamanho crítico, uma pequena fissura surge no material e a partir dela a trinca é nucleada. Na fadiga de baixo ciclo, estão envolvidas altas tensões, pequeno número de ciclos e baixa frequência de aplicação de carga, que tem como efeito no material o surgimento de deformações plásticas macroscópicas. Outra característica desse tipo de fadiga é a sucessão de tensões e deformações elastoplásticas que dão origem a curva de histerese, apresentada na Figura 42. Nessa curva, a área dentro de cada laço de histerese é a representação de trabalho realizado no material, que gera deformação plástica e tem

sua energia liberada na forma de calor. Quanto maior o número de ciclos, maior a deformação acumulada e mais intenso fica o processo de fadiga. Porém, além da intensificação da fadiga, as tensões são alteradas preferencialmente na região que sofre maiores solicitações mecânicas, o que explica o aumento das tensões residuais após o ensaio de fadiga. Para comprovar essa teoria, contudo, medições de dureza superficial deveriam ser realizadas, como realizado por (WANG; SHANG, 2009).

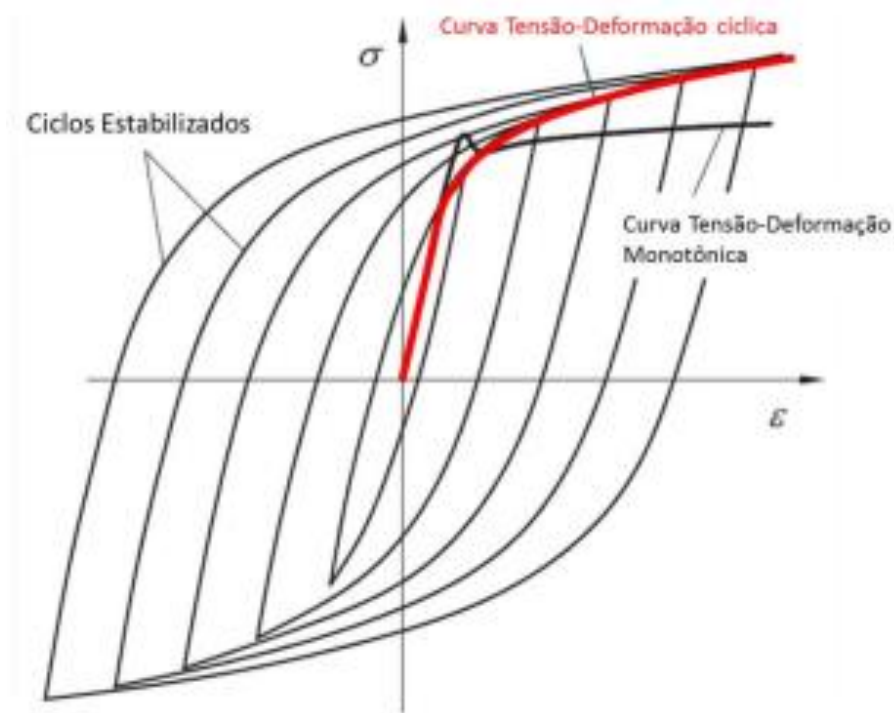


Figura 42 - Curva tensão-deformação cíclica (MELLO, 2013).

4.6 Conclusões

Na soldagem, um dos fatores que mais contribuem na vida em fadiga são as tensões residuais. Diversos estudos no meio acadêmico e principais indústrias que utilizam esse processo são feitos a fim de prever como será o comportamento das estruturas sujeitas a solicitações mecânicas. Hoje, como prática principalmente na indústria de óleo e gás, são realizadas medições rotineiras das distribuições de tensões residuais para prever a vida útil dos componentes. Devido a essa importância, o surgimento de novas técnicas para determinação de tensões auxilia em casos onde os métodos tradicionais não fornecem o custo-benefício adequado. Para peças estruturais, como é o caso das análises desse estudo de caso, é desejável que não

haja cortes ou perfurações superficiais, uma vez que comprometem o desempenho e vida das peças. Nesse estudo de caso, foi apresentado um novo método de análise de tensões residuais em juntas soldadas, que permite análises rápidas e resultados com baixos desvios e a configuração do equipamento para as medições permite acessar locais que outras técnicas não permitiriam. O método do $\text{Cos}(\alpha)$ se mostra versátil e capaz de realizar análise nas mais diversas aplicações que envolvem soldagem, desde vasos de pressão, passando por chapas de navios, até transmissões de veículos.

Os valores de tensão residual determinados experimentalmente nesse trabalho são de natureza e módulo diferentes dos apresentados por (SOUZA, 2016). Uma nova seção de análises será realizada, e dessa vez comparada com simulações matemáticas desenvolvidas na própria Meritor do Brasil, e um novo trabalho será publicado. Apesar das vantagens, muito estudos devem ser realizados para atestar a confiabilidade dos resultados por esse método. Comparações com outras técnicas já comprovadas, por exemplo, é uma maneira de atestar se as medições são próximas da realidade ou não. Uma forma mais precisa de posicionamento também deve ser elaborada, principalmente para análise de juntas *fillet*, que são de difícil acesso. Apesar do equipamento disponibilizar diferentes colimadores, que diminuem o ponto irradiado no material, o erro de posição para medição continuaria muito grande. Dessa forma, a caracterização do tamanho da ZAC em um processo não destrutivo, por exemplo, seria possível.

5. Referências

- AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Residual Stress. In: MILLS, K. (Ed.). . **ASM handbook: Materials Characterization**. Ninth ed. p. 380–392, 1986.
- AMERICAN WELDING SOCIETY. **Welding Handbook**. Ninth ed. V.1, p. 985, 2001
- BOCCALINI, M.; GOLDENSTEIN, H. Solidification of high speed steels. **International Materials Reviews**, v. 46, n. 2, p. 92–115, 18 fev. 2001.
- CALLISTER, W. D.; RETHWISCH, D. G. **Ciência e Engenharia de Materiais: Uma Introdução**. Ninth ed. p 354, 2016.
- CARVALHO, M. A. DE et al. Microstructure, mechanical properties and wear resistance of high speed steel rolls for hot rolling mills. **Mechanical Working and Steel Processing**, v. 42, n. 38, p. 685–694, 2000.
- CORNÉLIO, G. T. **Caracterização de Materiais Utilizados na Fabricação de Cilindros de Laminação Submetidos ao desgaste Abrasivo**. 2006.
- CULLITY, B. D. Fundamentals of Magnetostriction. **JOM**, v. 23, n. 1, p. 35–41, 28 jan. 1971.
- DA SILVA, C. R. S.; BOCCALINI, M. Thermal cracking of multicomponent white cast iron. **Materials Science and Technology**, v. 21, n. 5, p. 565–573, 19 maio 2005.
- DENG, D. FEM prediction of welding residual stress and distortion in carbon steel considering phase transformation effects. **Materials & Design**, v. 30, n. 2, p. 359–366, fev. 2009.
- ECHEVERRI, E. A. A. **Análise Numérica e Experimental das Tensões Residuais Geradas Durante o Processo de Têmpera de Cilindros de Aço AISI 1045, 4140 e 4340**. p. 58, Universidade de São Paulo, 2012.
- FITZPATRICK, M. E. et al. Determination of Residual Stresses by Xray Diffraction. **Measurement Good Practice**, v. 52, n. 2, p. 3–77, 2005.
- GORNI, A. A. Cálculo da profundidade de retificação de cilindros de encosto em laminadores de produtos planos. **Rem: Revista Escola de Minas**, v. 56, n. 2, p. 103–106, jun. 2003.
- HUALLPA, E. A. et al. Use of Magnetic Barkhausen Noise (MBN) to Follow Up the

Formation of Sigma Phase in Saf2205 (UNS S31803) Duplex Stainless Steel. **Materials Research**, v. 19, n. 5, p. 1008–1016, 1 ago. 2016.

JUNIOR, L. H. C. **Aumento do Processamento de Sucata de Cilindros e sua Influência na Fundição de Cilindros para Laminação**. 2014.

LU, J. Prestress Engineering of Structural Material: A Global Design Approach to the Residual Stress Problem. In: **Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel (ASM International)**. p. 11–26, 2002.

MACHERAUCH, E. INTRODUCTION TO RESIDUAL STRESS. In: **Residual Stresses**. Elsevier, 1987. p. 1–36.

MACHERAUCH, E.; WOHLFAHRT, H.; WOLFSTIEG, U. ZUR ZWECKMAESSIGEN DEFINITION VON EIGENSPANNUNGEN. **HTM - Haertere-Technische Mitteilungen**, v. 28, n. 3, p. 201–211, 1973.

MASUBUCHI, K. **Analysis of Welded Structures**. First ed. p. 256-261, 1980.

MELLO, L. H. B. C. DE M. **Predição de Vida à Fadiga de Eixo Entalhado sob Flexão-Torção Baseada na Abordagem Deformação-Vida**. p. 5, 2013.

METAL MECÂNICA, C. DE I. **Partes de um cilindro de laminação**. Disponível em: <https://www.cimm.com.br/portal/material_didatico/6476-laminadores#.Xs_odyfQjtR>. Acesso em 01 de Abril de 2020.

MEYERS, M. A.; CHAWLA, K. K. **Principios de Metalurgia Mecânica**. p. 424 - 454, 1982.

MICRO-MEASUREMENTS. **Measurement of Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain Gage Method**, p 33, 2010.

MODENESI, P. J.; MARQUES, P. V.; SANTOS, D. B. Introdução. In: **Introdução à Metalurgia da Soldagem**. p. 1–16, 2012.

NEIRA TORRES, I. et al. Study of Residual Stresses in Bimetallic Work Rolls. **Advanced Materials Research**, v. 996, p. 580–585, ago. 2014.

NODA, N. A. et al. Residual Stress Simulation for Hot Strip Bimetallic Roll during Quenching. **Steel Research International**, v. 87, n. 11, p. 1478–1488, 2016.

NODA, N. A. et al. Usefulness of Non-Uniform Heating and Quenching Method for

Residual Stress of Bimetallic Roll: FEM Simulation Considering Creep Behavior. **Steel Research International**, v. 88, n. 3, p. 1–11, 2017.

PALMEIRA, A. A. Processos de Laminação. In: **Processos de Fabricação IV**. p. 1–46, 2005.

Prefeitura de Hiroshima. Disponível em: <<https://www.pref.hiroshima.lg.jp/soshiki/28/a063.html>>. Acesso em 05 de Abril de 2020.

RADAJ, D. **Welding Residual Stresses and Distortion**. p 123 - 143, 2003.

RAY, A. K. et al. Life of rolls in a cold rolling mill in a steel plant-operation versus manufacture. **Engineering Failure Analysis**, v. 7, n. 1, p. 55–67, 2000.

RUUD, C. O. A review of selected non-destructive methods for residual stress measurement. **NDT International**, v. 15, n. 1, p. 15–23, 1982.

SCHAJER, G. S. Measurement of non-uniform residual stresses using the hole drilling method - part I: Stress calculation procedure. **American Society of Mechanical Engineers, Materials Division (Publication) MD**, v. 7, n. October 1988, p. 85–91, 1988.

SCHINDLER, H. J. Residual Stress Measurement in Cracked Components: Capabilities and Limitations of the Cut Compliance Method. **Materials Science Forum**, v. 347–349, p. 150–155, maio 2000.

SILVA, C. R. S. **Fadiga térmica de ferros fundidos brancos multicomponentes**. 2003.

SILVA, C. R. S. DA; BOCCALINI JÚNIOR, M. FADIGA TÉRMICA DE AÇOS RÁPIDOS PARA CILINDROS DE LAMINAÇÃO A QUENTE. **Tecnologia em Metalurgia e Materiais**, v. 2, n. 1, p. 12–17, 2005.

SOARES, M. DA C. B. V. **INFLUÊNCIA DAS TENSÕES RESIDUAIS NO COMPORTAMENTO EM FADIGA E FRATURA DE LIGAS METÁLICAS**. p. 49-51, 1998.

SOUZA, C. F. M. DE S. **Análise Numérica e Experimental de Tensões Residuais em Juntas Soldadas de Aço de Baixo Carbono**. 2016.

SPUZIC, S. et al. WEAR OF HOT ROLLING MILL ROLLS: AN OVERVIEW. **WEAR**, v. 176, p. 261–271, 1994.

TANAKA, K. The $\cos\alpha$ method for X-ray residual stress measurement using two-dimensional detector. **Mechanical Engineering Reviews**, v. 6, n. 1, p. 18- 00378-18–00378, 2019.

TANAKA, T. et al. The application and performance of high-speed-steel (HSS) rolls at hot rolling. **Mechanical Working And Steel Processing**, v. 39, n. 35, p. 435–445, 1997.

TENG, T.-L. et al. Analysis of residual stresses and distortions in T-joint fillet welds. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v. 78, n. 8, p. 523–538, ago. 2001.

URRIOLAGOITIA-SOSA, G. et al. Crack-compliance method for assessing residual stress due to loading/unloading history: Numerical and experimental analysis. **Theoretical and Applied Fracture Mechanics**, v. 56, n. 3, p. 188–199, 2011.

WAINER, E.; BRANDI, S. D.; MELLO, F. D. H. **Soldagem - Processos e Metalurgia**. p 1, 1992.

WANG, R.; SHANG, D. Low-cycle fatigue life prediction of spot welds based on hardness distribution and finite element analysis. **International Journal of Fatigue**, v. 31, n. 3, p. 508–514, mar. 2009.

WEBBER, R. Preferred Roll Specification for Rolling Ferrous Materials in Hot Strip Mills. **Rolls for the metalworking industries**, 2002.

ZHU, J. et al. Residual stress in thermal spray coatings measured by curvature based on 3D digital image correlation technique. **Surface and Coatings Technology**, v. 206, n. 6, p. 1396–1402, 2011.