



UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO
CENTRO DE TECNOLOGIA E GEOCIÊNCIAS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

ISRAEL LIRA GONÇALVES

**ESTUDO DAS TENSÕES RESIDUAIS GERADAS NOS PROCESSOS DE
SOLDAGEM GTAW EM CHAPAS AHSS BASEADO NO MÉTODO DPC-ID**

Recife

2021

ISRAEL LIRA GONÇALVES

**ESTUDO DAS TENSÕES RESIDUAIS GERADAS NOS PROCESSOS DE
SOLDAGEM GTAW EM CHAPAS AHSS BASEADO NO MÉTODO DPC-ID**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Pernambuco, como requisito parcial para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Área de Concentração: Engenharia de Materiais e Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira.

Recife

2021

Catálogo na fonte
Bibliotecária Margareth Malta, CRB-4 / 1198

G635e	Gonçalves, Israel Lira. Estudo das tensões residuais geradas nos processos de soldagem GTAW em chapas AHSS baseado no método DPC-ID / Israel Lira Gonçalves. - 2021. 100 folhas, il., gráfs., tabs. Orientador: Prof. Dr. Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira. Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2021. Inclui Referências e Anexos. 1. Engenharia mecânica. 2. Tensões residuais. 3. Soldagem GTAW. 4. Deslocamento de pontos coordenados por imagens digitais. I. Ferreira, Ricardo Artur Sanguinetti (Orientador). II. Título. UFPE 621 CDD (22. ed.) BCTG/2021-100
-------	--

ISRAEL LIRA GONÇALVES

**ESTUDO DAS TENSÕES RESIDUAIS GERADAS NOS PROCESSOS DE
SOLDAGEM GTAW EM CHAPAS AHSS BASEADO NO MÉTODO DPC-ID**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Pernambuco, Centro de Tecnologia e Geociências, como pré-requisito para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.
Área de Concentração: Engenharia de Materiais e Fabricação.

Aprovada em: 26 / 02 / 2021.

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira (Orientador)
Universidade Federal de Pernambuco

Prof. Dr. Oscar Olímpio de Araújo Filho (Examinador Interno)
Universidade Federal de Pernambuco

Prof. Dr. Kleber Gonçalves Bezerra Alves (Examinador Interno)
Universidade Federal de Pernambuco

Prof. Dr. Tiago de Sousa Antonino (Examinador Externo)
Instituto Federal de Pernambuco

Prof. Dr. Pablo Batista Guimarães (Examinador Externo)
Instituto Federal de Pernambuco

AGRADECIMENTOS

Durante a confecção desta tese foram recebidos diversos auxílios e estímulos para sua elaboração, no qual desejo expressar os meus agradecimentos a todas as pessoas e instituições que possibilitaram a realização deste trabalho.

Sou grato a todos os professores, alunos e funcionários desta Universidade que participaram direta ou indiretamente na realização deste trabalho, em especial ao meu orientador, o qual tenho como exemplo de profissional, Prof. Dr. Ricardo Artur Sanguinetti, a quem coube a iniciativa e orientação deste trabalho, pela constante atenção e apoio que dedicou ao longo da sua execução, assim como meu grande amigo Paternak.

Dedico esta, bem como todas as minhas demais conquistas, aos meus amados pais Armando e Rosineide que me apoiaram durante todo percurso acadêmico, aos meus sobrinhos Arthur e Alice e ao meu ídolo e irmão Armando Júnior que me proporcionaram a melhor formação possível, tanto em caráter quanto intelectual, sem deixar de lado a ética e amor que tanto contribuiu para me motivar em todos os desafios.

Agradeço também a meus amigos e familiares que acompanharam de perto o desenvolver deste projeto.

Finalmente, agradeço a Camila Meneghini, pela paciência, pelo incentivo, pela força e principalmente pelo amor. Valeu a pena todo tempo, toda distância, todo sofrimento, todas as renúncias... Valeu a pena esperar... Pois hoje estamos colhendo, juntos, os frutos do nosso empenho!

RESUMO

As tensões residuais em chapas de Aços Avançados de Alta Resistência (AHSS) do tipo DP800 soldadas pelo processo *Gas Tungsten Arc Welding* (GTAW) foram analisadas por meio do Método de Deslocamento de Pontos Coordenados obtidos por Imagens Digitais (DPC-ID) e combinados com os dados adquiridos em uma mesa de medição por coordenadas. Para isso, chapas do aço AHSS (*Dual-Phase*), com dimensões 60 mm x 30 mm e 1,4 mm de espessura foram soldadas pelo processo GTAW com variação dos parâmetros de soldagem em torno das condições otimizadas (Velocidade: 2,5 mm/s; Corrente: 40 A) e tratamento térmico de 612 °C. Deste modo, foi possível estabelecer comparações entre um parâmetro dito padrão e suas variações. Após os processos de soldagem, foram realizadas marcações sobre a zona termicamente afetada (ZTA) e no cordão de solda, cujas coordenadas foram mapeadas a partir das imagens digitais geradas por microscopia ótica. Então, as chapas foram submetidas a um processo de alívio de tensão, onde ocorreram deslocamentos (escoamento) dos pontos em questão. A partir desses deslocamentos, as tensões residuais foram calculadas através da Lei de Hooke. Assim, foi possível evidenciar como a mudança de parâmetros de soldagem no processo GTAW influenciam de forma significativa as tensões residuais na peça soldada. Com o aumento da corrente de soldagem utilizado nos experimentos ocorreu um acréscimo na tensão residual na ordem 65,96%. Com o aumento da velocidade de soldagem implicou-se em uma redução gradativa nas tensões residuais médias na ordem de 25,25%. Com a intensificação do tratamento térmico observou-se uma ampliação das tensões residuais mensuradas, na ordem de 121,2%.

Palavras-chave: tensões residuais; soldagem GTAW; deslocamento de pontos coordenados por imagens digitais.

ABSTRACT

Residual stress in Advanced High Strength Steel (AHSS) sheets type DP800 welded by Gas Tungsten Arc Welding (GTAW) process were analyzed under the Displacement of Coordinate Points by Digital Images (DCP-DI) method in combination with data collected from a coordinate measuring machine. For the purpose, AHSS (Dual-Phase) steel plates 60 mm x 30 mm dimensioned and 1.4 mm thick were welded by GTAW process varying welding parameter in an optimized predefined process set up (Speed: 2,5 mm/s; Current: 40 A) and 612 °C heating treatment. Thus, it was possible to establish comparisons between a standard parameter and its variations. After the welding process, markings were made on the Heat Affected Zone (HAZ) and the also on the weld metal whose coordinates were mapped from optical microscopy digital images. Subsequently, these plates were subjected to a stress relief process in which displacements (flow) of the points under analysis have occurred. From these displacements, residual stress was calculated using Hooke's Law. Thus, it was possible to show how the change in welding parameters in the GTAW process significantly influenced the residual stress in the welded sheet. By enhancing the welding current in the experiments, an increase in the residual voltage around 65.96% could be observed. By enhancing welding speed, a gradual reduction in average residual stresses of 25.25% was implied. By enhancing heating treatment, an increase in the measured residual stresses around 121.2%.

Keywords: residual stress; welding parameters; displacement of coordinate points by digital images.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Evolução da aplicação dos aços de alta resistência (HSS e AHSS), na indústria automobilística	17
Figura 2 – Esquemático mostrando ilhas de martensita em uma matriz ferrítica	18
Figura 3 – Curva tensão versus deformação de engenharia de aços DP	19
Figura 4 – Exemplos de aplicação dos aços bifásicos (DP) em veículos	20
Figura 5 – Representação esquemática do processo de soldagem TIG	22
Figura 6 – Equipamento para soldagem TIG.....	24
Figura 7 – Esquema de iteração mecânica/térmica/metalúrgica de origem das tensões residuais.....	26
Figura 8 – Superposição das tensões residuais dos tipos I, II e III.....	28
Figura 9 – Tensões residuais típicas em soldagem de chapas.	30
Figura 10 – Desenvolvimento de TR longitudinais durante a soldagem.....	31
Figura 11 – Distribuição típica de TR em uma solda de topo.	32
Figura 12 – Distribuição de tensões residuais devido à contração em uma junta de topo	33
Figura 13 – Difração de Raios-X pelos átomos (A-A' e B-B')	36
Figura 14 – Varredura da superfície da amostra	37
Figura 15 – Deslocamento dos picos de difração.....	37
Figura 16 – Modelo de tensões no estado plano.....	38
Figura 17 – Rosetas triaxiais utilizadas no método do furo cego (<i>Hole-drilling</i>)	39
Figura 18 – Ponte de Wheastone resistiva, com excitação e leitura em tensão (V0)	40
Figura 19 – Representação por anéis deformados, do efeito do alívio de tensões do método do furo	41
Figura 20 – Marcação superficial na chapa.....	43
Figura 21 – Gráfico da tensão residual na junta versus temperatura	45
Figura 22 – Chapa de teste do aço <i>Dual Phase</i> (DP800)	46
Figura 23 – Principais etapas para aplicação do método DPC-ID em processos de soldagem.....	49
Figura 24 – Processo de soldagem GTAW	50
Figura 25 – Suporte de fixação de soldagem	50
Figura 26 – Suporte de fixação de Soldagem	51
Figura 27 – Marcação dos pontos coordenados	52

Figura 28 – Disposição dos pontos coordenados.....	52
Figura 29 – Marcação dos pontos coordenados	53
Figura 30 – Imagens obtidas para formação da imagem final.....	53
Figura 31 – Montagem (Amostra 10).....	55
Figura 32 – Imagem amostra 10	56
Figura 33 – Dilatômetro NETZSCH DIL402PC.....	57
Figura 34 – Definição das coordenadas das marcações.....	58
Figura 35 – Forno Mufla JUNG micro processado – LF2312.	58
Figura 36 – Definição das coordenadas de marcação da Chapa C1	60
Figura 37 – Máquina de medição por coordenadas, modelo HEXAGON.....	61
Figura 38 – Curva de dilatometria aço <i>Dual Phase</i> DP-800.....	62
Figura 39 – Tensões residuais resultantes dos pontos coordenados paralelos ao cordão de solda da Chapa 1 [Mpa].....	64
Figura 40 – Tensões residuais longitudinais dispostas transversalmente ao cordão de solda da Chapa 1 [Mpa]	65
Figura 41 – Gráfico comparativo das tensões residuais resultantes dispostas transversalmente ao cordão de solda obtidas pelos métodos DPC e DPC- ID.....	67
Figura 42 – Comportamento dos pontos coordenados paralelos ao cordão de solda com variação da temperatura de tratamento térmico [MPa].....	69
Figura 43 – Influência da temperatura de tratamento térmico nas tensões residuais resultantes – Média dos pontos paralelos ao cordão de solda.....	71
Figura 44 – Comportamento do deslocamento dos pontos das Chapas de 1 a 4	71
Figura 45 – Tensões residuais longitudinais dispostas transversalmente ao cordão de solda das Chapa 1 e 4 (Variação da temperatura de tratamento térmico)	72
Figura 46 – Influência da corrente de soldagem nas tensões residuais resultantes – Média dos pontos paralelos ao cordão de solda	74
Figura 47 – Tensões residuais longitudinais dispostas transversalmente ao cordão de solda das Chapa 5 e 7 (Variação da corrente de soldagem).....	75
Figura 48 – Comportamento dos pontos coordenados paralelos ao cordão de solda com variação da velocidade de soldagem [MPa]	76

Figura 49 – Influência da velocidade de soldagem nas tensões residuais resultantes	
– Média dos pontos paralelos ao cordão de solda	77
Figura 50 – Aporte térmico x Tensões residuais resultantes médias	79

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Processos de soldagem por fusão	21
Tabela 2 – Comparação dos principais métodos não destrutivos para medição das TR's	35
Tabela 3 – Composição química máxima do aço <i>Dual Phase</i> - 800	46
Tabela 4 – Propriedades mecânicas do aço <i>Dual Phase</i> - 800.....	47
Tabela 5 – Parâmetros de soldagem e temperatura de tratamento térmico utilizados	48
Tabela 6 – Parâmetros dos experimentos.....	48
Tabela 7 – Temperaturas e tempos de tratamento	59
Tabela 8 – Parâmetros de soldagem Chapa C1	59
Tabela 9 – Parâmetros de soldagem para chapa padrão	63
Tabela 10 – Tensões residuais dos pontos paralelos ao cordão de solda	63
Tabela 11 – Tensões residuais dos pontos dispostos transversalmente ao cordão de solda.....	65
Tabela 12 – Tensões residuais resultantes dispostas transversalmente cordão de solda obtidas pelos métodos DPC e DPC-ID (Chapa C1).....	66
Tabela 13 – Tensões residuais resultantes dos pontos paralelos ao cordão de solda para mudança de tratamento térmico.....	70
Tabela 14 – Tensões residuais resultantes dos pontos paralelos ao cordão de solda para mudança de corrente de soldagem.....	73
Tabela 15 – Tensões residuais resultantes dos pontos paralelos ao cordão de solda para mudança de velocidade de soldagem	77
Tabela 16 – Parâmetros de processo	78

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	12
2	OBJETIVOS	15
2.1	OBJETIVO GERAL.....	15
2.2	OBJETIVOS ESPECÍFICOS	15
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	17
3.1	AÇO AHSS	17
3.2	SOLDAGEM	20
3.2.1	Processo de soldagem GTAW.....	21
3.2.2	Energia de Soldagem	24
3.3	TENSÕES RESIDUAIS	26
3.3.1	Origem das Tensões Residuais.....	28
3.3.2	Tensões Residuais Devido aos Processos de Soldagem	29
3.4	MÉTODOS DE MEDIÇÕES DE TENSÕES RESIDUAIS	33
3.4.1	Método de Difração de Raios-X	35
3.4.2	Método do furo Cego.....	38
3.4.3	Método DPC	41
3.5	TRATAMENTO TÉRMICO NO ALÍVIO DE TENSÕES (TTAT)	43
4	MATERIAIS E MÉTODOS.....	46
4.1	MATERIAIS	46
4.1.1	Consumível e eletrodo de soldagem.....	47
4.2	MÉTODOS	47
4.2.1	Determinação das tensões residuais através do Deslocamento de Pontos em Imagens Digitais.....	49
4.2.2	Procedimentos de Soldagem.....	49
4.2.3	Procedimento de marcação para a medição por coordenadas por imagens digitais	51
4.2.4	Procedimento de mapeamento da superfície por análise de imagens	53
4.2.5	Montagem da Imagem final e calibração das distâncias.....	54
4.3	ENSAIO DE DILATOMETRIA.....	56
4.3.1	Procedimento de medição das distâncias.....	57
4.3.2	Procedimento de tratamento térmico	58

4.3.3	Ensaio pelo método de Deslocamento de Pontos Coordenados (DPC) ..	59
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES	62
5.1	DETERMINAÇÃO DAS TEMPERATURAS DE TRATAMENTO TÉRMICO DE ALÍVIOS DE TENSÕES	62
5.2	DETERMINAÇÃO DAS TENSÕES RESIDUAIS ATRAVÉS DO DESLOCAMENTO DE PONTOS EM IMAGENS DIGITAIS	63
5.3	COMPARAÇÃO DAS TENSÕES RESIDUAIS OBTIDAS ATRAVÉS DO MÉTODO DPC E DPC-ID	66
5.4	INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA NO TRATAMENTO DE ALÍVIOS DE TENSÕES	68
5.5	INFLUÊNCIA DO AUMENTO DA CORRENTE DE SOLDAGEM NAS TENSÕES RESIDUAIS	72
5.6	INFLUÊNCIA DO AUMENTO DA VELOCIDADE DE SOLDAGEM NAS TENSÕES RESIDUAIS	75
5.7	INFLUÊNCIA DO APORTE TÉRMICO	77
6	CONCLUSÃO	81
7	SUJESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS	82
	REFERÊNCIAS	83
	ANEXO A - CHAPA 1	89
	ANEXO B – CHAPA 2	90
	ANEXO C – CHAPA 3	91
	ANEXO D – CHAPA 4	92
	ANEXO E – CHAPA 5	93
	ANEXO F – CHAPA 6	94
	ANEXO G – CHAPA 7	95
	ANEXO H – CHAPA 8	96
	ANEXO I – CHAPA 9	97
	ANEXO J – CHAPA 10	98
	ANEXO K – CHAPA C1 METODOLOGIA DPC	99
	ANEXO L – CHAPA C1 METODOLOGIA DPC-ID	100

1 INTRODUÇÃO

O aço é o material estrutural de maior relevância por sua versatilidade e ampla capacidade produtiva, no qual são utilizados na indústria automobilística como a principal matéria prima aplicada à fabricação de veículos e motocicletas. O desenvolvimento de novos materiais, buscando alta resistência mecânica, redução de peso e maior capacidade de absorção de impacto, tem proporcionado inúmeros estudos, desde a crise do petróleo na década de setenta (RODRIGUES, 2018).

Dentre os aços de alta resistência, atualmente em estudo e projetados para a aplicação na indústria automobilística, estão os “*Dual-Phase*”, também conhecidos como bifásicos. Esses comumente contêm duas fases microestruturais: uma matriz ferrítica e martensita nos contornos de grãos. A matriz ferrítica confere a boa ductilidade desses aços, ao passo que a martensita contribui para a alta resistência mecânica dos mesmos. O potencial dos aços bifásicos, como substituto barato e de qualidade para estes materiais em utilização corrente na indústria é enorme, o que justifica um estudo mais aprofundado dos fatores relacionados aos processos de fabricação aos quais estes estarão sujeitos (WOLF, 2008).

A soldagem é o mais importante e comum processo de fabricação disponível para unir elementos mecânicos. Sua vasta gama de procedimentos oferece grande versatilidade, cuja aplicação pode variar desde pequenos componentes até a indústria automobilística, tendo em cada método peculiaridades a serem cuidadosamente escolhidas para uma aplicação específica em projetos (MICALLI JR et al. 2002).

Os processos de soldagem são utilizados visando também à recuperação de peças desgastadas, para a formação de revestimentos, com características especiais sobre superfícies metálicas, e para cortes. Sua ampla utilização está associada a diversos fatores, em particular, com a sua relativa simplicidade operacional. Entretanto, a soldagem pode ser muitas vezes considerada um processo “traumático” pois envolve a aplicação de uma elevada densidade de energia em um pequeno volume do material, o que leva a distorções e alterações estruturais (MODENESI, MARQUES, 2006).

Devido às buscas constantes na melhoria da qualidade e do entendimento dos defeitos gerados nos procedimentos de manufatura, as empresas começaram a valorizar fatores não considerados determinantes no seu regime produtivo, como por

exemplo, as tensões residuais (TR) oriundas dos processos, no qual tem impacto direto na vida útil de seus equipamentos.

Os tratamentos térmicos são os mais aplicados e eficientes para reduzir tais TR ou distorções, no qual são fatores necessários para manter ou restaurar as propriedades do metal de base afetado. A eficiência desses tratamentos depende basicamente da temperatura e do tempo de permanência a fim de minimizar ou reduzir o estado de tensões (GONÇALVES, 2015).

Macherauch & Kloos (1987), definiram TR como “tensões autoequilibradas existentes nos materiais na ausência de carregamento externo, deslocamentos ou gradientes de temperatura”. A determinação das tensões residuais pode ser realizada por diversos procedimentos experimentais, tais como as técnicas baseadas no furo cego, difração de raios-X, método de Deslocamento de Pontos Coordenados (DPC), difração de nêutrons e ultrassom, que podem envolver procedimentos não destrutivos ou destrutivos (CALLE, 2004).

Sob o aspecto metrológico pode-se dizer que tensões residuais são grandezas macroscópicas, microscópicas e submicroscópicas, cujos valores variam de zero até valores superiores à tensão de escoamento do material. Estes campos de TR oriundos de boa parte dos processos de fabricação podem ser trativos ou compressivos e variam de ponto para ponto. Na prática as grandezas usualmente medidas são as duas tensões principais atuantes na superfície da peça e em sua direção principal (SIQUEIRA FILHO et al., 2013).

É necessário conhecer o nível de TR para a qualificação dos procedimentos que introduzem grande quantidade de tensões residuais, tais quais jateamento, soldagem, granalhamento, trabalho a frio, fundição, usinagem, tratamentos térmicos, entre outros. A maneira mais simples de determinar o nível de TR existente em um componente seria através de modelos analíticos ou numéricos. Entretanto, as descon siderações das variações mecânicas ou metalúrgicas nos métodos teóricos (inexistência dos valores das propriedades termomecânicas em função da temperatura) geram grandes variações, por isso na maioria das situações de soldagem, a determinação analítica ou numérica torna-se inviável e os métodos experimentais assumem grande importância (RODACOSKI, 2002).

No caso da soldagem, as tensões residuais são introduzidas no material pelo elevado gradiente de temperatura devido ao aquecimento e resfriamento não

uniforme. As três principais fontes para a produção das tensões residuais no processo de soldagem são decorrentes da contração no resfriamento, ao resfriamento superficial intenso e à transformação de fases (MODENESI, 2008).

Para tal, neste trabalho, foi aplicada, a metodologia patenteada DPC-ID com número de registro BR10201901142, uma alternativa de baixo custo para aferição de tensões residuais. A presente contribuição refere-se a um estudo experimental sobre a influência dos procedimentos de soldagem e de seus respectivos parâmetros em juntas de um aço AHSS, utilizado na indústria automobilística. Tal análise é realizada em quatro etapas, processo de soldagem, medição dos pontos coordenados através da metodologia de imagens digitais, tratamento térmico de alívio de tensões e a remediação dos pontos após deslocamento.

2 OBJETIVOS

Nesta seção discrimina-se o principal objetivo da pesquisa bem como as principais etapas executadas para alcançá-lo.

2.1 OBJETIVO GERAL

O presente trabalho tem como objetivo geral, o estudo da influência dos parâmetros de soldagem do processo GTAW nas tensões residuais de juntas soldadas de aços AHSS, medidas através da metodologia de Deslocamento de Pontos Coordenados por Imagens Digitais (DPC-ID) e validá-la por meio de comparações com o método de Deslocamento de Pontos Coordenados (DPC) já validado pelo método de difração de Raios-X (Siqueira Filho, 2013).

2.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Para atingir o objetivo proposto foi definido um conjunto de objetivos específicos importantes para o desenvolvimento desta pesquisa.

- a) Fabricar juntas soldadas através do processo GTAW utilizando diferentes parâmetros de soldagem;
- b) Determinar as coordenadas dos pontos marcados utilizando metodologia de sobreposição de imagens por microscopia ótica e medir seus deslocamentos após tratamento térmico;
- c) Examinar a temperatura de tratamento térmico através do ensaio de Dilatometria;
- d) Calcular os valores das tensões residuais na condição de estado plano através dos deslocamentos dos pontos coordenados;

- e) Comparar os valores das tensões residuais obtidas pelo método DPC-ID (imagens digitais) com os valores obtidos pelo método DPC (mesa de medição por coordenadas);
- f) Analisar a influência da temperatura no tratamento térmico de alívio de tensões;
- g) Verificar a influência da corrente e da velocidade de soldagem nas tensões residuais.

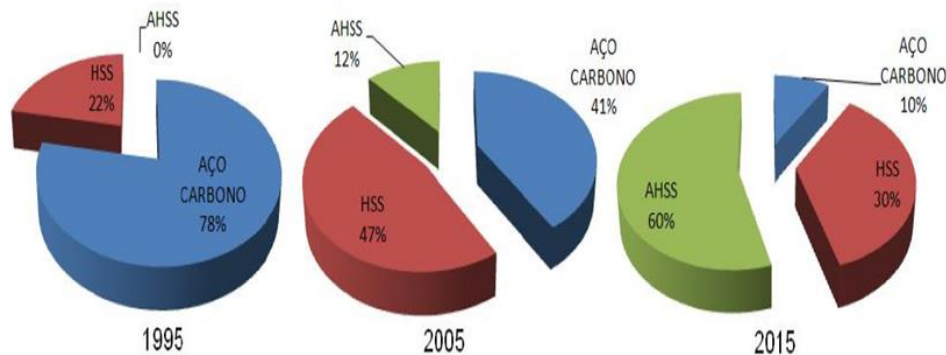
3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 AÇO AHSS

Os incessantes esforços na busca por redução de peso, economia de combustível e aumento da segurança dos veículos tem levado à introdução de novos materiais na indústria automobilística. Dentre estes, os aços *Dual-Phase* tem ganhado importância, pela combinação de alta resistência mecânica, ductilidade e conformabilidade (MARYA; GAYDEN, 2005).

Apesar da tecnologia de fabricação dos aços *Dual-Phase* não ser recente, sua aplicação na indústria automobilística praticamente se manteve inexistente até por volta do ano 2000 (Figura 1). Entretanto, devido às exigências de controle na emissão de poluentes (obtida através da redução de peso na estrutura dos automóveis) e à segurança dos ocupantes (obtida através da utilização de estruturas com boa capacidade de absorção de impacto), é que os mesmos vêm ganhando importância e aplicação crescente na indústria (TUMULURU, 2006).

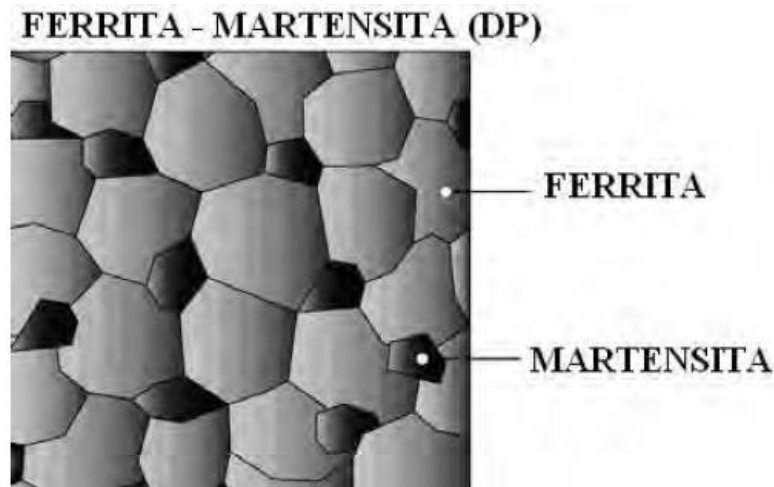
Figura 1 – Evolução da aplicação dos aços de alta resistência (HSS e AHSS), na indústria automobilística



Fonte: Tumuluru (2006).

Os aços bifásicos ou comumente conhecidos como “Dual Phase” (DP), consistem de uma matriz ferrítica (responsável pela propriedade de ductilidade e conformabilidade) contendo uma segunda fase martensítica em forma de ilhas dispersas (responsáveis pela sua alta resistência) como ilustra a Figura 2 (PEREIRA, 1992).

Figura 2 – Esquemático mostrando ilhas de martensita em uma matriz ferrítica



Fonte: ADVANCED HIGH STRENGTH STEEL (2009).

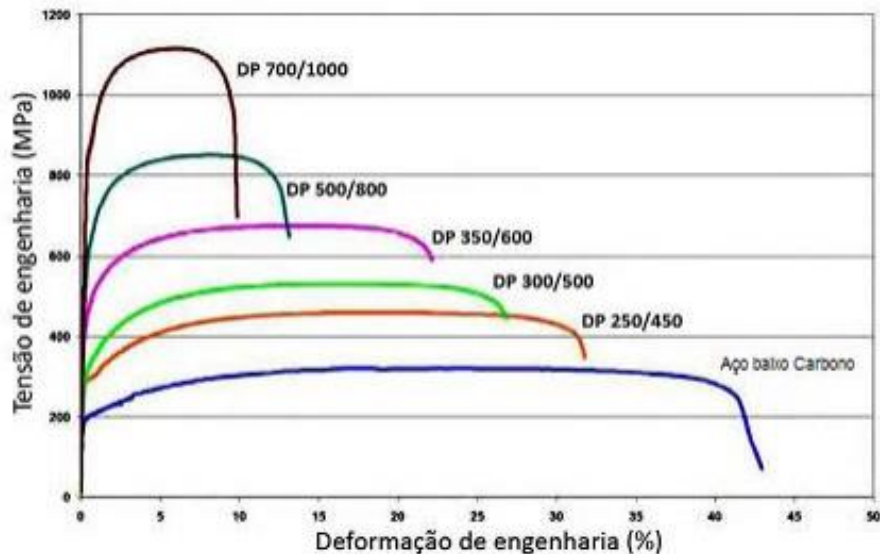
A fase ferrítica é geralmente contínua, conferindo excelente ductilidade a estes aços. Quando estes aços deformam, a deformação é concentrada na fase ferrítica de menor resistência envolvendo as ilhas de martensita, criando uma taxa de encruamento excepcional. A taxa de encruamento somada a um excelente alongamento confere aos aços DP um limite de resistência à tração maior quando comparado a aços convencionais com limite de elasticidade semelhante (SPEER, 2005).

As propriedades mecânicas deste grupo de aços não são determinadas apenas do teor das fases de ferrita e martensita, mas também dos tamanhos de grãos, fração volumétrica, distribuição, morfologia, teor de carbono na fase martensítica e precipitação de carbonetos na ferrita. Tamanhos de grãos pequenos e alta fração volumétrica de martensita tendem a aumentar a resistência à tração, porém a precipitação de carbonetos pode reduzir a ductilidade nos aços bifásicos com alto teor de martensita. A precipitação de carbonetos na fase ferrítica pode também aumentar a resistência à tração nos aços bifásicos (TEIXEIRA, 2009).

Analisando a curva tensão *versus* deformação de um aço, podem-se comparar as suas características em relação ao aço de alta resistência e baixa liga, permitindo que diferentes tipos de aços sejam comparados. Na curva de engenharia é possível observar a tensão máxima de resistência, alongamento uniforme, alongamento total, em alguns casos ela realça o escoamento, assim como outras características de deformação (LAJARIN, 2012).

Na Figura 3 tem-se diversas curvas tensão versus deformação de engenharia, para diferentes aços DP. Uma curva de aço com baixo teor de carbono está incluída no gráfico com propósito de referência. Isto permite comparar os parâmetros de conformação, como a carga de prensa, que é necessária para estampar esses materiais.

Figura 3 – Curva tensão versus deformação de engenharia de aços DP



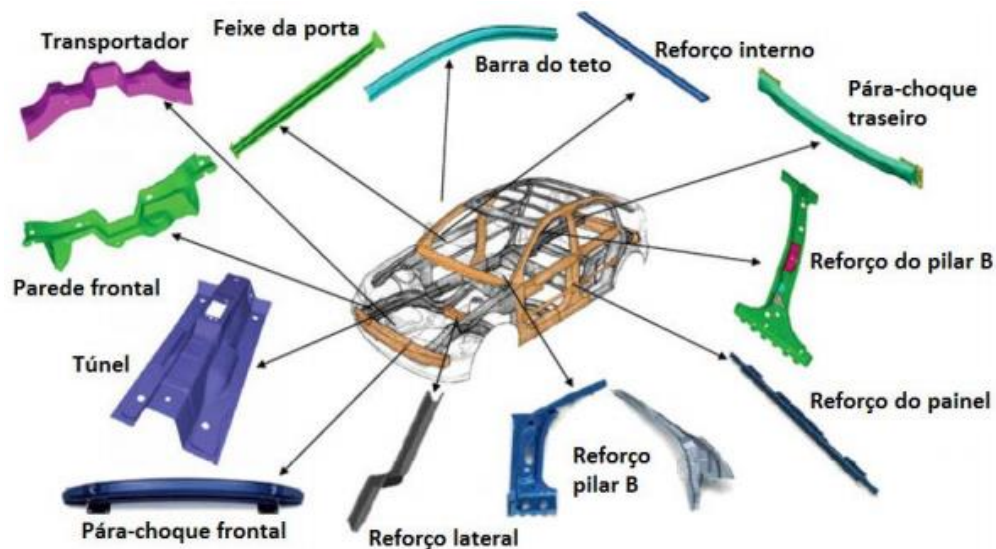
Fonte: IISI (2005).

Pode ser observado que os aços DP proporcionam resistência muito maior que os aços com baixo teor de carbono, aliada a uma boa capacidade de alongamento. É possível notar também o alto encruamento inicial ocorrido logo após a transição do ponto de escoamento. Isso demonstra a capacidade desses materiais ganharem incremento de resistência mesmo com pequenos percentuais de deformação (WorldAutoSteel, 2009).

Os aços bifásicos têm a características de absorver mais energia (teste de impacto - *crash test*) quando comparada com os aços convencionais. Isto porque apresentam maior limite de resistência (maior área da curva tensão-deformação) e alta taxa de encruamento na fase homogênea da deformação. A microestrutura bifásica também aumenta a resistência a fadiga comparada com aços convencionais devido às partículas de martensita retardarem a propagação das trincas de fadiga (TAISS, 2010).

Devido ao fato de os aços bifásicos apresentarem alta ductilidade e resistência a tração, eles possuem grande potencial para aplicação em diversos setores da indústria, principalmente na automotiva. Na indústria automotiva, podem ser aplicados em aros e discos de rodas, fabricação de polias, componentes da coluna de direção, suporte de molas, armação do assento, para-lamas, partes externas das portas, partes internas dos painéis, itens de segurança, entre outros (PEREIRA, 1992). Na Figura 4, é possível observar alguns exemplos de aplicação dos aços DP em veículos.

Figura 4 – Exemplos de aplicação dos aços bifásicos (DP) em veículos



Fonte: ARCELORMITTAL CATALOG (2010).

3.2 SOLDAGEM

De acordo com a Sociedade Americana de Soldagem (*American Welding Society - AWS*), a soldagem visa obter a coalescência localizada produzida através do aquecimento, até uma temperatura adequada, com ou sem a aplicação de pressão ou materiais de adição. Porém, muitos processos de soldagem ou variações são usados para a deposição de material sobre uma superfície visando à recuperação de peças desgastadas ou para a formação de um revestimento com características especiais. Diferentes processos relacionados à soldagem são utilizados para o corte ou para o recobrimento de peças e por isso, muitos aspectos destes processos são juntamente abordados (MODENESI, MARQUES, 2006).

Dentre os diversos processos existentes, destaca-se um número de processos por fusão os quais podem ser separados em subgrupos de acordo com o tipo de fonte de energia utilizada. A Tabela 1 mostra a relação entre os principais processos de soldagem por fusão com suas características e aplicações.

Tabela 1 – Processos de soldagem por fusão

PROCESSO	FONTES DE CALOR	TIPO DE CORRENTE E POLARIDADE	AGENTE PROTETOR OU DE CORTE	OUTRAS CARACTERÍSTICAS	APLICAÇÕES
Soldagem por eletroescória	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 ou semiautomática. 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 semiautomático	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. ou semiautomática. 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 ($>10^{-4}$ 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	Soldagem automática. Não há transferência de metal. Feixe de elétrons focalizado em um pequeno ponto.	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

Fonte: Modenesi, Marques (2000).

3.2.1 Processo de soldagem GTAW

O processo GTAW (*Gas Tungsten Arc Welding*) teve sua investigação inicial na década de 1920, porém, foi intensificada com o início da Segunda Grande Guerra

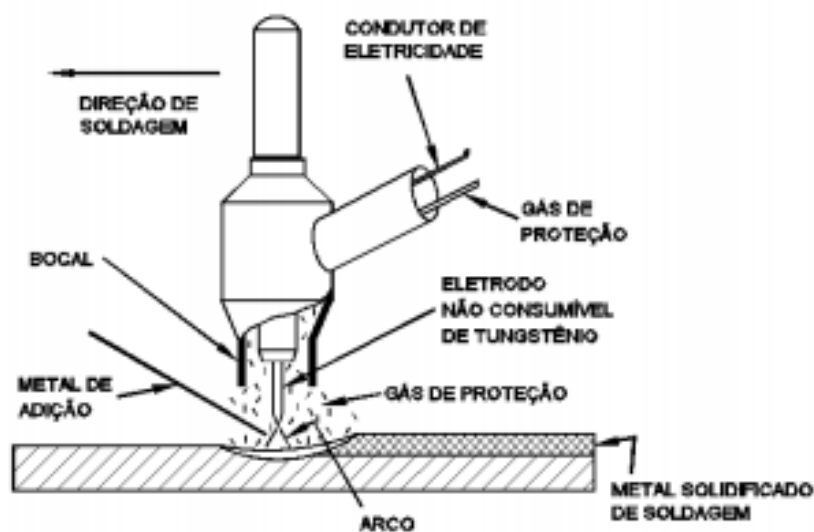
para aperfeiçoar a soldagem de materiais de fácil oxidação, como o alumínio e o magnésio, em assentos de aviões. Atualmente além do Alumínio e Magnésio, o processo é amplamente utilizado para soldagem de ligas de Titânio, Aços Inoxidáveis, entre outros (BRANDI, 1992).

O processo consiste na utilização de um eletrodo não consumível (ou virtualmente consumível) de Tungstênio protegido por gases inertes, normalmente o Argônio, o Hélio, ou uma mistura desses gases fornecidos através da tocha de soldagem. O arco elétrico é formado entre um eletrodo de Tungstênio não consumível e a peça de trabalho, pela passagem da corrente elétrica através do gás de proteção ionizado (AZEVEDO, 2006).

De acordo com a AWS (1994), o eletrodo de Tungstênio não participa da formação da solda, tendo como função exclusivamente a manutenção do arco a elevadas temperaturas. Na soldagem TIG, pode-se adicionar material ou não, quando não, a soldagem é denominada “autógena”. A soldagem autógena é adequada na união de tubulações bem como na união de chapas com tubos. Em componentes de pequena espessura permite a realização de soldas com um bom acabamento e um alto nível de qualidade através de ajustes nos parâmetros de soldagem (LUCAS, 1996).

A Figura 5 ilustra o processo de soldagem TIG, também conhecido por GTAW.

Figura 5 – Representação esquemática do processo de soldagem TIG



Fonte: Neto (2012).

O modo de operação mais usual da utilização do método de soldagem é o manual. A mecanização da operação não apresenta muitas dificuldades, o que permite obter um processo de soldagem TIG com operação semiautomática ou automática (TEIXEIRA, 2011).

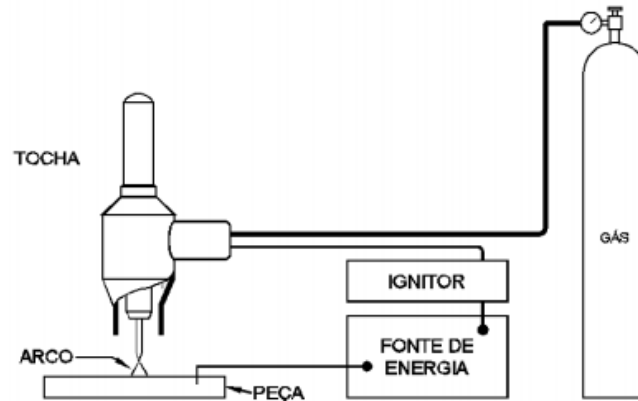
O eletrodo de Tungstênio pode apresentar pequenas quantidades de óxidos de metais diferentes, particularmente de Tório, Cério ou Tântalo. Os óxidos exercem a função de facilitar a emissão de elétrons pelo eletrodo (MODENESI, 2000). O arco elétrico neste processo é bastante estável, suave produzindo soldas com boa apresentação e acabamento exigindo pouco ou até nenhuma limpeza pós-soldagem (NETO, 2012)

O excelente controle da energia transferida para a peça durante a soldagem é uma das principais características desse processo, permitindo a soldagem de materiais considerados de difícil soldabilidade com bons resultados. Ocorre por meio do controle independente que o operador tem da fonte de calor e do metal de adição, que torna o processo adequado para a soldagem de peças de pequena espessura. A ausência de escória permite uma boa visibilidade ao soldador durante o processo, e não gera fumos nocivos. Além disso, o arco elétrico não gera salpicos, pois não há transferência de metal (MODENESI, 2000).

Ainda, destaca-se a possibilidade de se soldar grande gama de tipo de materiais, com ampla faixa de espessuras, tendo fonte de calor concentrada minimizando distorções ao material soldado. Porém, possui, em geral, uma baixa taxa de deposição (que pode ser melhorada com técnicas especiais, por exemplo, o uso de arame quente) e um baixo rendimento produtivo devido à baixa penetração do processo e alto custo do equipamento quando comparado a outros processos convencionais (WAINER, 2004).

O equipamento usado na soldagem TIG é constituído de uma fonte de energia elétrica, normalmente um transformador-retificador, uma tocha de soldagem refrigerada a ar ou água, uma fonte de gás de proteção, um dispositivo para abertura do arco, cabos e mangueiras (Neto, 2012). A Figura 6 ilustra, esquematicamente, uma representação do equipamento do processo de soldagem TIG.

Figura 6 – Equipamento para soldagem TIG



Fonte: Neto (2012).

Algumas das variáveis primárias do processo TIG são: tensão elétrica, corrente elétrica, velocidade de avanço e gás de proteção. A fonte de energia usada é do tipo corrente constante podendo ser contínua, alternada ou pulsada de acordo com a aplicação (MARQUES, 2011).

Segundo a AWS (1994) o processo tem como vantagens quando comparado com a processos de soldagem a arco uma: qualidade superior do cordão de solda, comumente livre de defeitos; possibilidade de uso de forma autógena (sem metal de adição) em velocidade alta; excelente controle para a execução do passe de raiz; bom controle das variáveis de soldagem; possibilidade de ser utilizado em uma grande variedade de metais.

O processo tem como desvantagens a limitação da espessura dos materiais que podem ser soldados em um único passe, a elevada sensibilidade da geometria do cordão de solda às variações na composição química do metal base e a baixa produtividade (LUCAS, 1996).

3.2.2 Energia de Soldagem

O interesse térmico na operação de soldagem é, sobretudo, o de consentir a interpretação e prevenção dos fenômenos metalúrgicos no qual a operação está englobada. Nos processos de soldagem, o cordão de solda e a zona termicamente afetada passam por ciclos térmicos que variam de acordo com suas disposições em relação à fonte de calor ou ao arco formado. Os pontos mais próximos da fonte de calor experimentam temperaturas mais elevadas e por tempos mais longos e todo

esse efeito é influenciado pelo cálculo da energia de soldagem, ou aporte térmico.

O aporte térmico (*heat input*) total é definido pela Equação 3.1.

$$H_t = \frac{V \cdot I}{v} \quad (3.1)$$

Na equação (3.1), tem-se:

$H_t \rightarrow$ Aporte de calor [J/mm];

$V \rightarrow$ Tensão no arco [V];

$I \rightarrow$ Corrente de soldagem [A];

$v \rightarrow$ Velocidade de soldagem [mm/s].

Entretanto, a energia produzida na soldagem não é totalmente transferida para a peça. Para cada processo define-se um coeficiente η de eficiência de transferência de energia, no qual depende do processo e das condições de soldagem:

- a) Arco submerso 85 a 98%;
- b) MIG/MAG 75 a 95%;
- c) Eletrodo revestido 70 a 85%;
- d) TIG (CC-) 50 a 80%;
- e) TIG (CA) 20 a 50%;
- f) Laser (LBW) 0,005 a 70%.

De acordo com o manual da ESAB (2005). Assim, o aporte de calor líquido é definido por:

$$H_t = \eta \frac{V \cdot I}{v} \quad (3.2)$$

Na equação (3.2) tem-se:

$H_t \rightarrow$ Aporte de calor líquido [J/mm];

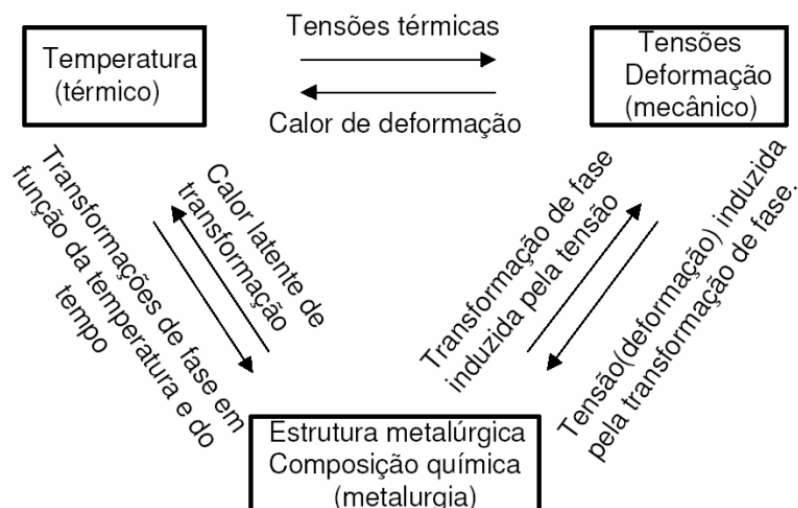
$\eta \rightarrow$ Eficiência térmica do processo;

3.3 TENSÕES RESIDUAIS

Macherauch & Kloos (1987), definiram tensões residuais como tensões autoequilibradas existentes nos materiais na ausência de carregamento externo, deslocamentos ou gradientes de temperatura. Portanto, todas as tensões residuais tem origem em deformações plásticas distribuídas de forma irregular, e estas podem ser geradas de forma mecânica, térmica ou metalúrgica (CALLE, 2004).

De acordo com Calle e Alves (2009) as tensões residuais em um material são geradas de forma mecânica, produzidas por deformações plásticas não uniformes provocados por processos de esforço mecânico. As de origem térmica são consequência do aquecimento ou esfriamento não homogêneo do material provocado pelos gradientes de temperatura. As tensões residuais de origem metalúrgica estão associadas com reações químicas, precipitações e transformações de fase produzidas por tratamentos térmicos e a exposição a produtos químicos na superfície do material. Porém, estas três fontes podem interagir entre si, de maneira que as tensões residuais podem ser consequência de mais de uma delas (CALLE, 2004), Figura 7.

Figura 7 – Esquema de interação mecânica/térmica/metalúrgica de origem das tensões residuais



Fonte: Calle (2004).

É possível agrupar as tensões residuais em três tipos principais de acordo com a porção de material na qual elas podem ser observadas no qual a classificação mais

comum dos tipos de tensões residuais existentes está definida na literatura quanto à área de abrangência (CHUVAS, 2012):

a) Tensões residuais do tipo I:

São tensões residuais a níveis macroscópicos, consideradas quase homogêneas na escala de vários grãos e equilibradas nos limites de todo os materiais. Os exemplos típicos destas tensões residuais são apresentados em sua maioria em materiais deformados plasticamente de maneira não uniforme, como barras sujeitas a dobramento além do limite elástico, processos de laminação, gradientes térmicos e têmpera em aço.

b) Tensões residuais do tipo II:

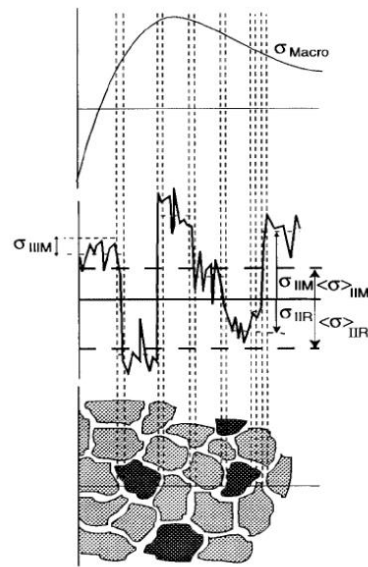
São tensões residuais a níveis microscópicos, consideradas quase homogêneas na escala de um grão e equilibrados nos limites dos contornos de alguns grãos do material. Podem ocorrer em interfaces entre fases e partículas precipitadas e a matriz.

c) Tensões residuais do tipo III:

São tensões residuais a níveis submicroscópicas, heterogêneas na escala de algumas distâncias interatômicas e equilibradas nos limites de algumas células unitárias. Ocorrem nos materiais metálicos sujeitos a processos que produzam descontinuidades na rede cristalina, tais como, vazios, impurezas e falhas de empilhamento, entre outros.

A superposição das tensões residuais dos tipos I, II e III determina o estado total de tensões residuais em um ponto particular do material conforme ilustra a Figura 8.

Figura 8 – Superposição das tensões residuais dos tipos I, II e III



Fonte: Chuvas (2012).

3.3.1 Origem das Tensões Residuais

De acordo com Macherauch & Kloos (1987) a origem das tensões residuais é variada e pode ser decomposta em três categorias:

a) Processamento ou carregamento mecânico:

São as geralmente causadas por gradiente de deformação plástica devido à ação mecânica.

b) Transformação de fase:

São as que ocorrem quando há variação heterogênea de volume causada por mudanças de fases.

c) Efeitos térmicos:

São decorrentes da deformação plástica heterogênea durante aquecimento ou resfriamento não uniforme.

As tensões residuais ainda podem ser ocasionadas por diversas solicitações atuando de forma combinada ou individualmente.

3.3.2 Tensões Residuais Devido aos Processos de Soldagem

De acordo com a AWS (1994), as tensões residuais na soldagem são tensões existentes nas junções soldadas sem a atuação de forças ou momentos externos e formam-se com o decorrer do processo de soldagem e durante o resfriamento, como consequência de deformações temporárias, locais e heterogêneas, em escala macroscópica e microscópica do cordão de solda, na zona termicamente afetada pelo calor (ZTA) e no material de base (MB).

As tensões residuais intrínsecas ao processo de soldagem são funções de diversas variáveis como os parâmetros utilizados na execução do cordão, o número de passes a serem depositados, aplicações a geometria do cordão e da junta, composição química dos metais de base e de adição, restrição à dilatação térmica, etc.

De acordo com Silva (2005) durante o processo de soldagem e o início da solidificação da poça de fusão criam-se tensões térmicas nas regiões vizinhas ao cordão de solda, devido aos grandes gradientes de temperatura que variam com a posição e o tempo. Com a continuidade do resfriamento da junção soldada, as tensões térmicas continuam variando com a posição e o tempo e tendendo a aumentar, mas são sempre limitadas pela tensão de escoamento a quente do material na temperatura local a cada instante. Durante o resfriamento até a temperatura ambiente, com variações de temperatura e tensões térmicas, ocorrem também fenômenos metalúrgicos e mecânicos tais como: deformação plástica e transformação de fase. Todos estes efeitos podem gerar tensões residuais na junção soldada.

Genericamente, pode-se dizer que a determinação do nível de tensões residuais geradas por um processo de soldagem em uma geometria determinada torna-se, portanto, uma tarefa complexa e necessariamente possível de análise pelos aspectos da simulação numérica, associados com resultados experimentais.

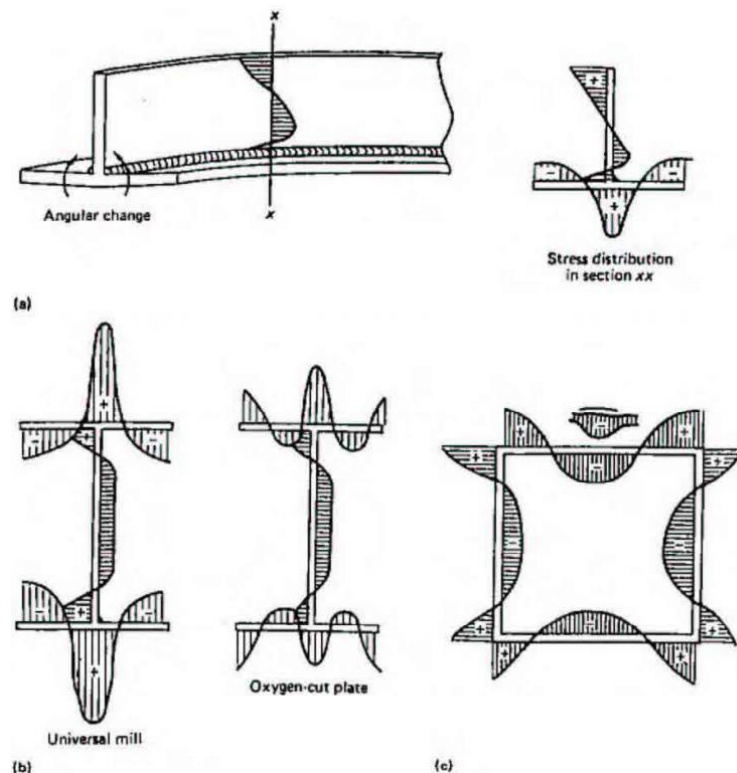
As três principais fontes de geração de TR em soldagem são:

- a) Restrição a contração e a dilatação, durante o resfriamento do material com diferentes temperaturas e níveis de plastificação devido à operação de soldagem;

- b) Resfriamento mais acelerado das superfícies da peça soldada (altas taxas de resfriamento);
- c) Transformação de fases metalúrgicas.

As tensões residuais nas soldagens podem ter dois efeitos principais: produção de distorções e/ou causar falha prematura do material. As distorções são originadas quando o calor da região de solda contrai não uniformemente, causando contração em uma parte da solda, gerando tensões na secção do cordão de solda. As tensões elásticas de soldagem, em resposta a essas tensões, provocam distorções. As tensões residuais e a distorção afetam o comportamento dos materiais em relação à fratura, contribuindo para a flambagem e o trincamento quando estas falhas ocorrem nas aplicações de baixos níveis de tensão. Isso significa que tensões residuais podem contribuir nas falhas por fadiga do material (SILVA, 2005). As típicas tensões residuais em soldagem de chapas são mostradas na Figura 9.

Figura 9 – Tensões residuais típicas em soldagem de chapas

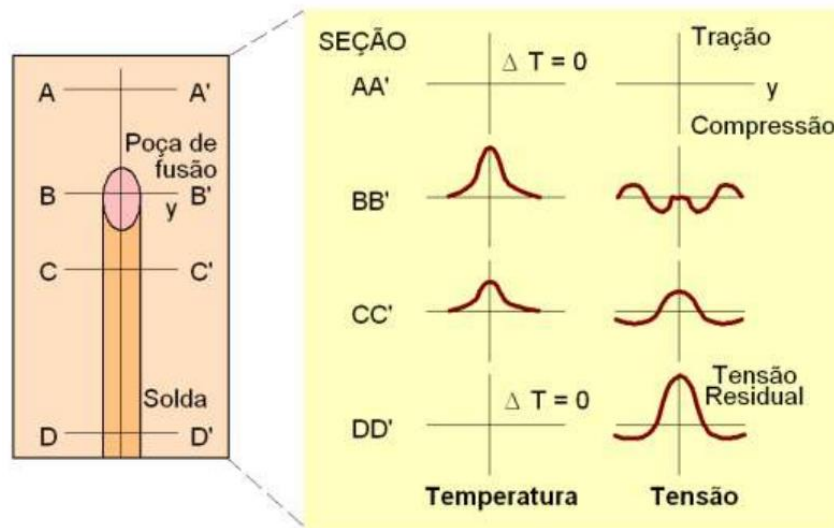


Fonte: Silva (2005).

(a) perfil "T". (b) perfis "H". (c) caixa soldada. Tensão de compressão (-); tensão de tração (+)

A Figura 10 ilustra o desenvolvimento de tensões devido ao aquecimento não uniforme de uma junta soldada. Na seção AA', que não é afetada pelo calor devido a distância da poça de fusão, a mesma está isenta de tensões. Na seção BB', junto à poça de fusão, o material aquecido tende a se expandir sendo, entretanto, restringido pelas regiões mais frias da peça, gerando, assim, tensões de compressão em regiões próximas à ZF e tensões de tração nas regiões um pouco mais afastadas. Quando o seu limite de escoamento é atingido, o material aquecido deforma-se plasticamente de forma compressiva. Na poça de fusão, como o material está no estado líquido, às tensões são nulas. Com o resfriamento e após a solidificação da solda, o material passa a se contrair, sendo novamente impedido pelas regiões mais frias e afastadas da solda. Assim, na seção CC' surgem tensões de tração junto ao cordão e de compressão nas regiões mais afastadas. Estas tensões aumentam de intensidade levando ao escoamento da região aquecida. Após o resfriamento completo, seção DD', as tensões no centro da solda chegam a níveis próximos ao limite de escoamento do material (MODENESI e MARQUES, 2012).

Figura 10 – Desenvolvimento de TR longitudinais durante a soldagem



Fonte: Modenesi e Marques (2012).

A distribuição de tensões residuais longitudinais e transversais em uma solda de topo pode ser ilustrada esquematicamente pela Figura 11. A distribuição de tensões longitudinais discutida anteriormente pode ser aproximada empiricamente, como citado por Okumura e Tanigusgi (2002):

$$\sigma_x = -\frac{E}{1-\nu^2}(\varepsilon_x + \nu\varepsilon_y) \quad (3.3)$$

$$\sigma_y = -\frac{E}{1-\nu^2}(\varepsilon_y + \nu\varepsilon_x) \quad (3.4)$$

Nas equações (3.3) e (3.4) tem-se:

$\sigma_x \rightarrow$ Tensão residual longitudinal - direção da solda [Pa];

$\sigma_y \rightarrow$ Tensão residual transversal - direção normal à linha da solda [Pa];

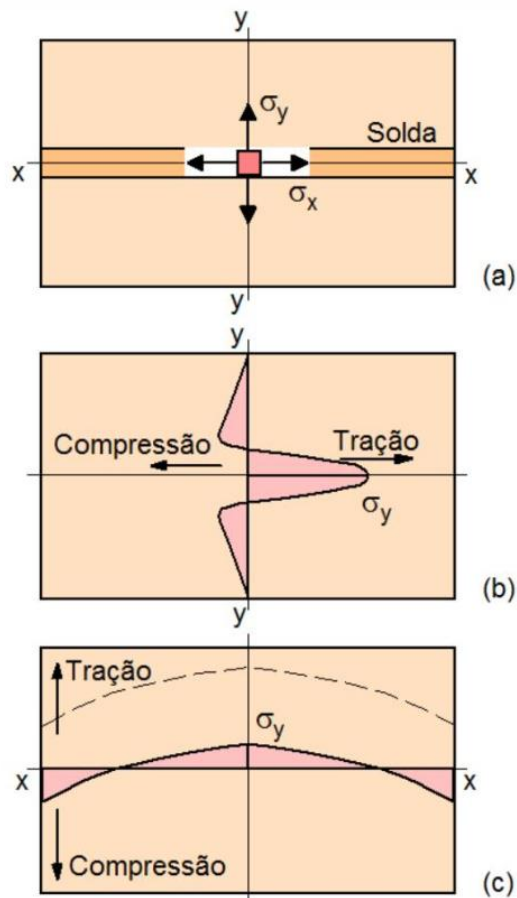
$E \rightarrow$ Módulo de elasticidade [Pa];

$\varepsilon_x \rightarrow$ Deformação na direção da solda;

$\varepsilon_y \rightarrow$ Deformação na normal a linha da solda;

$\nu \rightarrow$ Coeficiente de Poisson.

Figura 11 – Distribuição típica de TR em uma solda de topo

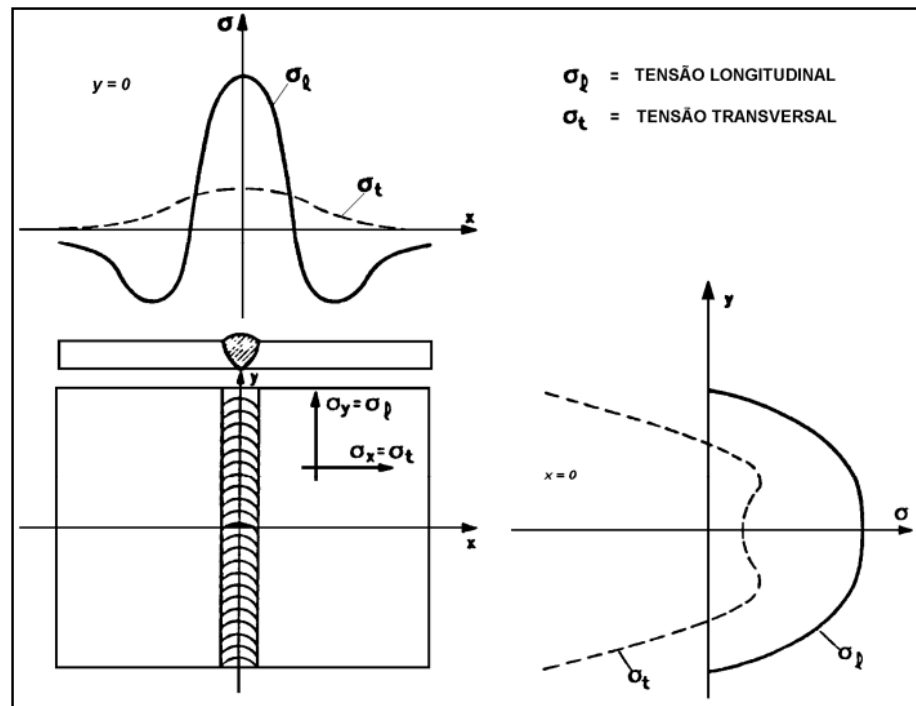


Fonte: Modenesi e Marques (2012).

(a) Sistema de coordenadas e tensões. (b) Tensões longitudinais. (c) Tensões transversais (linha tracejada: distribuição de tensões quando a solda faz parte de uma estrutura e está sujeita a tensões de reação).

De acordo com Okumura e Tanigusgi (2002) os valores das tensões residuais σ_x e σ_y são obtidas pela medição de ε_x e ε_y , que são as deformações residuais nos pontos onde se deseja conhecer as tensões residuais. Na Figura 12 tem-se a distribuição das tensões na junta soldada, considerando apenas as tensões de contração.

Figura 12 – Distribuição de tensões residuais devido à contração em uma junta de topo



Fonte: Cindra Fonseca (2000).

3.4 MÉTODOS DE MEDIÇÕES DE TENSÕES RESIDUAIS

A existência de tensões residuais pode melhorar o desempenho dos materiais frente às agressividades do meio externo e reduzir as falhas por fadiga. Entretanto as mesmas podem gerar distorções no componente, tornando necessária a introdução de uma etapa posterior encarecendo o processo. Assim, para alcançar uma melhoria significativa no controle do produto e desempenho de componentes mecânicos é necessário incorporar informações relativas as tensões residuais e ampliar os métodos confiáveis para a sua determinação (CALLE e ALVES, 2009).

Existem diversas técnicas de medição da tensão residual e a mesma deve ser selecionada com base em uma série de parâmetros, tais quais o material, a geometria do componente, o tipo de tensão residual, o máximo gradiente de tensão residual, a localização onde será a medição (em campo ou no laboratório), o tipo de intervenção (método destrutivo ou não-destrutivo), a precisão, o tempo de resposta, a repetitividade e o custo (CALLE, 2004).

Calle e Alves (2009) subdividiu as técnicas de medição em três grandes grupos em função da natureza do mecanismo que utilizam para medir as tensões:

a) Técnicas baseadas no relaxamento de tensões

Técnicas não destrutivas e semi-destrutivas:

- Furo passante;
- Furo cego incremental;
- Fotoelasticidade;
- Holografia.

b) Técnicas destrutivas:

- Curvatura;
- Rosenthal e Norton;
- Gunnert;
- Ueda.

c) Técnicas de difração:

- Raios-X;
- Synchrotron;
- Nêutrons;
- Elétrons.

d) Técnicas baseadas na sensibilidade de algumas propriedades do material à tensão:

- Magnéticos;
- Ultrassom;
- Termo-elástico.

A Tabela 2 apresenta as vantagens e desvantagens dos principais métodos não destrutivos utilizados para a medição de tensões residuais.

Tabela 2 – Comparação dos principais métodos não destrutivos para medição das TR's

Método	Furo cego	Difração de Raios-X	Difração de nêutron	Ultrassônico	Magnético
<i>Hipóteses básicas</i>	Tensão biaxial uniforme na superfície do furo	Padrão: isotrópico, homogêneo, material policristalino	Isotrópico, homogêneo, material policristalino	Isotrópico, material homogêneo, tensões homogêneas na trajetória acústica entre o transmissor e o receptor.	Material ferromagnético
<i>Tipo de tensão analisada</i>	Tipo 1	Tipos 1, 2 e 3	Tipos 1 e 2	Tipos 1, 2 e 3	Tipos 1, 2 e 3
<i>Parâmetros de medição</i>	Deformação superficial ou deslocamentos	Alteração no espaçamento interplanar de materiais policristalinos	Alteração no espaçamento interplanar de materiais policristalinos	Variações da velocidade da onda ultrassônica	Amplitude do efeito "Barkhausen" ou permeabilidade magnética
<i>Zona mínima de análise</i>	0,5 mm ²	0,5 mm ²	4 mm ³	De 0,1 mm ² para método de alta frequência a 30 mm ² para método convencional	
<i>Problemas para o caso de grãos grandes e textura grosseira</i>	Não	Sim	Não	Sim	Sim
<i>Sensibilidade para endurecimento por deformação plástica</i>	Baixa	Alta	Média	Alta	Alta
<i>Precisão normal</i>	± 20 MPa	± 20 MPa	± 30 MPa	10 a 20 MPa	10 a 20 MPa
<i>Profundidade da Inspeção</i>	0,02 a 15 mm	1 a 50µm	2mm a 50mm	0,015 a 3mm	0,1 a 1 mm

Fonte: Lu (1996).

3.4.1 Método de Difração de Raios-X

O método de Difração de Raios-X (DR-X) é uma técnica baseada na difração de Raios-X, no qual a deformação causada na superfície é obtida pela razão da variação da distância interplanar com e sem deformação, convertida em tensão, segundo equações derivadas da teoria da elasticidade (LIMA, 1991). Ou seja, a variação no retículo cristalino, induzida pela presença de tensões é medida com base na lei de Bragg (Eq. 3.5) e as tensões são calculadas assumindo-se que a distorção ocorre no regime linear elástico. Esta técnica é considerada não destrutiva, devido à forte absorção dos raios-X pela matéria, é limitada às camadas superficiais onde estes percorrem distâncias da ordem de 10 µm a 20 µm (MARTINS et al., 2004).

Quando um feixe de raios-X é dirigido para superfície de um corpo, uma parte desses raios é absorvida pelos átomos enquanto outra parte é enviada de volta em todas as direções da área irradiada, como ilustra a Figura 13. Esse método mede basicamente a intensidade máxima de raios difratados para um determinado ângulo de varredura. A partir desse ângulo é possível obter o espaçamento interplanar dos planos de difração (SOUZA, 2012).

$$n\lambda = 2d.\text{sen}(\theta) \quad (3.5)$$

Na equação (3.5) tem-se:

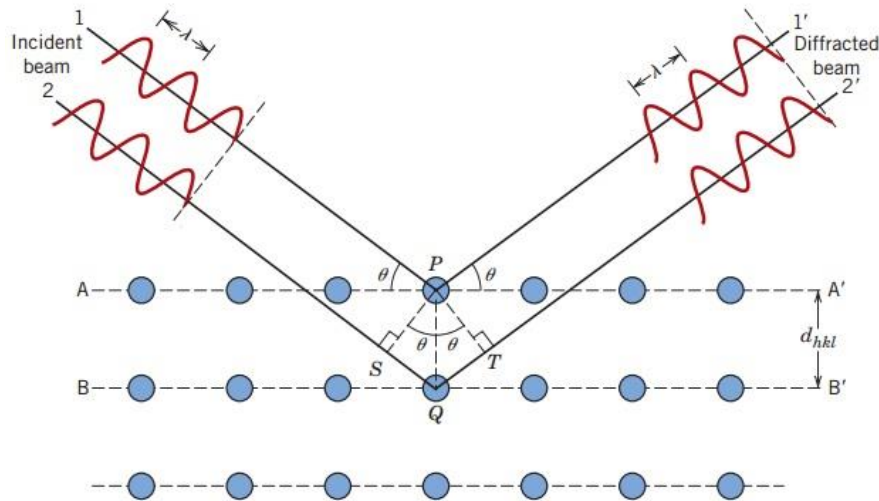
$n \rightarrow 1,2,3\dots$ (denota a ordem da difração) residual longitudinal;

$\lambda \rightarrow$ Comprimento de onda dos raios-X;

$d \rightarrow$ Distância interplanar do cristal;

$\theta \rightarrow$ Ângulo de Incidência.

Figura 13 – Difração de Raios-X pelos átomos (A-A' e B-B').

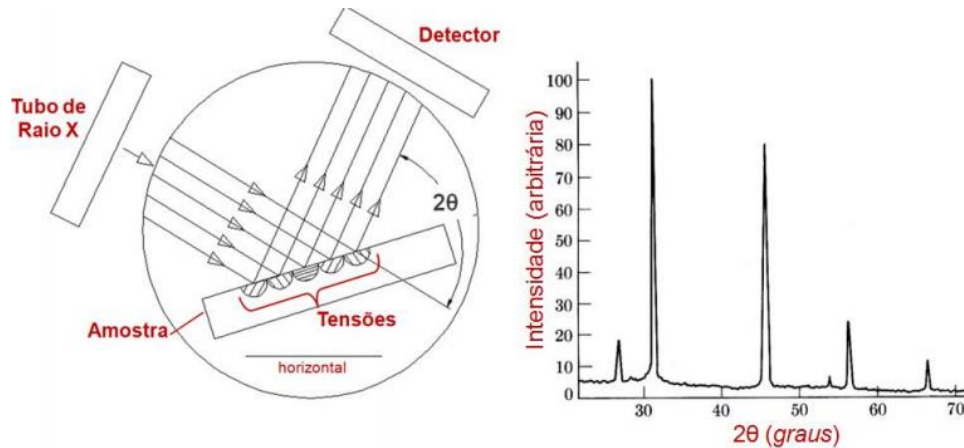


Fonte: Callister (2002).

Portanto, qualquer mudança na distância interplanar implica na mudança do ângulo de difração indicando se a superfície está sobre tração ou compressão.

Quando a varredura é feita da superfície de um material utilizando esse método, é obtido um espectro que mostra os picos de difração, os quais são característicos para cada material (Figura 14).

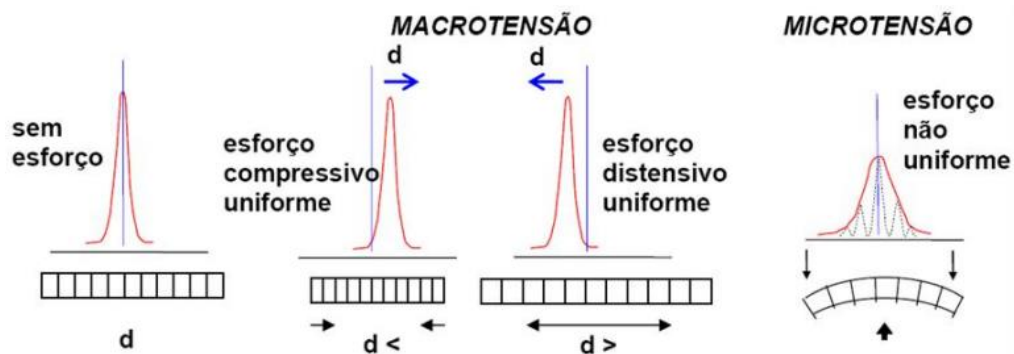
Figura 14 – Varredura da superfície da amostra



Fonte: Souza (2012).

A Figura 15 exemplifica a comparação entre os picos de um mesmo material, sendo um sem deformação e o outro com deformação plástica. Para ângulos maiores, a distância interplanar é menor quando comparado com o material sem deformação plástica, logo a tensão residual será de compressão. No entanto, se os ângulos forem menores a distância interplanar será maior, logo a tensão residual será de tração.

Figura 15 – Deslocamento dos picos de difração



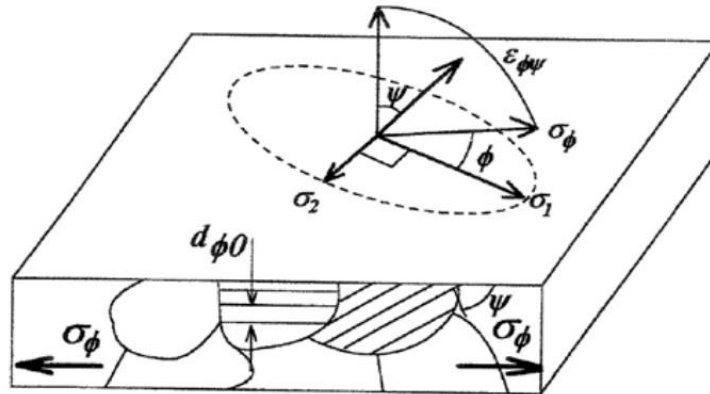
Fonte: Souza (2012).

Então, com o ângulo de difração pode-se estimar o valor da deformação do cristal e, em consequência, o valor da tensão residual existente naquela região da amostra.

As tensões residuais são calculadas a partir de equações de deformação correlacionadas com a tensão e deformação no regime elástico. A Figura 16 apresenta o modelo de tensões no estado plano. Sendo assim, admite-se duas tensões

principais (σ_1 e σ_2), e apesar de não ter tensão normal na superfície é admitido uma deformação no sentido normal ($\varepsilon_{\phi\psi}$), pois é considerado o coeficiente de Poisson.

Figura 16 – Modelo de tensões no estado plano



Fonte: Prev y (1986).

No estudo das tensões superficiais Prev y (1986) observou-se que o aumento da distância interplanar em relação a uma amostra sem tensão residual corresponde a um valor positivo, e conseqüentemente a uma força trativa. No caso da diminuição da distância interplanar em relação a uma amostra sem tensão residual, o valor correspondente   negativo, logo a força   compressiva (CALLISTER, 2002).

3.4.2 Método do furo Cego

Um dos métodos mais comumente empregados para medir tensões residuais em componentes mecânicos é o do furo cego. Este método é normalizado pela ASTM E- 837 (*Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method*), é de fácil aplicação industrial na maior parte dos casos, tem uma relação custo-exatidão adequada, e por ter seus procedimentos de medição e tratamento de resultados normalizados (KANDIL, 2001). Estes fatores o tornam o mais popular entre os métodos de medição de tensões residuais.

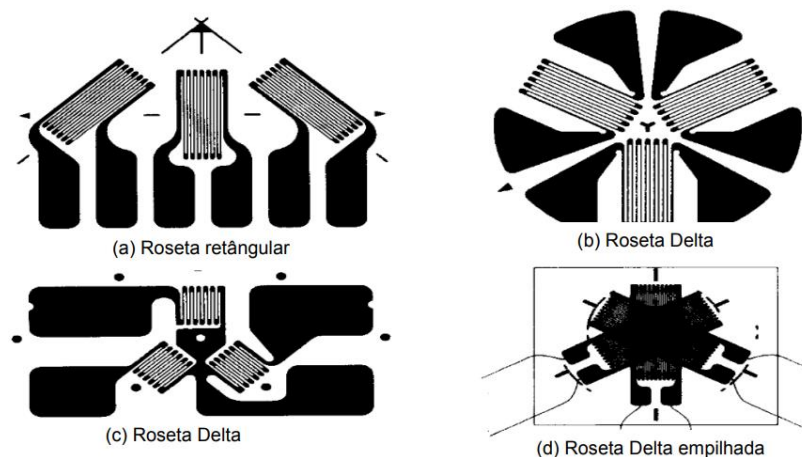
O princípio da técnica foi empreendido pela primeira vez em 1934 por J. Mathar no qual utilizou a solução de Kirsch e o princípio da superposição para obter a quantificação dos níveis de tensões a partir do alívio mecânico de tensões provocado pela execução de um furo (ASTM E1237 - 93). Nesta técnica um conjunto de

resistências elétricas (*strain gages*) é usado para medir a deformação causada por um furo cego usinado num componente com tensões residuais.

O método consiste basicamente na instalação de resistências elétricas (*strain gages*) para medir as deformações causadas pelos processos de fabricação de um furo cego, num componente com tensões residuais. O *strain gage* é um simples filamento metálico, já o *strain gage* multifilamento são mais conhecidos como rosetas e costuma ser utilizado para medições mais complexas (DALLY & RILEY, 1991; KOBAYASHI, 1987).

Os extensômetros *strain gages* são colados na superfície de um componente com orientações pré-estabelecidas. Preferencialmente se emprega extensômetros do tipo roseta, como ilustra a Figura 17, que é uma associação de *strain gages*, cuja orientação e posições relativas são conhecidas.

Figura 17 – Rosetas triaxiais utilizadas no método do furo cego (*Hole-drilling*)



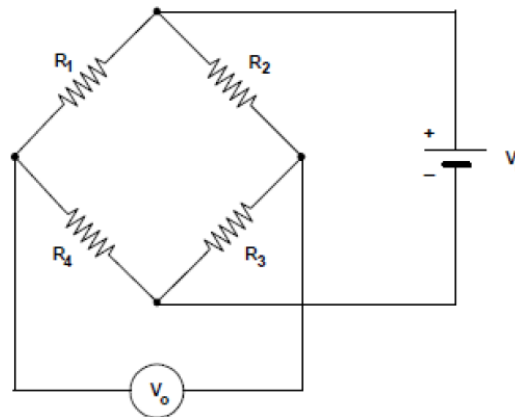
Fonte: Mirim (2011).

(a) Roseta retangular, (b) Roseta Delta, (c) Roseta Delta, (d) Roseta Delta empilhada

Após a colagem da roseta na peça ou componente onde se deseja verificar a tensão residual, deve-se ter um intervalo para a cura do adesivo, após esta cura, é feito um furo cego no centro da roseta e observa-se a variação da resistência no extensômetro, que é registrada em um medidor de micro deformações digitais.

A Figura 18 de Mirim (2011) ilustra uma Ponte de Wheastone resistiva, tipo de ligação utilizada na determinação das micro deformações que são obtidas pelo método do furo cego. Pode-se dizer que o princípio básico de funcionamento do método do furo cego é a variação da resistência elétrica do *strain gage*, que ocorre devido a sua deformação.

Figura 18 – Ponte de Wheastone resistiva, com excitação e leitura em tensão (V_0)

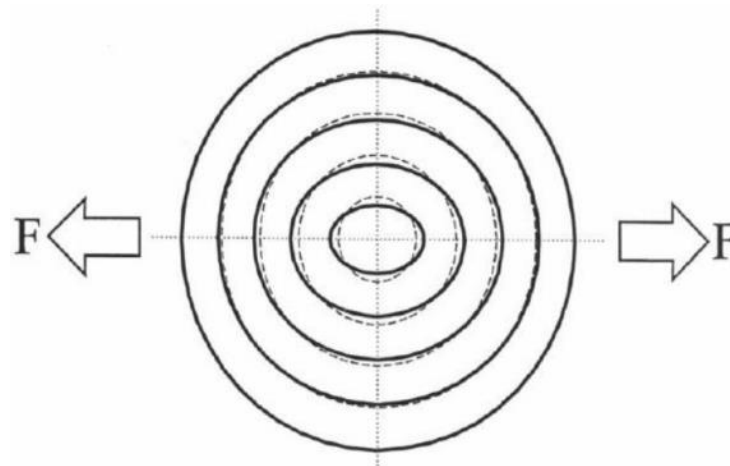


Fonte: Mirim (2011).

O estado de tensão interna de uma peça ou componente é modificado após a execução do furo, que tem por objetivo de alívio de tensões, o que é manifestado através de deslocamentos e deformações na superfície do redor ao furo. Figura 19 é apresentado o efeito do alívio de um campo de tensão uniaxial devido usinagem de um furo, no qual é representado pelos anéis concêntricos na sua forma original e deformados depois do alívio de tensões. Pode-se observar que a deformação é maior nos anéis mais próximos da borda do furo (ASTM E1237 - 93).

As equações matemáticas para o método do furo cego, em sua maioria, consideram estado plano de tensões, a homogeneidade do material e também o módulo de elasticidade. Através da solução de Kirsch, e do princípio da superposição pode-se chegar a soluções analíticas praticamente exatas para campos de tensão uniaxial ou biaxial em placas finas infinitas aonde o furo é passante e a tensão é constante com a profundidade. Desta forma, utilizando-se relações constitutivas para a elasticidade linear, pode-se através dos deslocamentos ou deformações medidas, calcular as tensões principais e suas orientações (MIRIM, 2011).

Figura 19 – Representação por anéis deformados, do efeito do alívio de tensões do método do furo



Fonte: Rodacoski (2002).

3.4.3 Método DPC

A tecnologia de medição utilizando Deslocamento de Pontos Coordenados foi desenvolvida por Siqueira Filho em 2013 e pelo grupo de Desenvolvimento de Novos Materiais Metálicos da UFPE como um método teórico-experimental alternativo ao método do furo cego. Este método se destaca em relação às demais metodologias devido a sua sensibilidade aos efeitos de anisotropia na chapa e sua capacidade na medição de tensões residuais a baixo custo.

Os resultados obtidos com esse procedimento apresentaram valores iniciais de tensões residuais longitudinais bastante coerentes quando comparado ao método de difração de raios-X, entretanto, as tensões residuais transversais apresentaram valores discrepantes. Mendes et al. (2015) analisou essa discrepância através da tensão de recuo que atua revertendo às barreiras (discordâncias bloqueadas) e contribuindo para o deslocamento (escoamento) na direção contrária à plastificação.

Esta metodologia alternativa foi usada em substituição ao método do furo cego que parte do princípio do deslocamento de pontos depois de realizado um furo não passante em uma chapa (fina) para aliviar as tensões. Através de um extensômetro, os deslocamentos são medidos para o posterior cálculo das tensões. Devido às restrições apresentadas pela metodologia, e tratando-se de chapas espessas e soldadas em múltiplos passes pode-se utilizar o método de medição por coordenadas, que é bem mais operacional e econômico. Pois se trata de um procedimento no qual

as tensões no estado plano são medidas através de deslocamento de pontos pela deformação (SIQUEIRA FILHO et al., 2013).

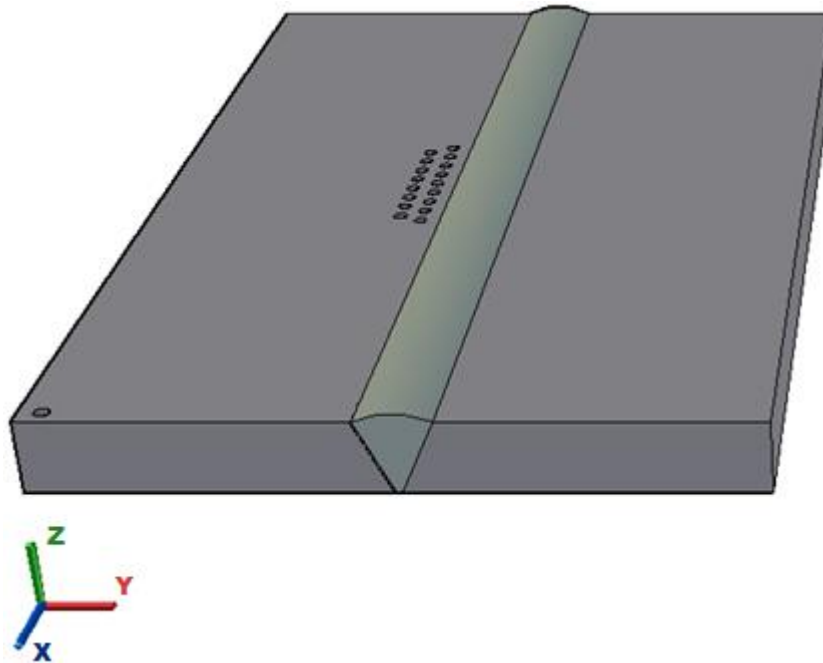
Tal consiste na marcação superficial por pequenos furos com broca de centro de 2,5 mm de diâmetro por 2 mm de profundidade sobre o cordão e sobre a zona termicamente afetada (ZTA), paralelamente ao cordão como é exemplificado na Figura 20. As marcas depois de produzidas são referenciadas em uma Máquina de Medição por Coordenadas (MMC) com controle numérico computadorizado (SIQUEIRA FILHO et al., 2013).

Para o mapeamento das coordenadas é preciso determinar um ponto de referência na chapa, no qual a partir deste distanciamento é possível calcular o L_0 para cada ponto. Após essa etapa, a amostra deve ser submetida a um tratamento térmico para o alívio de tensões com temperatura abaixo, porém próximas à de recristalização. Ao final do tratamento térmico do material, os pontos mapeados sofrerão deslocamentos devido ao escoamento e, com isso, deverão ser novamente mapeados a partir do mesmo ponto de referência, que determina os parâmetros dimensionais através da medição das coordenadas de pontos sobre a superfície de uma peça e as processa matematicamente (ROLIM, 2003).

Conhecendo-se a distância dos deslocamentos das marcas, as tensões residuais no sentido longitudinal e transversal podem ser mensuradas através das Eq. 3.3 e da Eq. 3.4. No qual, segundo Okumura (2002) os valores das tensões residuais σ_x e σ_y são obtidos pela medição de ϵ_x e ϵ_y , que são os valores das deformações nos pontos onde se deseja conhecer as tensões residuais.

O método DPC, apesar de preciso e já validado pelo método de Difração por Raios-X, tem como limitação a não portabilidade. As medições são limitadas ao espaço laboratorial pela necessidade de se medir os deslocamentos numa mesa de medição por coordenadas.

Figura 20 – Marcação superficial na chapa



Fonte: O Autor (2020).

3.5 TRATAMENTO TÉRMICO NO ALÍVIO DE TENSÕES (TTAT)

Vários tratamentos térmicos ou mecânicos são sempre aplicados para reduzir as tensões residuais ou distorções sendo necessários para manter ou restaurar as propriedades do metal de base afetado. O alívio de tensões depende fundamentalmente da temperatura e do tempo de permanência e como principais objetivos tem-se o aumento da ductilidade, diminuição da dureza tanto da zona fundida quanto da zona termicamente afetada, redução de distorções, aumento da resistência à fadiga e aumento da resistência à corrosão sob tensão.

De acordo com Modenesi (2001) e Fortes (2004), a presença de tensões residuais afeta significativamente os fenômenos que ocorrem com baixos níveis de tensão (inferiores ao limite de escoamento do material), como a fratura frágil, a fragilização por hidrogênio e a corrosão sob tensão. O alívio de tensões residuais pós-soldagem pode ser realizado por métodos mecânicos e térmicos.

Os métodos mecânicos consistem no martelamento do metal depositado e de suas adjacências durante ou após a soldagem, o encruamento, que é a deformação plástica da junta soldada pela aplicação de cargas de tração, e a vibração, que se trata da aplicação de vibrações na estrutura causando uma ressonância de baixa frequência ocasionando deformação plástica parcial da estrutura, são exemplos de

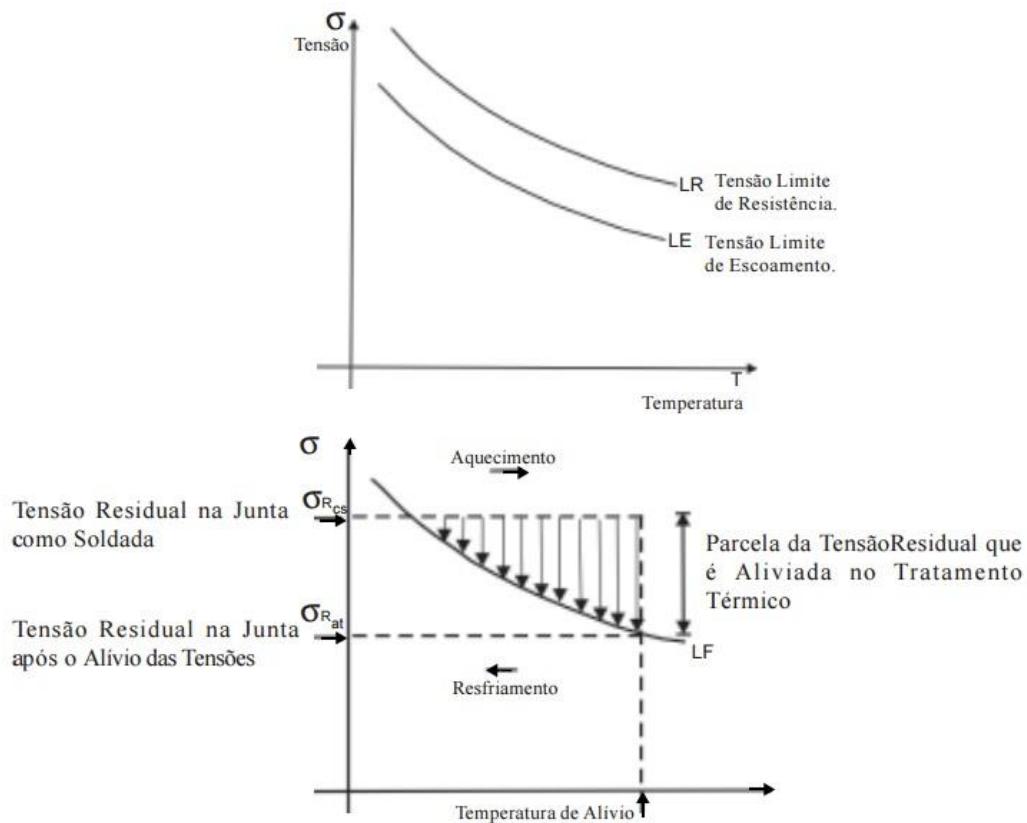
mecanismos de alívio de tensões pós-soldagem por método mecânico. (MODENESI, 2001).

Os métodos mecânicos usados para alívio de tensões podem ser eficazes, porém, conforme Modenesi (2001), o mais utilizado atualmente para aliviar as TR's causadas, é o recozimento subcrítico, também conhecido como tratamento térmico de alívio de tensões (TTAT), neste as peças, ou parte delas, são aquecidas a temperaturas elevadas, porém inferiores à temperatura crítica de transformação do material por um período de tempo sendo resfriadas a taxas não superiores a 150°C/h contemplando as principais etapas operacionais do alívio de tensões (KWOFIE, 2009).

De acordo com Zeemann (2003) apud Morais Jr. (2008), o alívio de tensões residuais por tratamento térmico ocorre da seguinte maneira: a tensão limite de escoamento (LE), assim como a tensão limite de resistência (LR), diminui com a temperatura, conforme a Figura 21(a), significando que o material pode ser deformado em menores níveis de tensão.

Quando um material cuja tensão residual se aproxima ao limite de escoamento, é aquecido, esta tensão ultrapassa o limite de escoamento gerando uma deformação e por consequência o alívio da tensão, como pode ser observado na Figura 21(b). Como o aquecimento durante o TTAT é generalizado e não localizado, e as taxas de aquecimento e resfriamento são controladas, não existindo a geração de tensões residuais no resfriamento, garantindo menor nível de tensões ao final do TTAT.

Figura 21 – Gráfico da tensão residual na junta versus temperatura



Fonte: Zeemann (2003).

(a) Representação da variação do LR e LE em função da temperatura. (b) Alívio de tensões quando se aquece o material.

O tempo e a temperatura são variáveis importantes do TTAT, e dependem principalmente do material e espessura da junta (ZEEMANN, 2003). Em aços é normalmente realizado à temperatura entre 550°C - 675°C por uma hora para cada 25 milímetros de espessura, seguido por um resfriamento lento e uniforme até a temperatura ambiente (FORTES 2004 apud MORAIS JR, 2008).

4 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo serão apresentados os materiais, suas propriedades e a metodologia empregada no estudo; a preparação dos corpos de prova, os procedimentos de soldagem e a própria técnica DPC-ID para medição de tensões residuais.

4.1 MATERIAIS

O material utilizado para o trabalho experimental foi o aço *Dual Phase* na forma de chapa com limite mínimo de resistência de 800 MPa (DP800), fornecidos pela montadora Jeep Chrysler, localizado em Goiana – PE. As chapas foram bipartidas com dimensões de 60,00 mm x 30,00 mm x 1,40 mm conforme a Figura 22.

Figura 22 – Chapa de teste do aço *Dual Phase* (DP800)



Fonte: O Autor (2020).

Nas Tabelas 3 e 4 encontram-se, respectivamente, a composição química e as propriedades mecânicas do aço.

Tabela 3 – Composição química máxima do aço *Dual Phase* – 800

C%	Si%	Mn%	P%	S%	Al%	Nb%
----	-----	-----	----	----	-----	-----

DP800	0.13	0,20	1,50	0.015	0.517	0.20	0.006
--------------	------	------	------	-------	-------	------	-------

Fonte: Docol, 2014.

Tabela 4 – Propriedades mecânicas do aço *Dual Phase* – 800

	Limite de Escoamento (MPa)	Limite de Resistência (MPa)	Alongamento (%)
DP800	689	890	14,9

Fonte: Miranda, 2015.

4.1.1 Consumível e eletrodo de soldagem

Para a execução dos procedimentos de soldagem deste trabalho foram utilizados um eletrodo de Tungstênio não consumível com 2,4 mm de diâmetro e 2% de Tório e o gás de proteção Argônio, na condição de comercialmente puro para proteção da poça de fusão durante todo processo de soldagem.

4.2 MÉTODOS

Neste trabalho foram selecionadas algumas variáveis de soldagem, que de acordo com Modenesi (2000), contribuem de forma relevante nas tensões residuais. Tais parâmetros de soldagem foram a corrente de soldagem (A) e velocidade de soldagem (mm/s).

A realização da análise dos dados permitirá avaliar as variantes e as interações estatisticamente significantes destes parâmetros no processo de soldagem GTAW referentes à tensão residual.

Desta maneira, nas Tabelas 5 e 6, corrente, velocidade de soldagem e a temperatura de tratamento térmico, foram combinados para observação de suas influências. Vale ressaltar que o intuito da pesquisa é evidenciar o método DPC-IP para medição das TR's em chapas finas de aço *Dual Phase* soldadas.

Tabela 5 – Parâmetros de soldagem e temperatura de tratamento térmico utilizados

Parâmetro:	Nível
Corrente de Soldagem	45 A
	40 A
	35 A
	30 A
Velocidade de soldagem	3,17 (mm/s)
	2,50 (mm/s)
	2,15 (mm/s)
	2,00 (mm/s)
Temperatura de tratamento Térmico	612°C
	562°C
	512°C
	462°C

Fonte: O Autor (2020).

Como estabelecido na Tabela 6 foram obtidos um total de 10 amostras. As soldagens foram realizadas em ordem aleatória para evitar erros sistemáticos na sua execução.

Tabela 6 – Parâmetros dos experimentos

Amostra:	Corrente [A]	Velocidade [mm/s]	Temperatura de tratamento [°C]	Amostra:	Corrente [A]	Velocidade [mm/s]	Temperatura de tratamento [°C]
1	40	2,50	61	6	35	2,50	612
2	40	2,50	562	7	30	2,50	612
3	40	2,50	512	8	40	3,17	612
4	40	2,50	462	9	40	2,15	612
5	45	2,50	612	10	40	2,00	612

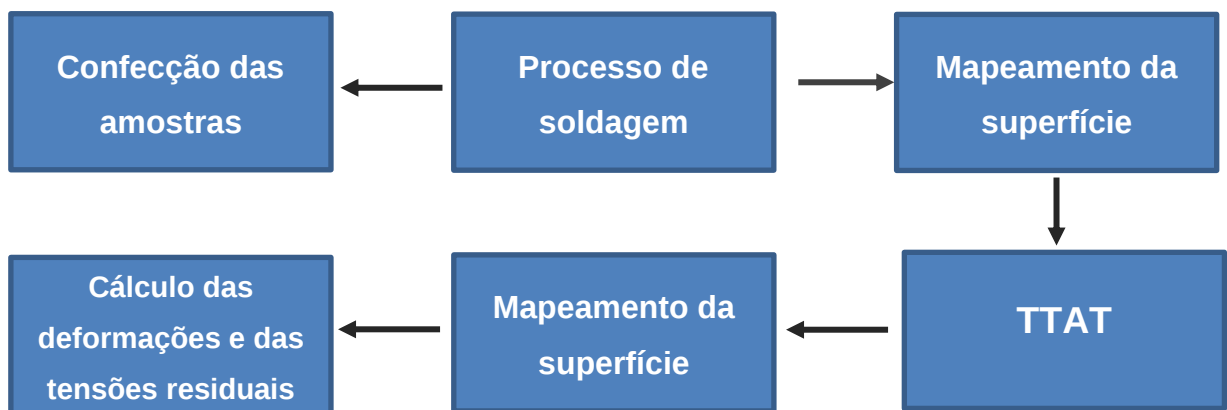
Fonte: O Autor (2020).

O sentido da soldagem, coincide com sentido da laminação da chapa. O tipo de junta estudada foi a de topo, com uma distância padrão de arco de 0,5 mm.

4.2.1 Determinação das tensões residuais através do Deslocamento de Pontos em Imagens Digitais

O método de aferição de tensões residuais através do Deslocamento de Pontos Coordenados por Imagens Digitais (DPC-ID) parte do princípio de fotografar uma superfície, previamente marcada e determinar a posição das marcações. Feito isso a amostra é submetida a um TTAT e novamente fotografada e comparada com a primeira imagem para se determinar o deslocamento das marcações. A Figura 23 mostra um organograma das principais etapas da aplicação do método.

Figura 23 – Principais etapas para aplicação do método DPC-ID em processos de soldagem

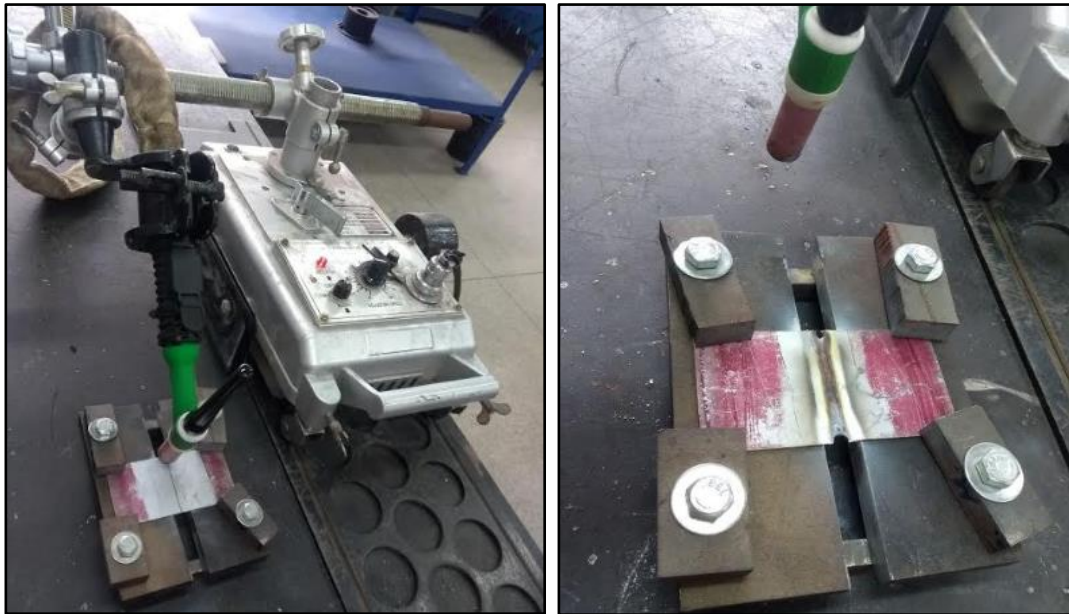


Fonte: O Autor (2020).

4.2.2 Procedimentos de Soldagem

O processo de soldagem GTAW foi executado no Laboratório do Instituto Nacional de Tecnologia Dos Materiais (INTM) localizado na Universidade Federal de Pernambuco (UFPE), em juntas de topo e executada em apenas um passe. O sistema de deslocamento da tocha foi realizado de maneira automatizada, utilizando uma máquina de corte a gás CG1-30, conforme a Figura 24.

Figura 24 – Processo de soldagem GTAW

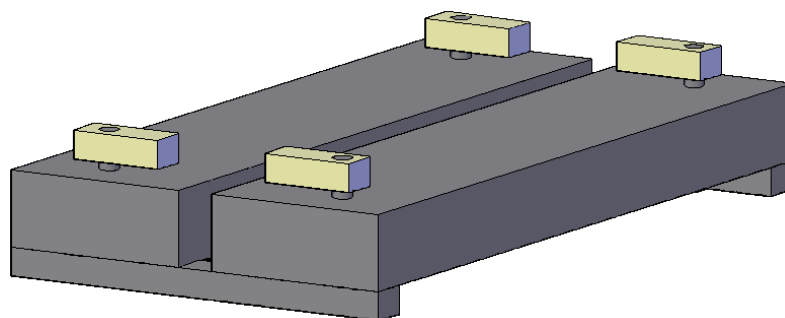


Fonte: O Autor (2020).

No processo de soldagem foram feitas variações nos parâmetros (velocidade e corrente de soldagem) a fim de observar o comportamento das tensões residuais pontuais em função destas modificações. Em todos os passes foi utilizado Argônio (99,9%), com vazão de 16 L.min^{-1} .

Para execução da união, as chapas bipartidas foram colocadas em um suporte de fixação conforme mostra a Figura 25. É importante manter as amostras neste dispositivo devido a necessidade de deixá-las na mesma posição e evitar seu deslocamento provocado pela expansão térmica durante a soldagem, apesar da flexão das chapas soldadas restringidas intensificar as tensões residuais (MONIN et al, 2009).

Figura 25 – Suporte de fixação de soldagem



Fonte: O Autor (2020).

4.2.3 Procedimento de marcação para a medição por coordenadas por imagens digitais

Após o procedimento de soldagem, foram realizadas marcações na chapa no sentido transversal e longitudinal ao cordão de solda. Para isto foi utilizado um punção automático com força de 10 kgf acoplada em uma fresadora universal, como ilustra a Figura 26.

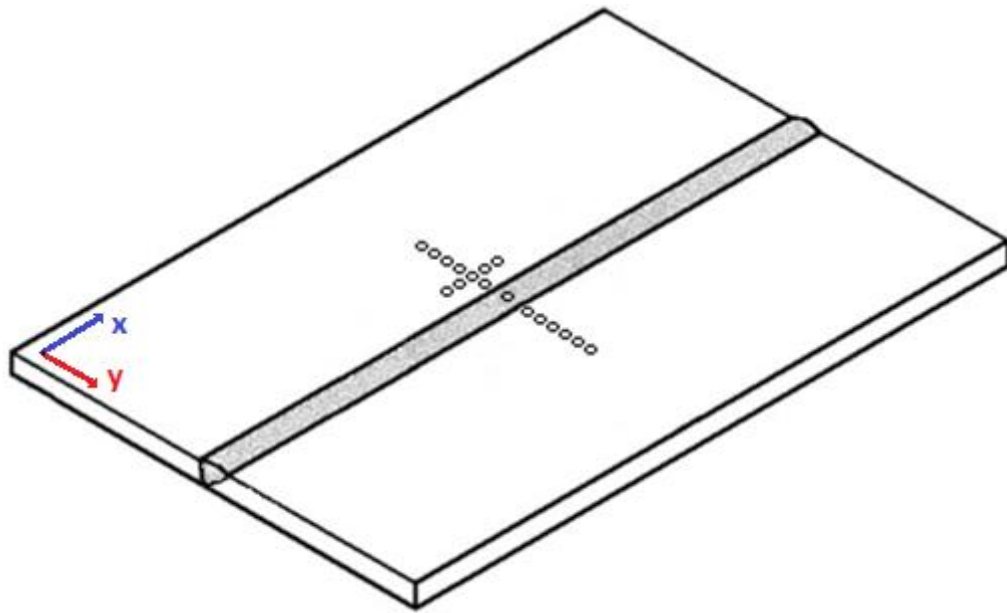
Figura 26 – Suporte de fixação de Soldagem



Fonte: O Autor (2020).

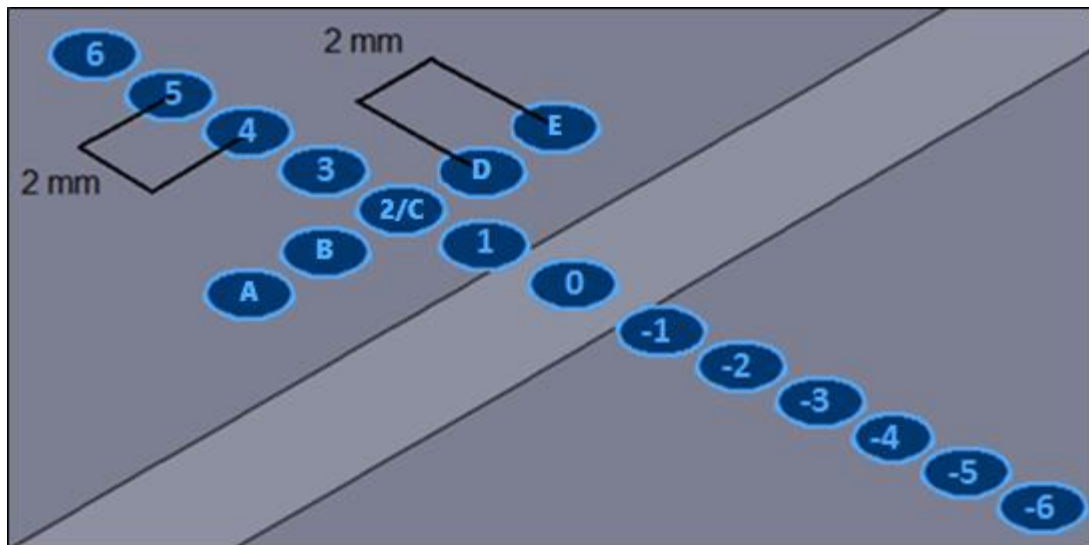
Foram executadas treze marcações na chapa no sentido transversal e cinco no longitudinal ao cordão de solda, com espaçamento padrão entre centros de aproximadamente 2 mm, como ilustram as Figuras 27 e 28.

Figura 27 – Marcação dos pontos coordenados



Fonte: O Autor (2020).

Figura 28 – Disposição dos pontos coordenados



Fonte: O Autor (2020).

Depois do procedimento de marcação, com intuito de padronizar, foi definido para todas as amostras utilizadas na presente pesquisa, uma largura e comprimento inferior a 28,6 mm.

4.2.4 Procedimento de mapeamento da superfície por análise de imagens

Na Figura 29 tem-se uma peça submetida a um processo de soldagem, e posteriormente marcada, pronta para ser mapeada.

Figura 29 – Marcação dos pontos coordenados

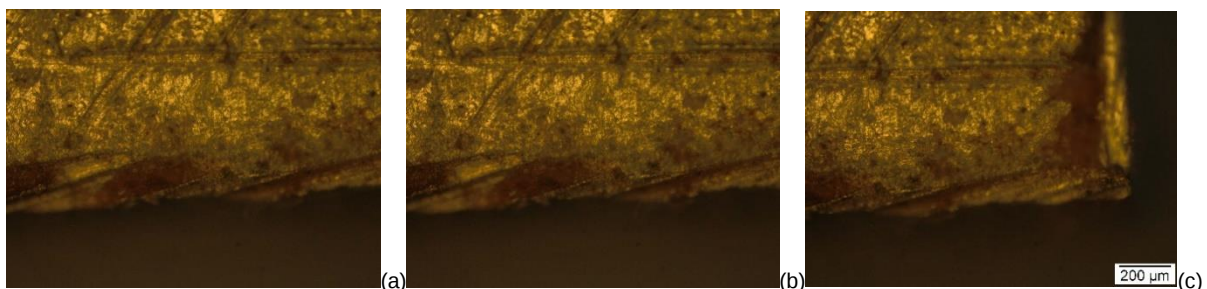


Fonte: O Autor (2020).

O mapeamento da superfície é feito utilizando um Microscópio Ótico (MO) com câmera digital acoplada, uma objetiva com aumento de cinco vezes e ocular de dez vezes resultando em uma ampliação final de cinquenta vezes. A câmera fornece imagens digitais com resolução fixa de 2080 x 1544 pixels.

Conforme esperado o MO, devido a sua ampliação, não consegue mapear toda a superfície com uma única fotografia, sendo necessária a captura de várias imagens para mapeamento completo da superfície, conforme representadas na Figura 30.

Figura 30 – Imagens obtidas para formação da imagem final



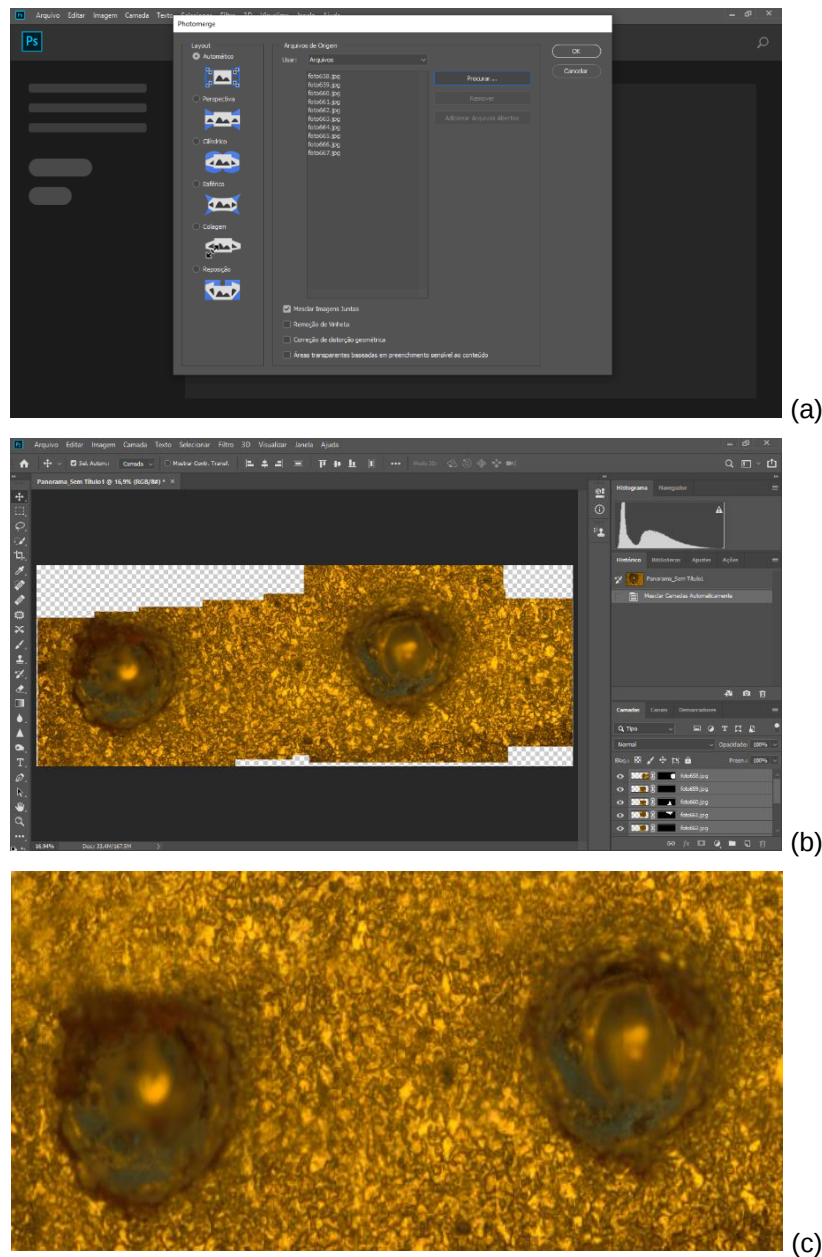
Fonte: O Autor (2020).

Para a ampliação selecionada (cinquenta vezes), as fotos foram capturadas uma a uma com um passo de distância entre elas de aproximadamente 1,5 mm na vertical e horizontal. Tem-se como resultando para o comprimento da amostra de $28,6mm/1,5mm = 19$ fotografias com intuito de compor uma linha ou uma coluna da imagem final. A parte decimal, é compensada pelos vazios (regiões em marrom da Figura 30) e regiões sobrepostas durante a montagem como visto por Barros (2020).

4.2.5 Montagem da Imagem final e calibração das distâncias

O mapeamento completo da superfície para a ampliação de cinquenta vezes resulta em $19 \times 19 = 361$ fotografias, as quais devem ser unidas para formar a imagem final. Ao utilizar um aplicativo computacional (Adobe Photoshop CC 2019) esta tarefa é facilmente executada, como mostra as etapas na Figura 31.

Figura 31 – Montagem (Amostra 10)

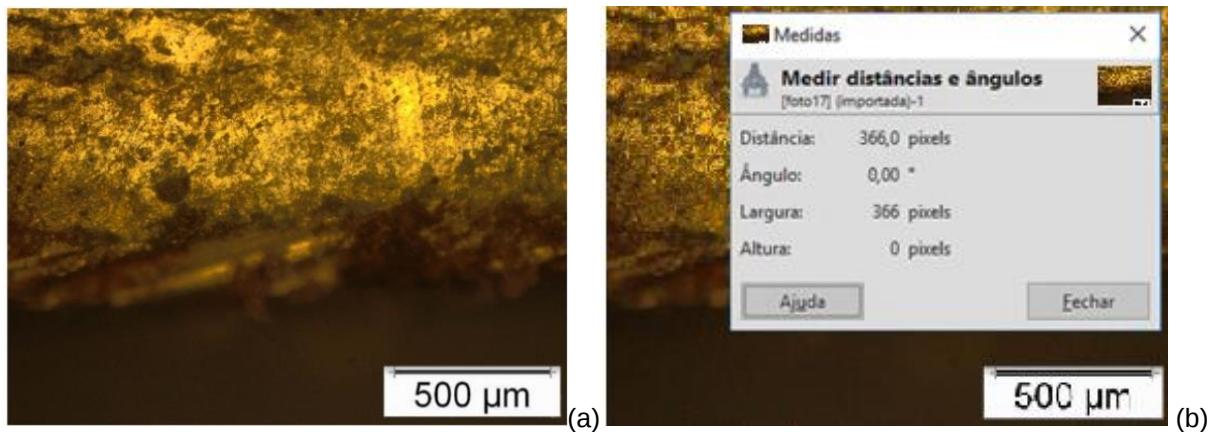


Fonte: O Autor (2020).

O primeiro passo para examinar uma distância em uma imagem digital é a calibração do tamanho dos pixels, pois esta medida caracteriza a resolução do sistema de medição.

Utilizando um aplicativo computacional (Gimp), o tamanho dos pixels é calibrado através da marca da escala fornecida nas imagens do Microscópio Ótico conforme a Figura 32 (a). O aplicativo fornece a quantidade de pixels contida na distância aferida de 0,5 mm como ilustra a Figura 32 (b). Relacionando-se os valores pode-se determinar o tamanho dos pixels como 0,001365 mm.

Figura 32 – Imagem amostra 10



Fonte: O Autor (2020).

(a) Imagem obtida com o Microscópio Ótico com ampliação de 50x, (b) Medição do tamanho dos pixels da amostra

Ao determinar o tamanho de cada pixel é possível iniciar o mapeamento das coordenadas iniciais das marcações e posteriormente medir seus deslocamentos produzidos pelo TTAT. O sistema de medição do método DPC-ID leva em consideração a distância horizontal e vertical da marcação a borda da amostra.

4.3 ENSAIO DE DILATOMETRIA

Para determinar as temperaturas de tratamento térmico foi realizado um estudo das temperaturas de transformações de fase em análise dilatométrica. Neste ensaio o material é aquecido continuamente a 10 °C/min até 900 °C O equipamento utilizado foi o dilatômetro diferencial NETZSCH DIL402PC (Figura 33), disponível no laboratório de termometria e simulações termomecânicas no DEMEC-UFPE.

Figura 33 – Dilatômetro NETZSCH DIL402PC



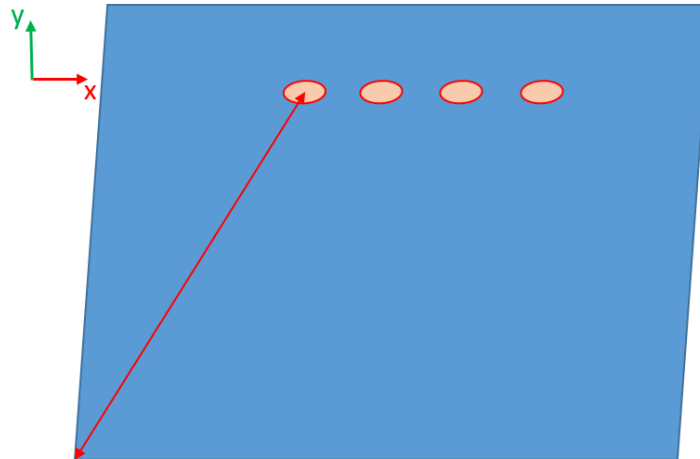
Fonte: O Autor (2020).

4.3.1 Procedimento de medição das distâncias

O método de Deslocamento de Pontos em Imagens Digitais (DPC-ID), afere as posições das marcações antes e depois da aplicação do tratamento térmico de alívio de tensões. Desta maneira o método baseia-se nas coordenadas X_i e Y_i das marcações antes e X_f e Y_f após a aplicação do TTAT.

As medidas de referência iniciais e finais destas marcações são tomadas do centro da marcação até a quina da amostra, conforme a Figura 34, essa medida foi tomada no lugar do uso de um furo de referência conforme a metodologia DPC, para prevenir um possível deslocamento do furo de referência, fato este que poderia mascarar os resultados das posições e por consequência o valor das tensões residuais (BARROS, 2020).

Figura 34 – Definição das coordenadas das marcações



Fonte: O Autor (2020).

Conhecendo-se a variação das coordenadas de cada ponto marcado é possível calcular a deformação específica sofrida pela peça nas linhas transversais e longitudinais ao centro das marcações.

4.3.2 Procedimento de tratamento térmico

Após a estabilização da temperatura interna do forno Mufla JUNG (Figura 35), as amostras foram introduzidas e submetidas a um tratamento térmico de alívio de tensões e posteriormente resfriadas ao ar.

Figura 35 – Forno Mufla JUNG micro processado – LF2312



Fonte: O Autor (2020).

O tempo e a temperatura são variáveis importantes do TTAT, e dependem principalmente do material e espessura da junta como foi observado por Gonçalves (2012) que além da análise microscópicas, no qual mostrou a eficácia do tratamento para alívio das tensões residuais, relatou um aumento gradativo das tensões residuais aliviadas com o tratamento térmico na ordem de 75% a 210% com o aumento da temperatura e do tempo de permanência em altas temperaturas.

Para a análise da influência da temperatura no tratamento térmico de alívio de tensões, foi utilizado o resultado do estudo de dilatométrica para determinar a temperatura ideal de tratamento antes da mudança de fase do material e com isso foram definidas quatro temperaturas de tratamento com variação de cinquenta Graus Celsius entre elas (Tabela 7).

Tabela 7 – Temperaturas e tempos de tratamento

	Chapa 1	Chapa 2	Chapa 3	Chapa 4
Temperatura (°C)	612	562	512	462
Tempo (minutos)	60	60	60	60

Fonte: O Autor (2020).

4.3.3 Ensaio pelo método de Deslocamento de Pontos Coordenados (DPC)

Para comparação do método DPC-ID e validação dos resultados do trabalho foi realizado à análise de tensão residual através do método de difração de deslocamentos de pontos coordenados (DPC) já validado pelo método de difração por raios-X.

Após o procedimento de soldagem, conforme parâmetros da Tabela 8, foram feitos cinco furos e enumerados para serem analisados individualmente, e não como comportamento (linha contínua), já que cada medição da tensão é pontual (SIQUEIRA FILHO et al., 2013)

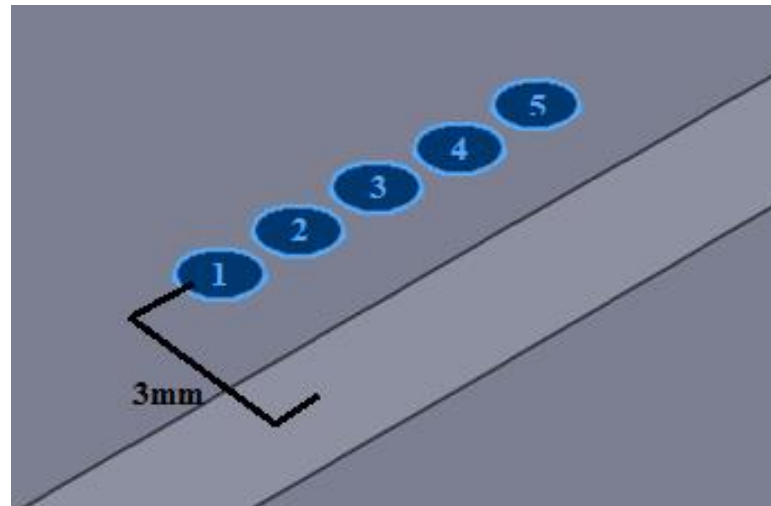
Tabela 8 – Parâmetros de soldagem Chapa C1

	Tensão (V)	Corrente (A)	Velocidade (mm/s)	Aporte térmico (J/mm)
Chapa 1	8,29	40	2,5	99,6

Fonte: O Autor (2020).

Foi utilizado uma fresadora Portal Zimmermann com fresa de 1,2 mm de diâmetro para execução dos cinco furos paralelos ao cordão de solda (Figura 36). É importante salientar que para a metodologia DPC os furos estudados não podem ser passantes, por isso foi escolhido para o trabalho a profundidade de corte de 0,5 mm levando em consideração a espessura da chapa ser de 1.4 mm.

Figura 36 – Definição das coordenadas de marcação da Chapa C1



Fonte: O Autor (2020).

Depois do procedimento de furação, as coordenadas (X, Y) do centro de cada furo, foram mapeados pelo método DPC-ID e por uma Máquina de Medição por Coordenadas (MMC) modelo HEXAGON, com controle numérico computadorizado e resolução de 0,0005 mm, fabricação GLOBAL ADV., ano 2014, do Laboratório de Qualidade da CMA – Goiana, conforme ilustra a Figura 37.

Figura 37 – Máquina de medição por coordenadas, modelo HEXAGON



(a)



(b)

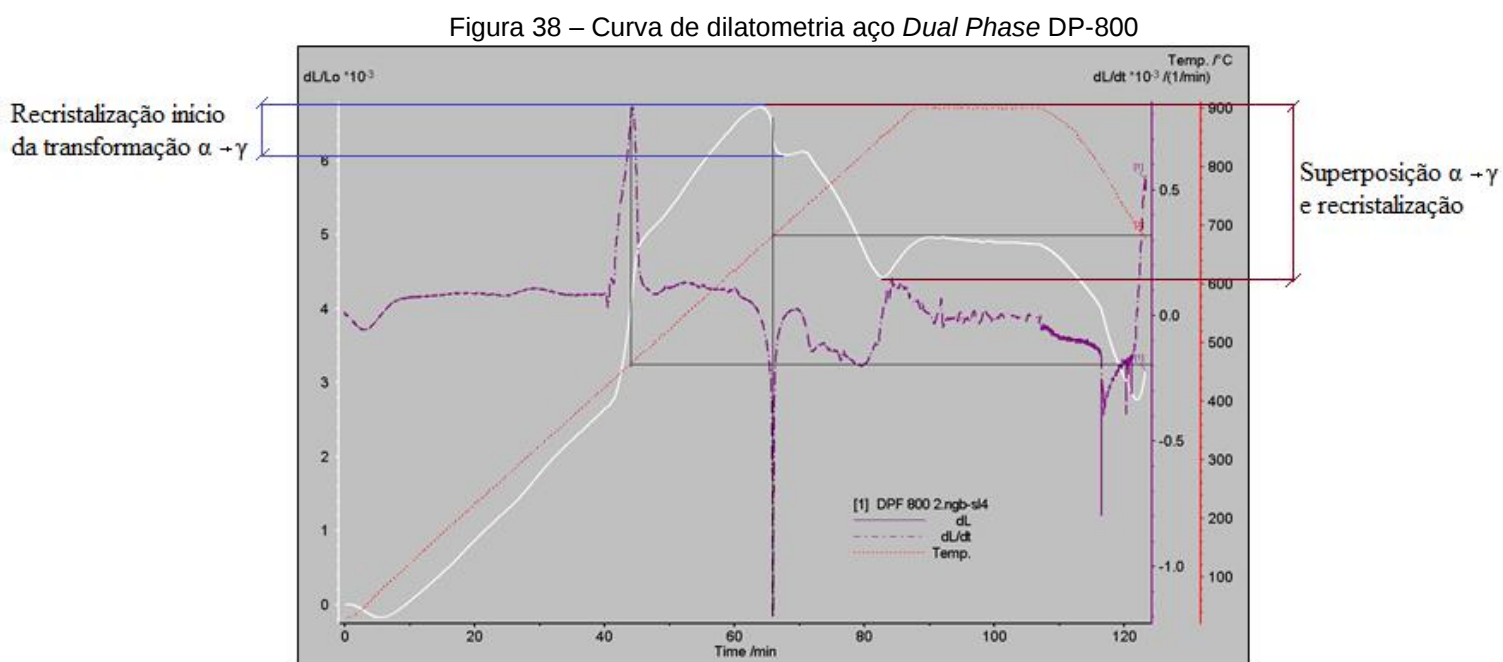
Fonte: O Autor (2020).

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

A seguir são apresentados os resultados e discussões dos experimentos realizados, sendo eles: ensaio de dilatometria para levantamento da temperatura ótima de tratamento de alívio de tensões, comparação entre as metodologias DPC e DPC-ID, análise das variações de das tensões residuais com variação de tratamento térmico pelo método DPC-ID e análise das tensões residuais devido as variações dos parâmetros de soldagem (corrente e velocidade) pelo método DPC-ID.

5.1 DETERMINAÇÃO DAS TEMPERATURAS DE TRATAMENTO TÉRMICO DE ALÍVIOS DE TENSÕES

A partir dos acidentes sobre a curva, foi identificado o domínio de recristalização entre 650 °C e 680 °C conforme a Figura 38. Baseado nos resultados encontrados na dilatometria, foram propostas as sequências térmicas deste estudo.



Fonte: O Autor (2020).

Para garantir a não recristalização durante os tratamentos térmico das amostras, serão consideradas temperaturas com até 6% inferiores a 650 °C durante o TTAT para garantir a não mudança de fase, como também executado de forma similar na pesquisa realizada por Gonçalves (2012).

5.2 DETERMINAÇÃO DAS TENSÕES RESIDUAIS ATRAVÉS DO DESLOCAMENTO DE PONTOS EM IMAGENS DIGITAIS

Para avaliar a eficácia do método DPC-ID foram calculadas as tensões na direção longitudinal e transversal ao cordão de solda para cada um dos dezessete pontos de cada amostra, através da metodologia apresentada (patente número registro BR10201901142).

Os parâmetros de soldagem iniciais foram definidos por um inspetor de soldagem nível 2, qualificado pelo SNQC FBTS através dos primeiros testes analisados. A partir dos mesmos, foi definida uma condição padrão (Amostra 1) com os parâmetros mostrados na Tabela 9, assim como as possíveis variações de corrente e velocidade de soldagem sem afetar a qualidade da solda.

Tabela 9 – Parâmetros de soldagem para chapa padrão

	Tensão (V)	Corrente (A)	Velocidade (mm/s)	Aporte Térmico (J/mm)
Chapa 1	8,3	40	2,5	99,6

Fonte: O Autor (2020).

A Tabela 10 apresenta os valores para as tensões residuais em módulo, para a chapa padrão, cuja direção da soldagem paralela à direção da laminação. Estando $|\sigma_y|$ a tensão residual na direção transversal em relação ao cordão de solda e $|\sigma_x|$ a tensão residual na direção longitudinal em relação ao cordão de solda (vide Figura 26).

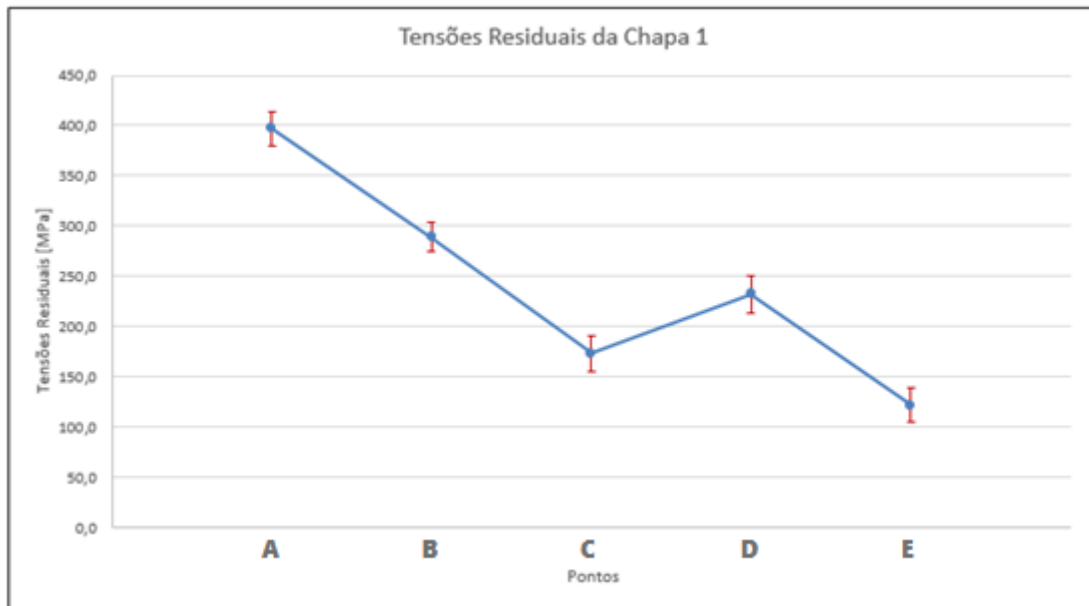
Tabela 10 – Tensões residuais dos pontos paralelos ao cordão de solda

Furo	$ \sigma_x $ [Mpa]	$ \sigma_y $ [Mpa]	Tensões Residuais [Mpa]
A	221,68 ± 12,71	236,60 ± 18,78	396,96 ± 16,60
B	20,90 ± 16,42	277,84 ± 12,12	288,86 ± 14,75
C	170,82 ± 13,40	5,53 ± 20,12	173,65 ± 17,74
D	136,38 ± 18,78	267,89 ± 17,33	232,01 ± 18,10
E	140,34 ± 11,13	61,00 ± 18,78	121,88 ± 16,36
Média	138,02 ± 14,49	169,77 ± 17,43	241,24 ± 16,71

Fonte: O Autor (2020).

Nota-se uma redução nas tensões residuais resultantes dos pontos de “A” até “E” no qual justifica-se pela direção de soldagem. O ponto “A” resfriou-se mais rapidamente que o ponto “E”, que sofreu menos distorções durante o resfriamento (menor gradiente de deformação) como ilustra a Figura 39.

Figura 39 – Tensões residuais resultantes dos pontos coordenados paralelos ao cordão de solda da Chapa 1 [Mpa]



Fonte: O Autor (2020).

Ao analisar o comportamento das tensões residuais nos treze pontos dispostos transversalmente ao cordão de solda (Tabela 11) observou-se a coerência com a literatura, ou seja, as tensões residuais devem ser menores que o limite de escoamento do metal de base (Fitzpatrick and Lodini, 2003; Modenesi et al., 2005).

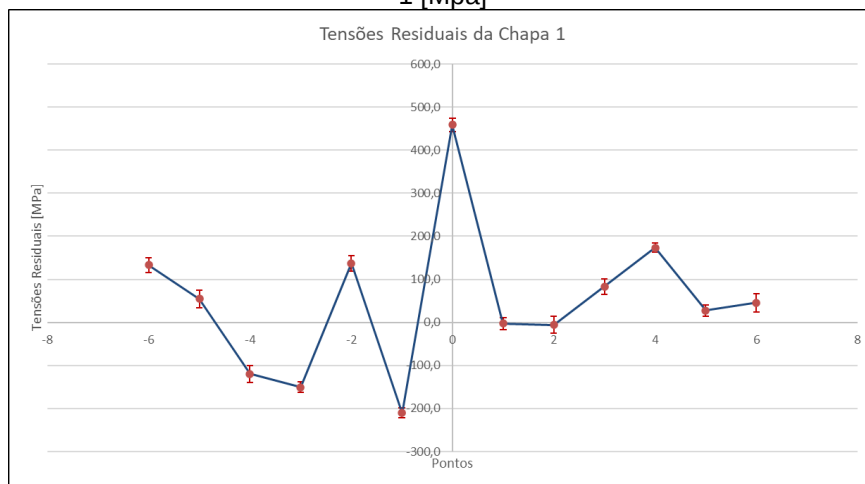
Tabela 11 – Tensões residuais dos pontos dispostos transversalmente ao cordão de solda

Furo	$ \sigma_x $ [Mpa]	$ \sigma_y $ [Mpa]	Tensões Residuais [Mpa]
6	472,13 $\pm$ 11,23	45,55 $\pm$ 22,42	496,47 $\pm$ 13,79
5	259,43 $\pm$ 19,74	27,96 $\pm$ 10,70	274,48 $\pm$ 12,78
4	166,85 $\pm$ 13,33	173,55 $\pm$ 19,76	294,82 $\pm$ 11,22
3	266,88 $\pm$ 18,39	83,48 $\pm$ 21,42	316,98 $\pm$ 16,74
2	170,82 $\pm$ 13,40	5,53 $\pm$ 20,12	173,65 $\pm$ 17,74
1	122,50 $\pm$ 15,73	2,61 $\pm$ 18,88	121,22 $\pm$ 14,72
0	252,30 $\pm$ 12,79	458,72 $\pm$ 11,40	624,36 $\pm$ 15,72
-1	136,16 $\pm$ 14,78	210,07 $\pm$ 17,74	184,57 $\pm$ 16,26
-2	284,87 $\pm$ 21,20	137,03 $\pm$ 19,73	246,76 $\pm$ 19,91
-3	385,65 $\pm$ 19,11	150,78 $\pm$ 18,78	336,62 $\pm$ 13,76
-4	255,10 $\pm$ 18,78	119,58 $\pm$ 13,43	221,07 $\pm$ 18,13
-5	251,78 $\pm$ 15,42	54,62 $\pm$ 17,11	283,07 $\pm$ 16,71
-6	161,75 $\pm$ 11,40	133,24 $\pm$ 12,21	149,55 $\pm$ 12,78

Fonte: O Autor (2020).

A Figura 40 ilustra facilmente as regiões de tração (valores de tensões residuais longitudinais positivas) e compressão (valores de tensões residuais longitudinais negativas) das regiões dispostas transversalmente ao cordão de solda através das tensões residuais longitudinais.

Figura 40 – Tensões residuais longitudinais dispostas transversalmente ao cordão de solda da Chapa 1 [Mpa]



Fonte: O Autor (2020).

5.3 COMPARAÇÃO DAS TENSÕES RESIDUAIS OBTIDAS ATRAVÉS DO MÉTODO DPC E DPC-ID

Para validação da metodologia foi realizada uma amostra (Chapa C1) com os mesmos parâmetros de soldagem da Chapa 1 e medindo as tensões residuais com dois métodos distintos, DPC e DPC-ID. Os resultados das tensões do processo de soldagem foram separados por localização: nas zonas termicamente afetada a 3 mm do centro do cordão de solda.

Os resultados das medições das tensões residuais, em cada ponto do corpo de prova soldado, estão apresentados na Tabela 12 e representados na Figura 39, para as duas metodologias de medição. Os cinco pontos enumerados nos gráficos dos resultados das tensões residuais devem ser analisados individualmente.

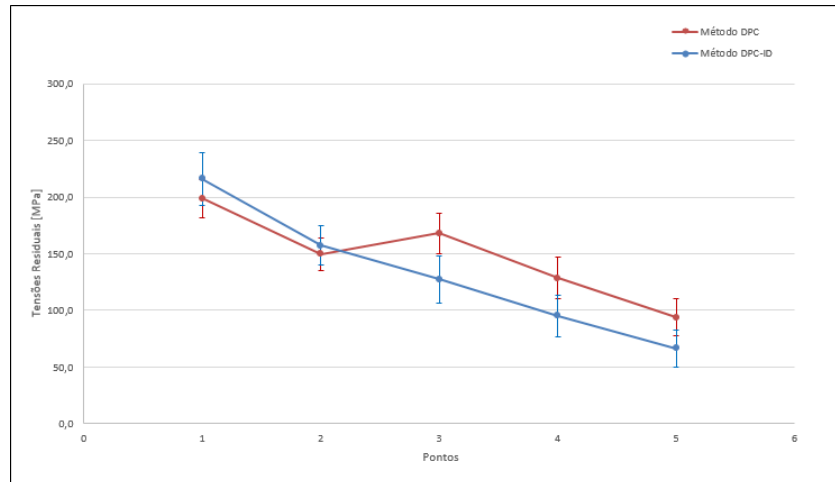
Tabela 12 – Tensões residuais resultantes dispostas transversalmente cordão de solda obtidas pelos métodos DPC e DPC-ID (Chapa C1)

Ponto	Método DPC	Método DPC-ID
1	198,66 ± 16,60	215,99 ± 16,71
2	149,61 ± 14,75	157,30 ± 14,40
3	168,03 ± 17,74	127,35 ± 16,40
4	128,61 ± 18,10	95,10 ± 13,29
5	93,71 ± 16,36	66,31 ± 13,19

Fonte: O Autor (2020).

Na Figura 41 é observado que os valores medidos das tensões residuais transversais, em ambos os métodos, se encontram entre 66,3 MPa e 215,9 MPa indicando tensões positivas tanto pelo método DPC quanto pelo método de medição por coordenadas imagens digitais. Observa-se também que as tensões resultantes nos pontos 1, 2, 4 e 5 pelo método DPC-ID estão dentro do intervalo de incerteza das medições por DPC, divergindo apenas no ponto 3, mas o mesmo acompanha a tendência pontual.

Figura 41 – Gráfico comparativo das tensões residuais resultantes dispostas transversalmente ao cordão de solda obtidas pelos métodos DPC e DPC-ID



Fonte: O Autor (2020).

De acordo com a ASTM E 837, um erro de medida da tensão residual de um ponto (furo) é estimado pela razão:

$$ERRO_{ASTM} = \frac{\sigma_{ASTM}}{\sigma_{REAL}} \quad (5.1)$$

Na equação (5.1) tem-se:

$\sigma_{ASTM} \rightarrow$ Tensão residual aliviada determinada através dos coeficientes e metodologia da norma em questão. [MPa];

$\sigma_{REAL} \rightarrow$ Tensão determinada experimentalmente. [MPa].

Baseado na razão das tensões pode-se estimar o erro do método DPC-ID em relação à metodologia DPC através da relação da Equação 5.2:

$$ERRO_{EQUIVALENTE} = \frac{\sigma_{DPC-ID}}{\sigma_{DPC}} \quad (5.2)$$

Na equação (5.2) tem-se:

$\sigma_{DPC-ID} \rightarrow$ TR no estado plano, determinadas pelo método DPC-ID [MPa];

$\sigma_{DPC} \rightarrow$ TR no estado plano, determinadas pelo método DPC [MPa].

Os valores determinados por esta técnica serviram para validar o método utilizado. No qual o erro equivalente (determinados pela medição na condição de estado plano) cometido pelas medições por coordenadas em relação às medições pela metodologia DPC-ID variou conforme a inequação abaixo:

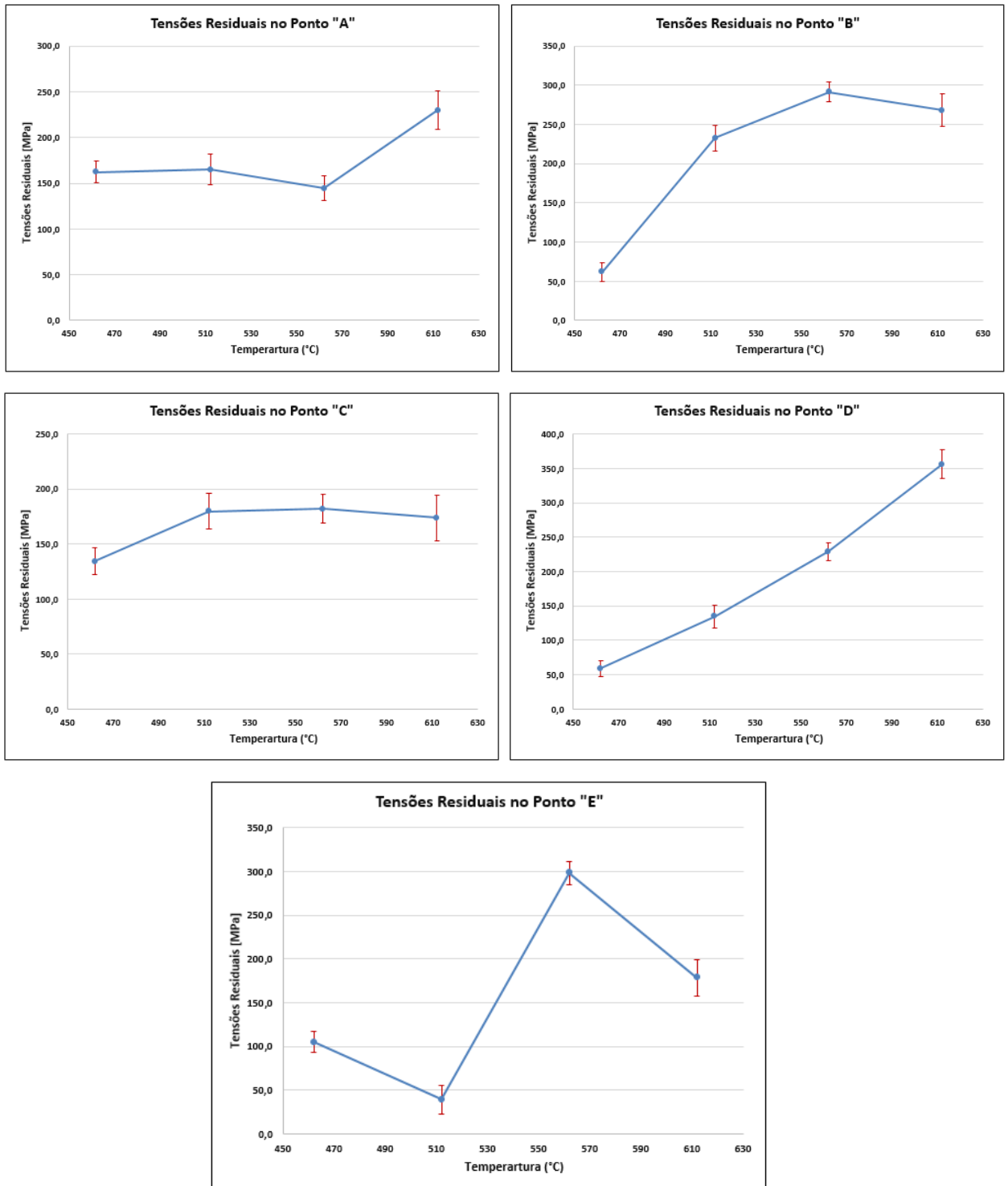
$$5\% < \text{ERRO}_{\text{EQUIVALENTE}} < 29\% \quad (5.3)$$

5.4 INFLUÊNCIA DA TEMPERATURA NO TRATAMENTO DE ALÍVIOS DE TENSÕES

Vários tratamentos de alívio de tensão foram aplicados para mensurar as tensões residuais no metal de base afetado. Observou-se que o alívio de tensões depende fundamentalmente da temperatura de tratamento térmico com a utilização das amostras de 1 a 4, como também observado por Moraes Jr. (2008), no qual soldou uma junta de aço microligado de alta resistência com 60 mm de espessura e posteriormente tratou-as termicamente em diferentes temperaturas, 585 °C e 650 °C. Avaliou-se o efeito do tratamento térmico sobre as propriedades mecânicas e as tensões residuais do material.

A análise individual pontual ilustrada na Figura 42 para as chapas soldadas demonstra que o alívio de tensões residuais na zona termicamente afetada sofre um leve aumento quando se compara os tratamentos a 462 °C com o de 612 °C.

Figura 42 – Comportamento dos pontos coordenados paralelos ao cordão de solda com variação da temperatura de tratamento térmico [MPa]



Fonte: O Autor (2020).

Como observado na análise pontual, ocorreu um aumento gradativo nas tensões residuais médias, representado na Tabela 13 na ordem de 121,2% com o

aumento da temperatura no TTAT entre as Chapas 1 e 4, como visto também por Lee et al. (2014).

Foi observado a partir da comparação entre os Pontos “A” e “E” e correlacionando com o sentido de soldagem que o resfriamento mais lento apresenta menor gradiente de deformação e, após o TTAT apresenta menor deslocamento.

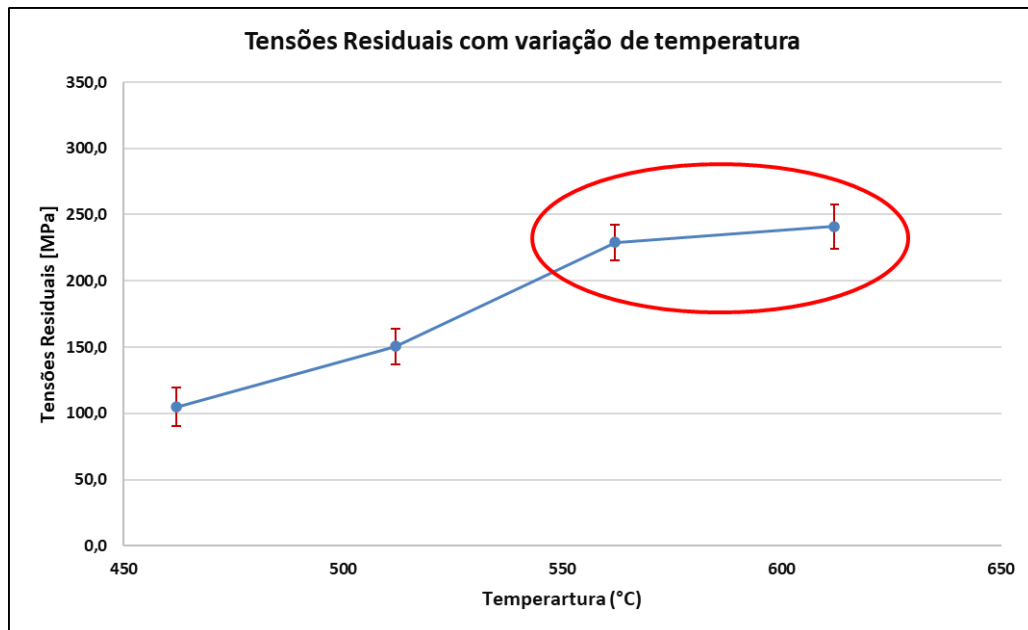
Tabela 13 – Tensões residuais resultantes dos pontos paralelos ao cordão de solda para mudança de tratamento térmico

Amostra	Temperatura de Tratamento Térmico [°C]	Média das Tensões Residuais [Mpa]
Chapa 1	612	241,24 ± 16,71
Chapa 2	562	229,19 ± 13,40
Chapa 3	512	150,41 ± 13,40
Chapa 4	462	104,67 ± 14,49

Fonte: O Autor (2020).

A análise da curva de tensão residual resultante, nas marcações transversais ao cordão de solda, apresentou uma característica de aumento da tensão residual do material com o aumento da temperatura de tratamento térmico, entretanto percebesse uma estabilização nas tensões residuais a temperaturas superiores a 562 °C, como pode ser visualizada na Figura 43. Indicando assim que a temperaturas inferiores não são capazes de promover o alívio de tensões necessários para os experimentos.

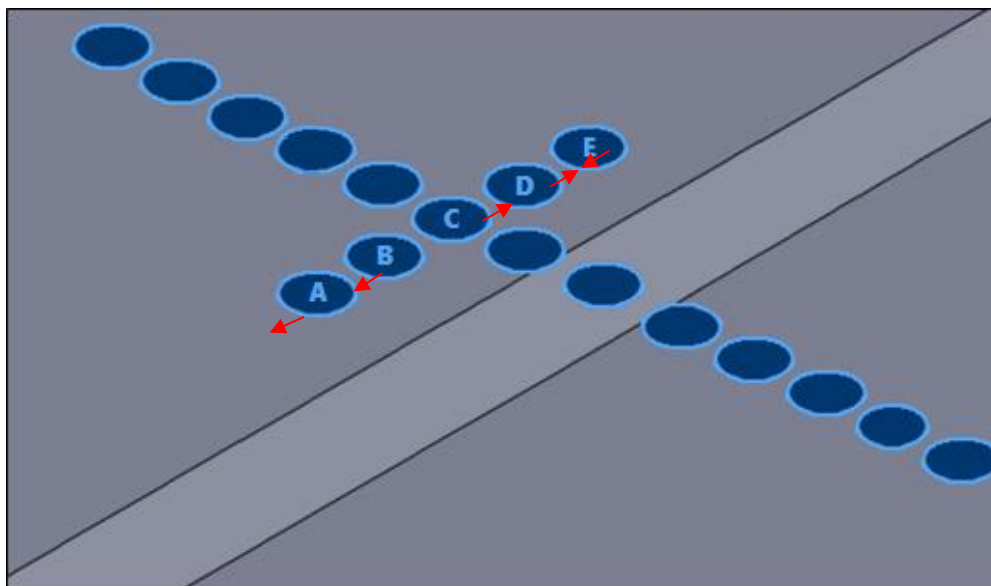
Figura 43 – Influência da temperatura de tratamento térmico nas tensões residuais resultantes –
Média dos pontos paralelos ao cordão de solda



Fonte: O Autor (2020).

Ao analisar os deslocamentos dos pontos “A” e “E” nos corpos de prova, para identificação da região como trativa ou compressiva, observou-se uma aproximação entre os pontos “A” e “E” (Figura 44) apesar dos mesmos possuírem mesmo sentido, quando comparado com as coordenadas iniciais, indicando assim uma região compressiva (OKURAMA, 2002).

Figura 44 – Comportamento do deslocamento dos pontos das Chapas de 1 a 4

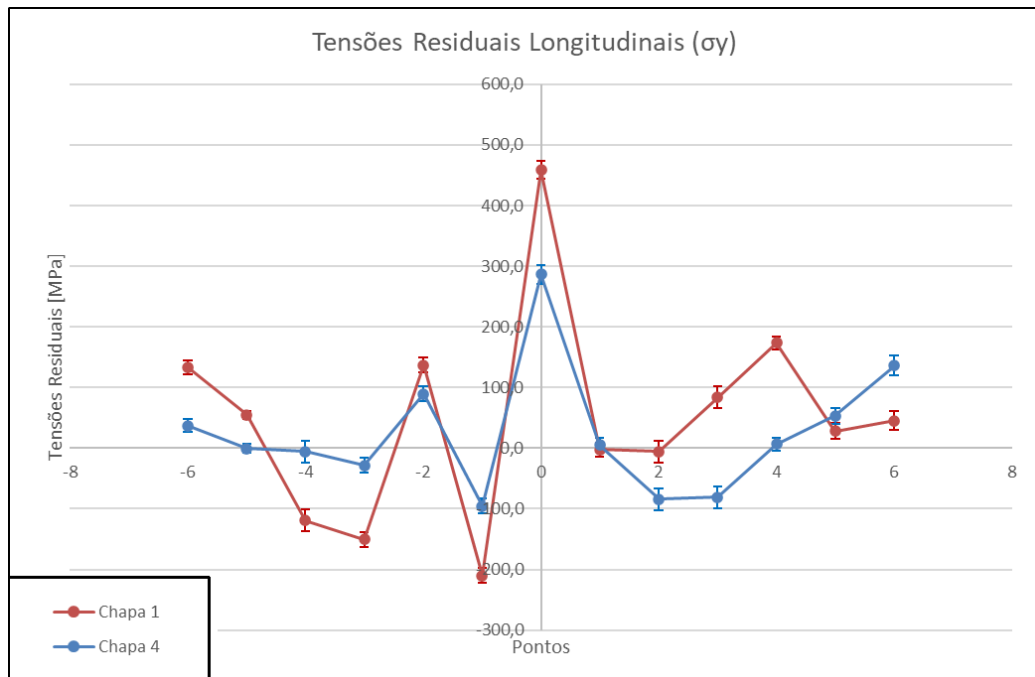


Fonte: O Autor (2020).

Akbari et al. (2008) analisou numericamente e mediu experimentalmente a tensão residual em soldas de aço inoxidável 304L pelo processo de soldagem GTAW. Como resultado, relatou que, enquanto a tensão residual de tração é formada na zona de fusão, há uma formação da tensão residual de compressão correspondente na zona afetada pelo calor, como também foi encontrado neste trabalho.

Na análise da curva de tensão residual longitudinal (σ_y) nas marcações transversais ao cordão de solda apresentaram também mesma característica, ou seja, aumenta a tensão residual do material com o aumento da temperatura de tratamento térmico, como observa-se na Figura 45.

Figura 45 – Tensões residuais longitudinais dispostas transversalmente ao cordão de solda das Chapa 1 e 4 (Variação da temperatura de tratamento térmico)



Fonte: O Autor (2020).

5.5 INFLUÊNCIA DO AUMENTO DA CORRENTE DE SOLDAGEM NAS TENSÕES RESIDUAIS

Algumas correntes de soldagem foram utilizadas para verificar a influência da mudança deste parâmetro nas tensões residuais. Destacou-se que com o aumento da corrente de soldagem média há um aumento proporcional nas tensões residuais. Conforme a Eq. 3.2, ao se manter constantes a tensão de soldagem e a velocidade

de soldagem, com o aumento da corrente, o aporte térmico aumenta proporcionalmente.

Desta forma, ao variar a corrente de soldagem empregada, mantendo fixos os demais parâmetros, a variação resultante no formato da poça de soldagem poderá afetar outras características, como, por exemplo, o gradiente térmico do cordão de solda durante o resfriamento, o que está diretamente ligado ao nível de tensão residual gerado (KOU, 2002).

Além disso, ao variar a corrente de forma isolada, uma variação na taxa de fusão ocorre (LESNEWICH, 1958), o que influencia na taxa de deposição e, consequentemente, no nível de contração imposto a junta.

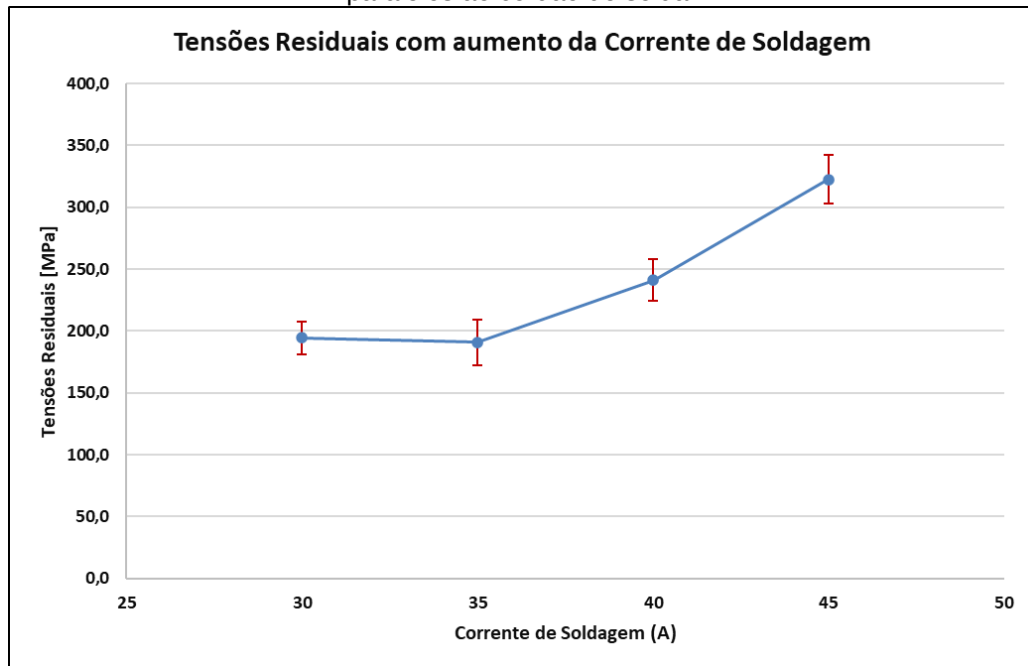
Para o cenário de aumento da corrente de soldagem (Tabela 14), foram comparadas as tensões residuais da Chapa 1 (padrão) com as Chapas 5, 6 e 7 e destacou-se que com o aumento da corrente de soldagem média implicou em um aumento das tensões residuais como ilustra a Figura 46.

Tabela 14 – Tensões residuais resultantes dos pontos paralelos ao cordão de solda para mudança de corrente de soldagem

Amostra	Corrente de Soldagem [A]	Média das Tensões Residuais [Mpa]	Temperatura de Tratamento Térmico [°C]	Aporte Térmico (J/mm)
Chapa 5	45	322,70 ± 19,43	612	130,9
Chapa 1	40	241,24 ± 16,71	612	99,6
Chapa 6	35	191,03 ± 18,53	612	98,6
Chapa 7	30	194,45± 13,51	612	91,8

Fonte: O Autor (2020).

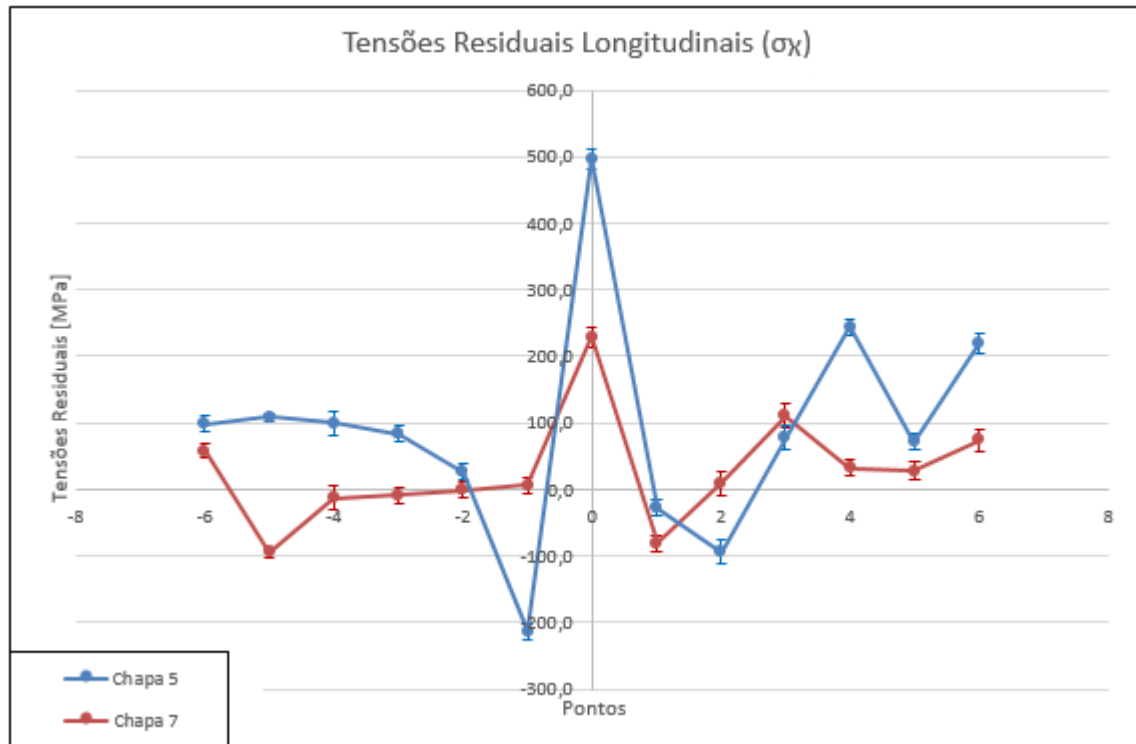
Figura 46 – Influência da corrente de soldagem nas tensões residuais resultantes – Média dos pontos paralelos ao cordão de solda



Fonte: O Autor (2020).

Para o cenário de aumento da corrente de soldagem e com mesma temperatura de tratamento térmico, foram comparadas as tensões residuais nos pontos transversais da Chapa 5 (maior corrente) com a Chapa 7, Figura 47, e destacou-se que com o aumento da tensão de soldagem média implicou em um aumento nas tensões residuais, como também observado por Scotti e Mishchenko (2018).

Figura 47 – Tensões residuais longitudinais dispostas transversalmente ao cordão de solda das Chapa 5 e 7 (Variação da corrente de soldagem)



Fonte: O Autor (2020).

A análise da curva de tensão residual resultante paralela ao cordão de solda apresenta leve aumento com o aumento da corrente de soldagem de 30 A para 45 A, na ordem de 65,96%, como ilustrado na Figura 44. Conforme a Eq. 3.2, ao se manter tensão e velocidade de soldagem, com o aumento da corrente de soldagem, as tensões residuais aumentam proporcionalmente com o aporte térmico.

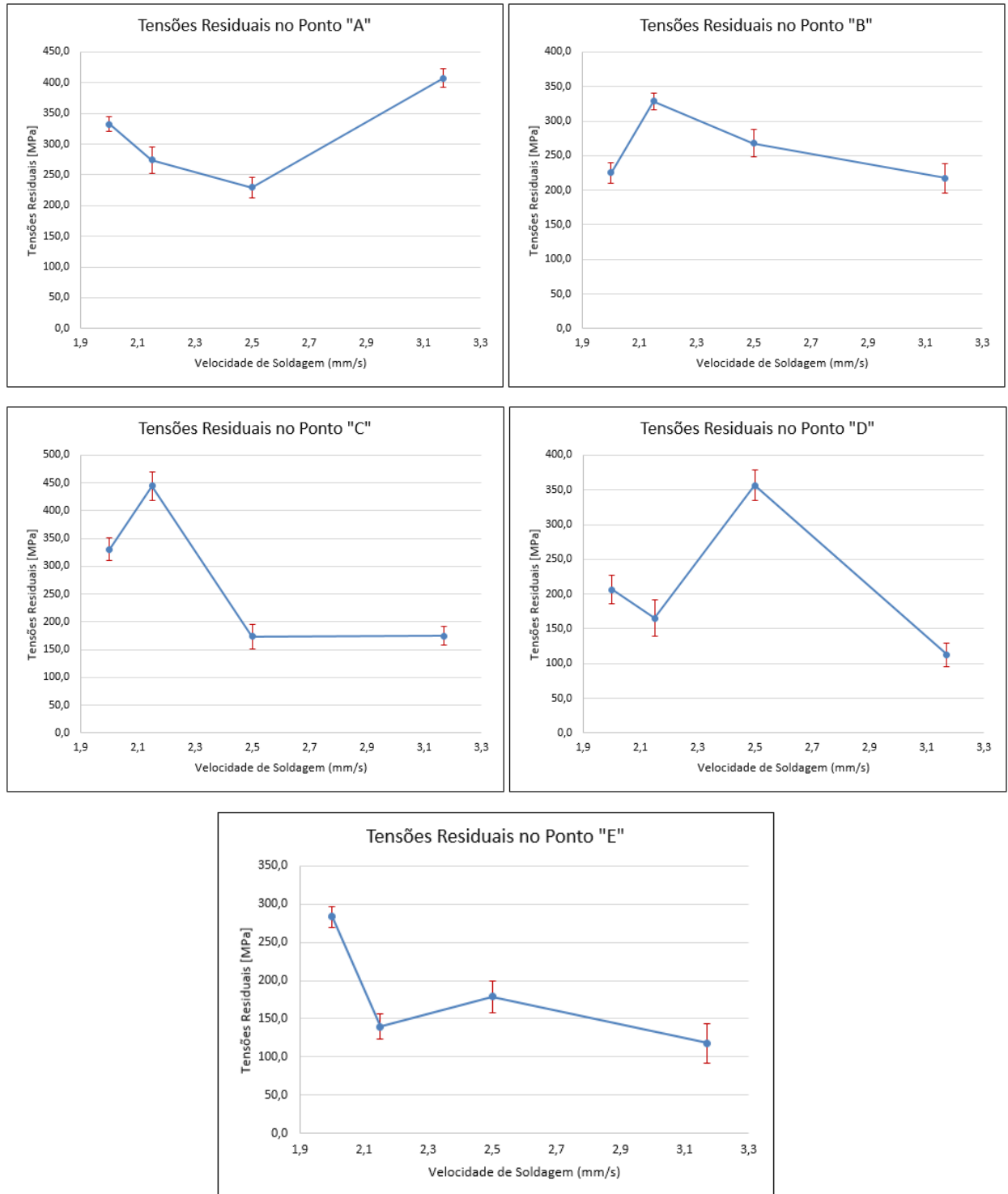
5.6 INFLUÊNCIA DO AUMENTO DA VELOCIDADE DE SOLDAGEM NAS TENSÕES RESIDUAIS

O terceiro cenário analisado observou a influência da velocidade de soldagem, no qual foram comparadas as tensões residuais da Chapa 1 (padrão) com as chapas 8, 9 e 10 e destacou-se que com o aumento da velocidade de soldagem implicou em uma redução das tensões residuais.

A análise individual pontual das marcações localizadas paralelas ao cordão de solda, ilustrada na Figura 48, demonstra que as tensões residuais na zona

termicamente afetada sofrem uma leve redução proporcionalmente com o aporte térmico quando se compara as velocidades de 2,00 mm/s com a de 3,17 mm/s.

Figura 48 – Comportamento dos pontos coordenados paralelos ao cordão de solda com variação da velocidade de soldagem [MPa]



Fonte: O Autor (2020).

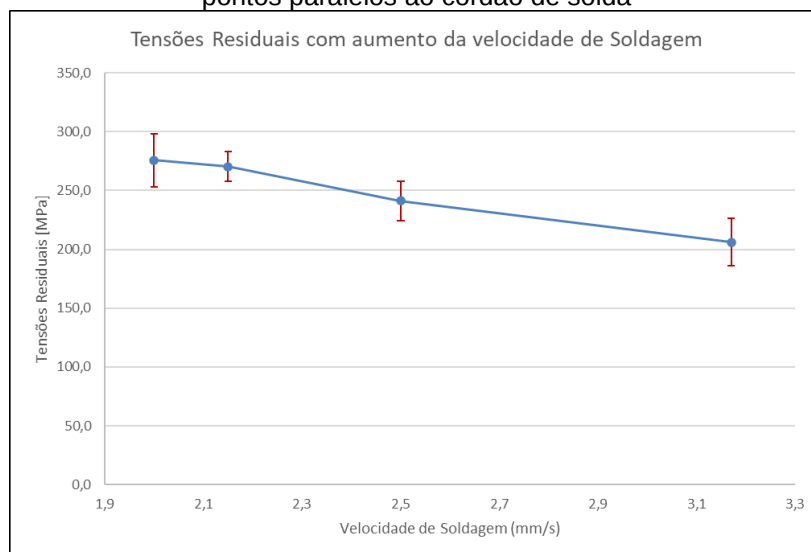
Como observado na análise pontual, com exceção do Ponto “A”, ocorreu uma diminuição gradativa nas tensões residuais médias representadas na Tabela 15 e ilustrado na Figura 49, na ordem de 33,78% com o aumento da velocidade de soldagem entre as Chapas 10 e 8, como visto também por Scotti e Mishchenko (2018).

Tabela 15 – Tensões residuais resultantes dos pontos paralelos ao cordão de solda para mudança de velocidade de soldagem

Amostra	Velocidade de Soldagem [mm/s]	Temperatura de Tratamento Térmico [°C]	Média das Tensões Residuais [Mpa]
Chapa 10	2,00	612	275,59 ± 22,31
Chapa 9	2,15	612	270,32 ± 12,45
Chapa 1	2,50	612	241,24 ± 16,71
Chapa 8	3,17	612	206,00 ± 20,23

Fonte: O Autor (2020).

Figura 49 – Influência da velocidade de soldagem nas tensões residuais resultantes – Média dos pontos paralelos ao cordão de solda



Fonte: O Autor (2020).

5.7 INFLUÊNCIA DO APORTE TÉRMICO

Ao utilizar a metodologia de superposição de imagens para medição de tensões residuais (DPC-ID), pode-se observar um aumento das tensões elásticas do material com o aumento da energia de soldagem.

A Tabela 16 apresenta o aporte térmico em cada processo de amostra soldada.

Tabela 16 – Parâmetros de processo

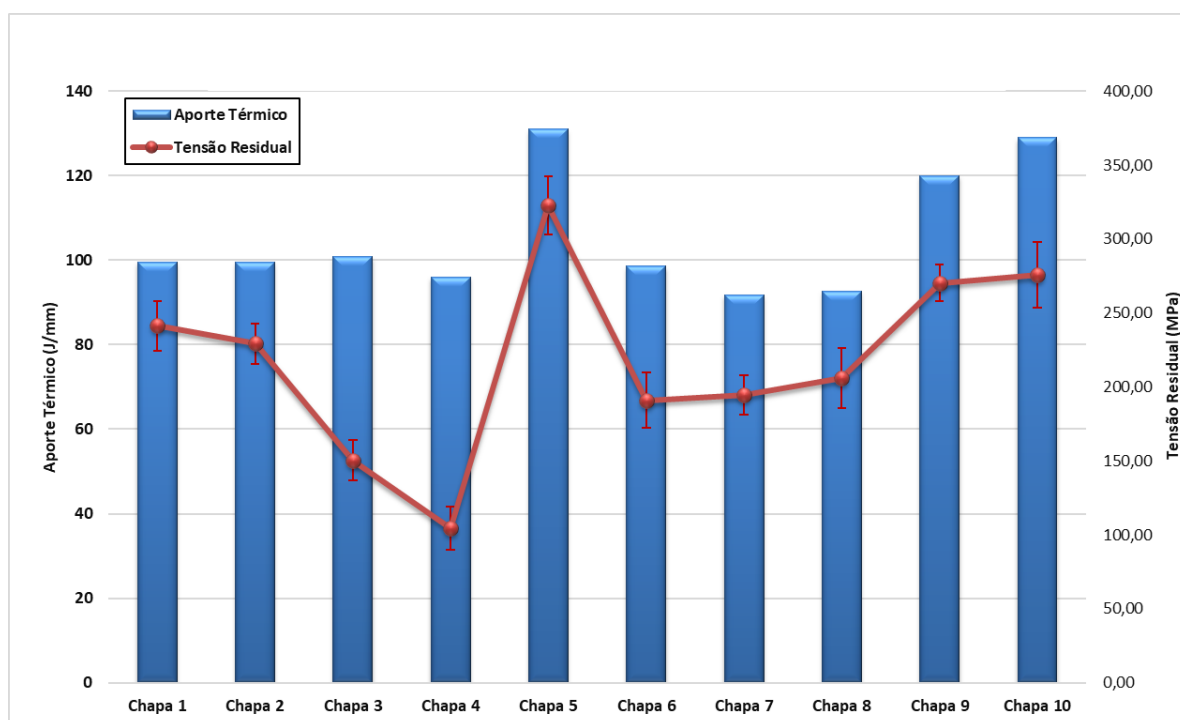
	Tensão (V)	Corrente (A)	Velocidade (mm/s)	Temperatura de tratamento térmico (°C)	Tensão residual resultante (Mpa)	Aporte térmico (J/mm)
Chapa 1	8,3	40	2,50	612	241,24 ± 16,71	99,6
Chapa 2	8,3	40	2,50	562	229,19 ± 21,34	99,6
Chapa 3	8,4	40	2,50	512	150,41 ± 15,62	100,8
Chapa 4	8,0	40	2,50	462	104,67 ± 13,17	96
Chapa 5	9,7	45	2,50	612	322,70 ± 18,36	130,9
Chapa 6	9,4	35	2,50	612	191,03 ± 11,10	98,6
Chapa 7	10,2	30	2,50	612	194,45 ± 13,51	91,8
Chapa 8	9,8	40	3,17	612	206,00 ± 20,23	92,7
Chapa 9	8,6	40	2,15	612	270,32 ± 16,43	120,0
Chapa 10	8,6	40	2,00	612	275,59 ± 22,31	129,0

Fonte: O Autor (2020).

Pode-se observar que mesmo com aporte térmico aproximado entre as Chapas 1, 2, 3 e 4 as tensões residuais calculadas diminuíram significativamente, devido a diferença de tratamento térmico entre as amostras, demonstrando assim a grande influência da temperatura de tratamento térmico na metodologia aplicada.

A Figura 50 demonstra também a influência do aporte térmico nas tensões residuais. No qual, a Chapa 5 com maior magnitude de aporte térmico, representou também a maior tensão residual calculada.

Figura 50 – Aporte térmico x Tensões residuais resultantes médias



Fonte: O Autor (2020).

Com a mudança da velocidade de soldagem de 2,5 mm/s para 3,17 mm/s, há uma redução no aporte térmico de 99,6 para 91,3 J/mm, no qual acarretou uma redução proporcional na tensão residual na ordem de 14,61% ($241,24 \pm 16,71$ para $206,00 \pm 20,23$ MPa), e quando a mudança da velocidade de soldagem passa de 2,5 mm/s para 2,0 mm/s ocorreu um aumento no aporte térmico de 99,6 para 129,0 J/mm, causando um aumento significativo da tensão residual na ordem de 14,24% ($241,24 \pm 16,71$ MPa para $275,59 \pm 22,31$ MPa).

Quando comparado a chapa dita padrão (Chapa 1) com a Chapa 7, que mesmo com aporte térmico semelhante apresenta valores superiores de tensão residual, na ordem de 24,06%. Tal comportamento pode ser observado por Magalhães (2008), no qual afirma que a corrente de soldagem é o parâmetro de maior influência, considerando níveis de energia de soldagem semelhantes, em algumas propriedades finais da solda, como diluição e tensões residuais.

Pode-se observar que com a modificação da corrente de soldagem mantendo-se os demais parâmetros constantes há uma mudança direta no aporte térmico impactando diretamente na intensidade das tensões residuais, como também observado por Scotti e Mishchenko (2018).

Com a mudança da corrente de soldagem de 40 A para 30 A, há uma redução no aporte térmico de 99,6 para 91,8 J/mm e também na tensão residual na ordem de 19,40% ($241,24 \pm 16,71$ MPa para $194,45 \pm 13,51$ MPa), e quando a mudança da corrente de soldagem passa de 40 A para 45 A provocando aumento no aporte térmico de 99,6 para 130,9 J/mm há um aumento significativo da tensão residual de 33,78% ($241,24 \pm 16,71$ MPa para $322,70 \pm 19,43$ MPa).

6 CONCLUSÃO

Na realização dos experimentos, pode-se concluir que:

- a) O método DPC-ID mostrou-se bastante coerente, quando comparado aos valores pelo método DPC. Estando na faixa de erro equivalente entre 5% e 29% nos valores nominais e dentro dos erros de medição;
- b) A metodologia aplicada geradora da patente com número de registro BR10201901142, DPC-ID, mostrou-se bastante coerente, quando comparado e ao limite de escoamento do material;
- c) Foram identificadas tensões residuais de compressão na zona afetada termicamente assim como regiões trativas foram identificadas no cordão de solda;
- d) Observou-se um aumento gradativo das tensões residuais resultantes calculadas nas marcações transversais ao cordão de solda na ordem de 121,2% com o aumento da temperatura de tratamento térmico entre as chapas, de 462°C para 612°C;
- e) Observou-se através da metodologia DPC-ID que com a diminuição da corrente de soldagem utilizado na chapa padrão de 40 A para 30 A, há uma redução da tensão residual na ordem de 16,02% e quando a mudança da corrente de soldagem passa de 40 A para 45 A, existe um aumento de 39,36%;
- f) No aumento da velocidade de soldagem de 2 mm/s para 3,17 mm/s, mantendo-se os demais parâmetros constantes, corrente, distância do arco, vazão do gás de proteção e mesma temperatura de tratamento térmico aplicado, implicou em uma redução gradativa nas tensões residuais médias na ordem de 25,25%;
- g) Observou-se pela metodologia de superposição de imagens para medição de tensões residuais (DPC-ID), uma ampliação das tensões elásticas do material com o aumento na magnitude no aporte térmico. Quando comparado a amostra de maior (130,9 J/mm) com a de menor aporte térmico (92,7 J/mm) notou-se um incremento de 65,96% nas tensões residuais médias.

7 SUJESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS

- a) Avaliar as tensões residuais introduzidas pelo sistema de fixação dos corpos de prova durante o processo de soldagem;
- b) Simulação e estudo estatístico da influência dos parâmetros de soldagem na tensão residual;
- c) Relação da deformação e tensão residual utilizando o método DPC-ID;
- d) Viabilidade da utilização da metodologia DPC-ID em chapas em campo;
- e) Estudo das tensões residuais em chapas forjadas pela metodologia DPC-ID;
- f) Análise financeira de medições de tensões residuais utilizando o método DPC-ID e o furo cego.

REFERÊNCIAS

- ADVANCED HIGH STRENGTH STEEL APPLICATION GUIDELINES, **International Iron & Steel Institute**. Committee on Automotive Applications, VERSION 4.1, 2009.
- S. A. A. AKBARI MOUSAVI and R. MIRESMAEILI. Experimental and numerical analyses of residual stress distributions in TIG welding process for 304L stainless steel. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 208, no. 1–3, pp. 383–394, 2008.
- AMERICAN WELDING SOCIETY. **Welding Handbook** – fundamentals of welding. 7. ed., 1994, vol. 1, 373 p.
- ANDEROGLU, B.S.O., **Residual stress measurement using X-ray diffraction**, Texas, Master of science, 2004, p. 12-42.
- ARCELORMITTAL CATALOG, **Complex Phase Steel** – Automotive Worldwide, European Edition, 2010.
- ASTM. **Standard Guide for installing Bonded Resistance Strain Gages**, ASTM designation, E1237 – 93
- ASTM E 837 – 01. **Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method**, 2002.
- AZEVEDO, A. G. L. D., FERRARESI, V. A., FARIAS, J. P. **Uma Revisão sobre o processo de soldagem A-TIG**, Simpósio de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Uberlândia, UFU. 2006.
- BARROS, P. S., **Estudo de tensões residuais através de deslocamento de pontos coordenados baseado em imagens digitais**. 2020. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Pernambuco, Recife, 2020.
- BOSCH, J. A., **Coordinate Measuring Machines and Systems**, Book, CRC, New York, p. 443, 1995.
- BRANDI, S. D, WAINER, E., MELLO, F. D. H. D., **Soldagem Processos e Metalurgia**. 7. ed. São Paulo: Blucher, v. 1, 1992. cap. 2c, p. 60- 99.
- CALLE, G. M. A., **Análise Numérico-Computacional das Tensões Residuais Induzidas pelo Jateamento com Granalha**, p. 96, Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, Dissertação, 2004.
- CALLE, M.A.; ALVES, M., **Methodology for Numerical Modelling of the Shot Peening Process using Multibody System**, In: 8th Brazilian Conference on Dynamics, Control and Applications, 2009, Bauru. Proceedings of the 8th Brazilian Conference on Dynamics, Control and Applications. Bauru: UNESP, 2009. v. 8.
- CALLISTER, W. D., **Ciência e engenharia de materiais: Uma introdução**, 5ed. LTC, São Paulo, 2002, p. 78-100.

CHUVAS, T. C., **Estudo da Influência dos Parâmetros de Tratamento de Alívio das Tensões Residuais por Vibração Mecânica em Juntas Soldadas a Plasmas**, Universidade Federal Fluminense, Niterói, 2012.

CINDRA FONSECA, M. P. **Evolução do Estado de Tensões Residuais em Juntas Soldadas de Tubulação Durante Ciclos de Fadiga**. Tese de Doutorado em Engenharia Metalúrgica e de Materiais, COPPE/UFRJ, 2000.

DALLY, J.W., RILEY, W.F., **Experimental stress analysis**, 3rd, McGraw-Hill, New York, 1991.

DOCOL, Docol DP Dual Phase Steels-Data sheet GB8201DOCOL. [S. l.], 13 fev. 2014. Disponível em: <https://www.yumpu.com/en/document/read/11500113/datasheet-docol-500-dp-ssab>. Acesso em: 22 fev. 2020.

ESAB, Conhecimento - Apostilas. **ESAB.COM.BR**, 25 Janeiro 2005. Disponível em: <http://www.esab.com.br/br/pt/education/apostilas/upload/1901104rev0_apostilasoldagemmigmag_low.pdf>. Acesso em: 01 Março 2015.

FITZPATRICK, M. E.; LODINI, A., **Analysis of Residual Stress by Diffraction using Neutron and Synchrotron Radiation**, CRC Press, 2003.

FORTES, C., **Arames Tubulares OK**, Contagem/MG: ESAB S/A Industria e Comércio. Revisão 2004, p 101.

GONÇALVES, I. L., **Influência da Temperatura no Tratamento de Alívios de Tensões em uma Junta Soldada Baseado no Método DPC**, Dissertação de mestrado, 2015.

IISI, **Advanced High Strength Steel (AHSS)** – Application Guidelines. AISI, Southfield, MI, March 2005.

KANDIL, F. A., Lord, J. D.; **NPL Report MATC(A)04. A Review of residual Stress Measurement Methods** – a Guide to Technique Selection, Feb 2001.

KOBAYASHI, A.S., **Handbook on Experimental Mechanics**, Society For Experimental Mechanics, Inc, Prentice-Hall, New Jersey, 1987.

KOU, S., **Welding metallurgy**. 2nd Ed. John Wiley & Sons. 2002.

KWOFIE, S., **Plasticity model for simulation, description and evaluation of vibratory stress relief**, Materials Science and Engineering A, vol. 516, pp. 154-161, 2009.

LAJARIN, S. F., **Influência da variação do módulo de elasticidade na previsão computacional do retorno elástico em aços de alta resistência**, Tese de doutorado, 2012.

LEE, J. Y., KO, S. H., FARSON, D. F., YOO, C. D., **Mechanism of keyhole formation and stability in stationary LASER welding**, J. Physics D: applied physics; n. 35, p. 1570-1576, 2002.

LESNEWICH, A., **Control of Melting Rate and Metal Transfer in Gas Shielded Metal Arc Welding: Part I - Control of Electrode Melting Rate**, Welding Journal, 37-8 (1958) 343S -353S.

LIMA, N. B., **Influência da textura em medidas de tensão residual**, 105 p., Tese de Doutorado, Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, Universidade de São Paulo, São Paulo, 1991.

LU, J., **Handbook of Measurement of Residual Stresses**, editora Fairmont Press, Universidade da California, 1996.

LUCAS, W., HOWSE, D. S., **Activating flux Increasing the performance and productivity of the TIG and plasma processes**, Welding & Metal Fabrication, 1996. v.64 n.1, p. 11-17.

LUCENA, H. N., **Geração de estratégias de medição de superfícies complexas em sistema CAD para máquinas de medir por coordenadas**, UNIMEP, Santa Bárbara d'Oeste, SP, 2009. (Dissertação)

MACHERAUCH, E., KLOSS, K. H., **Origin, Measurements and Evaluation of Residual Stress in Science and Technology**, Ed. by Macherauch, V. Hauk, DGM VERLAG, 1987.

MARQUES, P. V., MODENESI, P. J., BRACARENSE, A. Q., **Soldagem: Fundamentos e Tecnologia**, 3ª. ed. Belo Horizonte: UFMG, v. Único, 2011. 365p.

MARTINS, C. O. D., STROHAECKER, T. R., ROCHA, A. S., HIRSCH, T. K., **Comparação entre Técnicas de Análise de Tensões Residuais em Anéis de Rolamento do Aço ABNT 52100**, Revista Matéria, v 9, 2004, p. 20–28.

MARYA, M., GAYDEN, X. Q., **Development of Requirements for Resistance Spot Welding Dual-Phase (DP-600)**, Steels Part 1 - The Causes of Interfacial Fracture. Welding Journal. v.84. n.11.pp.172s-182, 2005.

MENDES, C. E. , FERREIRA, R. A. S. , MELO, L. G. T. C. , BARROS, P. S. , GONÇALVES, I. L. , ROLIM, T. L., YADAVA, Y. P. , PINA, E. A. C., **Influence of Rolling Direction in Calculation of Residual Stress by Using DCP Method in Naval Welded Sheets**, In: 23rd ABCM International Congress of Mechanical Engineering-COBEM, 2015.

MICALLI JR, A. R., BATALHA, J. R., RAZERA, R., MARRIUCI, S. L., **Manual de Tecnologia de Fabricação e Soldagem**, São Paulo, 2002.

MISHCHENKO, A., SCOTTI, A., **Residual Stresses in Arc Welding: A Holistic Vision**, Soldagem, insp. vol.23 no.1 São Paulo Jan./Mar. 2018

MIRANDA, G. P, **Estudo da soldabilidade a ponto por resistência entre os aços 22MnB5 e DP800**, Dissertação de Mestrado, Belo Horizonte, UFMG, 2015.

MIRIM, D. C., **Investigação da tensão residual na soldagem laser entre o aço carbono AISI 1010 e o aço inoxidável AISI 304**, Dissertação de Mestrado, São Paulo, USP, 2011.

MODENESI, P. M., **Tenacidade do Aço UNS S31803 Após Soldagem**, Relatório final PIBIC. Centro Universitário da FEI, São Bernardo do Campo, SP, 2008.

MODENESI, P. J., MARQUES, P. V., BRACARENSE, A. Q., **Soldagem - fundamentos e tecnologia**, UFMG, 2005.

MODENESI, P. J.; MARQUES, P. V., SANTOS, B. D., **Introdução à Metalurgia de Soldagem**, Janeiro 2012, Disponível em: < <http://demet.eng.ufmg.br/wp-content/uploads/2012/10/metalurgia.pdf>>. Acesso em: 18 Março 2017.

MODENESI, P. J., MARQUES, P. V., **Introdução aos Processos de Soldagem**, UFMG, Minas Gerais, MG, Novembro 2000.

MODENESI, P. J., MARQUES, P. V., **Processos de Soldagem**, Departamento de engenharia metalúrgica e de materiais, 01 Fevereiro 2006, Disponível em: <<http://demet.eng.ufmg.br>>. Acesso em: 18 Março 2017.

MODENESI, P.J., **Efeitos Mecânicos do Ciclo Térmico**, Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais. Universidade Federal de Minas Gerais - UFMG. 2001.

MONIN V. I., GUROVA T., CASTELLO X., ESTEFEN S. F., **Analysis of residual stress state in welded steel plates by x-ray diffraction method**, In; Rev.Adv. Mater.Sci. p172-175,2009.

MORAIS JR, J. M., **Influência do Tratamento Térmico de Alívio de Tensões Pós-soldagem na Microestrutura e Comportamento Mecânico de Soldas Produzidas por Arame Tubular Rutílico**, UFP, Lorena, MG, 2008.

NETO, P. C., **Efeito da concentração do fluxo na soldagem ATIG do aço inoxidável austeníticos**, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, p. 72. 2012.

OKUMURA, T., TANIGUSGI, C., **Engenharia de soldagem e aplicações**, Rio de Janeiro: Livros Técnicos e Científicos Editora, 2002.

OLIVEIRA, G. L. G., SILVA, T. F., MIRANDA, H. C., **Welding energy input evaluation on the final residual stresses in multipass welded joints**, Soldagem e Inspeção vol.15 no.3 São Paulo July 2010.

PEREIRA, M. S., **O efeito do revenimento da martensita sobre o comportamento em fadiga de um aço bifásico**, Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – UNESP, Campus de Guaratinguetá, 1992.

PREVÉY, P. S., **X-ray Diffraction residual Stress Techniques**, Metals Handbook, American Society for Metals, v. 10, p. 380-392, 1986.

RODACOSKI, M. R., **Medição de Tensões Residuais com Holografia Eletrônica**, Tese de doutorado, UFSC, Florianópolis, 2002.

RODRIGUES, P. J. D., **Influência da Microestrutura na Aplicação de Aços Multiconstituídos da Classe 980 Mpa**, Escola de Engenharia da UFMG, 2018.

ROLIM, T. L., **Sistemática indicadora de método para calibração de máquinas de medição por coordenadas**, Tese de Doutorado, UFPB, João Pessoa, PB, 2003.

SILVA E. S., **Projeto e desenvolvimento de uma máquina de medição por coordenadas automatizada**, Anais do XX Congresso Brasileiro de Automática Belo Horizonte, MG, Setembro de 2014.

SILVA, B. M., **Alívio de tensões residuais em juntas soldadas de caixa espiral de turbina hidráulica**, Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá. São Paulo, 2005.

SIQUEIRA FILHO, A. V., FERREIRA, R. A. S., ROLIM, T. L., **Development of Methodology for Measurements of Residual Stresses in Welded Joint Based on Displacement of Points in a Coordinated Table**, Materials Research, 2013.

SOUSA, A. R., **Padrões Corporificados e a Tecnologia de Medição por Coordenadas Inovando a Qualificação Geométrica de Centros de Usinagem**, Tese de Doutorado, UFSC, Florianópolis, SC, 2000.

SOUZA, D. A., **Determinação de Tensões Residuais em Materiais Metálicos por meio de Ensaio de Dureza**, São João Del-Rei, UFSJ, 2012. Disponível em: <http://www.ufsj.edu.br/portal2-repositorio/File/ppmec/Diogo_A_de_Sousa.pdf>. Acesso em: 18 Março 2015.

SPEER, J. G., MATLOCK, D. K., **Constitutive Behavior a High Strength Muhiphase Sheet Under High Strain Rate Deformation Conditions**, Final Report AISI/DOE Project 9904, Março 2005.

TAISS, E. J. M., **FSV - Future Steel Vehicle e a Nova Geração de Aços AHSS - Advanced High Strength Steel na Construção Automotiva**, SAE Brasil, simpósio de materiais automotivos e nanotecnologia, São Paulo, 7 de junho 2010.

TEIXEIRA A. S., **A Influência do modo de resfriamento nas propriedades mecânicas e microestruturais do aço 16MnCrS5 aplicado nas indústrias de máquinas portáteis e automobilística**, 2009, UNESP, Guaratinguetá, 2009.

TEIXEIRA G. S., **Análise da influência dos parâmetros de soldagem sobre a geometria do cordão de solda depositado pelo processo de soldagem TIG – MAG em Tandem**, 2011, Dissertação de mestrado, UFRGS, Porto Alegre, 2011.

TUMULURU, D. M., **Resistance Spot Welding of Coated High-Strenght Dual-Phase Steels**, Welding Journal, USA, v.85. n.8. pp. 31-37, Aug. 2006.

WAINER, E., BRANDÍ, S. D., MELO, F. D. H., **Soldagem Processos e Metalurgia**. 1ª. ed. São Paulo: Edgard Blücher LTDA., v. Único, 2004. 506 p. ISBN ISBN 85-212-0238-5.

WANG, H. P., **The alignment Error of the Hole-Drilling Method**, Experimental Mechanics, January 1979. p. 23-27.

WERNER, A., **Reverse engineering of free-form surfaces**, Journal Of Materials Processing Technology, Bialystok, v. 76, p. 128-132, 1998.

WOLF, M. A., **Soldabilidade dos aços dual-phase 600 e 800 via processo de soldagem a pontos média frequência corrente contínua (MFDC) e corrente alternada (AC)**, Dissertação de Mestrado, UFU, Uberlândia, MG, 2008.

WorldAutoSteel, **Advanced High Strength Steel (AHSS) Application Guidelines**, Versão 4.1, 2009. Disponível em: <www.worldautosteel.org.> Acesso em: 02/02/2021

ZEEMANN, A., **Tensões Residuais de Soldagem**, Infosolda, 2003, 5 p. Disponível em: <<http://www.infosolda.com.br/download/50dpe.pdf>> Acesso em: 02/01/2019.

ANEXO A - CHAPA 1

CHAPA 1 - TENSÃO RESIDUAL TRANSVERSAL AO CORDÃO DE SOLDA						(TRATAMENTO TÉRMICO DE 612°C A 60 M)						
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT		Ex	Ey	E/1-v²	(ex+vey)	(ey+vex)	αx	αy	σtotal
6	11,577	6,009	11,549	6,014	-0,0023582	0,000909	226373,6	-0,0020856	0,00020121	-472,1268981	45,550	496,47
5	11,549	7,974	11,534	7,978	-0,0013001	0,000514	226373,6	-0,0011460	0,0001235	-259,4300395	27,957	274,48
4	11,560	10,060	11,548	10,071	-0,0010627	0,001085	226373,6	-0,0007371	0,00076667	-166,8497569	173,554	294,82
3	11,559	12,035	11,542	12,045	-0,0014171	0,000794	226373,6	-0,0011789	0,00036879	-266,8771696	83,485	316,98
2	13,043	14,858	13,053	14,854	0,0008373	-0,000276	226373,6	0,0007546	-2,4431E-05	170,8159673	-5,531	173,65
1	11,551	16,474	11,544	16,477	-0,0005909	0,000166	226373,6	-0,0005412	-1,1549E-05	-122,5049668	-2,614	121,22
0	11,538	17,890	11,517	17,936	-0,0018928	0,002594	226373,6	-0,0011145	0,00202639	-252,3046398	458,720	624,36
-1	11,534	19,940	11,530	19,924	-0,000355	-0,000821	226373,6	-0,0006015	-0,00092798	-136,1569207	-210,069	184,57
-2	11,536	21,810	11,549	21,815	0,0011833	0,000250	226373,6	0,0012584	0,00060533	284,8674815	137,031	246,76
-3	11,564	24,042	11,545	24,038	-0,0016525	-0,000170	226373,6	-0,0017036	-0,00066608	-385,650332	-150,783	336,62
-4	11,544	26,127	11,532	26,122	-0,0010642	-0,000209	226373,6	-0,0011269	-0,00052824	-255,1003977	-119,579	221,07
-5	11,534	28,085	11,519	28,103	-0,0013018	0,000632	226373,6	-0,0011122	0,0002413	-251,7783438	54,624	283,07
-6	11,545	29,872	11,552	29,884	0,0005912	0,000411	226373,6	0,0007145	0,00058861	161,7516781	133,245	149,55
Foi utilizado o módulo de 206GPa e o coeficiente de Poisson de 0,30 segundo Callister.												

CHAPA 1 - TENSÃO RESIDUAL PARALELA AO CORÇÃO DE SOLDA					(TRATAMENTO TÉRMICO DE 612°C A 60 M)							
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT		ϵ_x	ϵ_y	$E/1-\nu^2$	$(\epsilon_x+\nu\epsilon_y)$	$(\epsilon_y+\nu\epsilon_x)$	σ_x	σ_y	σ_{total}
A	8,647	14,843	8,635	14,865	-0,0014207	0,001471	226373,6	-0,0009793	0,0010452	221,6783811	236,60	229,51
B	10,789	14,846	10,784	14,866	-0,0005061	0,001379	226373,6	-0,0000923	0,00122736	20,89831912	277,84	268,00
C	13,043	14,858	13,053	14,854	0,0008373	-0,000276	226373,6	0,0007546	-2,4431E-05	170,8159673	-5,53	173,65
D	15,060	14,866	15,056	14,850	-0,0002719	-0,001102	226373,6	-0,0006025	-0,0011834	136,3809864	-267,89	356,23
E	18,433	14,877	18,422	14,876	-0,0005924	-0,000092	226373,6	-0,0006199	-0,00026948	140,338637	-61,00	178,82
Foi utilizado o módulo de 206GPa e o coeficiente de Poisson de 0,30 segundo Callister.												

ANEXO B – CHAPA 2

CHAPA 2 - TENSÃO RESIDUAL TRANSVERSAL AO CORDÃO DE SOLDADA					(TRATAMENTO TÉRMICO DE 462°C A 60 M)							
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT		ϵ_x	ϵ_y	$E/1-\nu^2$	$(\epsilon_x+\nu\epsilon_y)$	$(\epsilon_y+\nu\epsilon_x)$	α_x	α_y	σ_{total}
6	14,091	7,533	14,061	7,542	-0,0021312	0,001087	226373,6	-0,0018050	0,0004478	-408,6083301	101,371	467,61
5	14,105	9,506	14,084	9,510	-0,0014517	0,000431	226373,6	-0,0013224	-4,711E-06	-299,3618395	-1,066	298,83
4	14,073	11,598	14,064	11,605	-0,000679	0,000588	226373,6	-0,0005024	0,00038476	-113,7345421	87,099	174,44
3	14,075	13,574	14,057	13,583	-0,0012608	0,000704	226373,6	-0,0010496	0,00032571	-237,6033033	73,731	281,80
2	12,965	14,858	12,954	14,854	-0,0008423	-0,000276	226373,6	-0,0009250	-0,00052829	-209,3877213	-119,592	181,95
1	14,061	166,288	14,049	166,321	-0,0008737	0,000197	226373,6	-0,0008146	-6,5103E-05	-184,4038298	-14,738	177,49
0	14,043	19,428	14,024	19,462	-0,0013608	0,001756	226373,6	-0,0008339	0,00134824	-188,7648819	305,206	431,73
-1	14,047	21,478	14,046	21,462	-9,717E-05	-0,000763	226373,6	-0,0003260	-0,00079178	-73,78911163	-179,239	156,03
-2	14,060	23,348	14,061	23,357	9,709E-05	0,000351	226373,6	0,0002023	0,0003799	45,7998593	86,000	74,53
-3	14,070	25,580	14,051	25,587	-0,0013582	0,000267	226373,6	-0,0012781	-0,00014064	-289,333955	-31,838	274,80
-4	14,065	27,666	14,055	27,671	-0,0006793	0,000197	226373,6	-0,0006201	-6,4489E-06	-140,3836112	-1,460	139,66
-5	14,043	29,623	14,029	29,640	-0,000972	0,000553	226373,6	-0,0008061	0,00026134	-182,4849624	59,161	218,17
-6	14,035	31,410	14,040	31,415	0,000389	0,000174	226373,6	0,0004412	0,00029054	99,8711416	65,770	87,93
Foi utilizado o módulo de 206GPa e o coeficiente de Poisson de 0,30 segundo Callister.												

CHAPA 2 - TENSÃO RESIDUAL PARALELA AO CORDÃO DE SOLDA					(TRATAMENTO TÉRMICO DE 462°C A 60 M)							
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT		ϵ_x	ϵ_y	$E/1-\nu^2$	$(\epsilon_x+\nu\epsilon_y)$	$(\epsilon_y+\nu\epsilon_x)$	α_x	α_y	σ_{total}
A	8,245	14,742	8,241	14,750	-0,0004967	0,000556	226373,6	-0,0003300	0,00040655	-74,70829391	92,032	144,66
B	10,520	14,758	10,505	14,764	-0,0014273	0,000370	226373,6	-0,0013163	-5,8223E-05	-297,9724613	-13,180	291,61
C	12,965	14,858	12,954	14,854	-0,0008423	-0,000276	226373,6	-0,0009250	-0,00052829	-209,3877213	-119,592	181,95
D	13,759	15,018	13,746	15,027	-0,0009921	0,000636	226373,6	-0,0008012	0,00033863	-181,3680832	76,657	229,51
E	16,384	14,881	16,379	14,903	-0,0003333	0,001468	226373,6	0,0001070	0,00136765	24,23016487	309,599	298,22
Foi utilizado o módulo de 206GPa e o coeficiente de Poisson de 0,30 segundo Callister.												

ANEXO C – CHAPA 3

CHAPA 3 - TENSÃO RESIDUAL TRANSVERSAL AO CORDÃO DE SOLDADA						(TRATAMENTO TÉRMICO DE 512°C A 60 M)						
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT		Ex	Ey	E/1-w²	(Ex+vey)	(Ey+vex)	αx	αy	σtotal
6	12,402	7,367	12,374	7,374	-0,0023112	0,000926	226373,6	-0,0020333	0,00023307	-460,2890914	52,760	488,81
5	12,405	9,367	12,389	9,371	-0,0013204	0,000437	226373,6	-0,0011893	4,1064E-05	-269,21833	9,296	273,98
4	12,391	11,459	12,385	11,462	-0,0005508	0,000238	226373,6	-0,0004793	7,3002E-05	-108,5033685	16,526	117,64
3	12,393	13,434	12,376	13,440	-0,0013217	0,000406	226373,6	-0,0011998	9,902E-06	-271,6042157	2,242	272,73
2	13,004	14,858	12,995	14,851	-0,0007348	-0,000459	226373,6	-0,0008726	-0,00067977	-197,5241584	-153,883	179,72
1	12,379	166,116	12,370	166,145	-0,0007719	0,000173	226373,6	-0,0007201	-5,8998E-05	-163,009898	-13,356	156,76
0	12,361	19,251	12,352	19,282	-0,000773	0,001631	226373,6	-0,0002837	0,00139897	-64,2245958	316,690	353,21
-1	12,366	21,298	12,363	21,290	-0,0002208	-0,000385	226373,6	-0,0003361	-0,00045077	-76,09263094	-102,043	91,86
-2	12,378	23,168	12,393	23,175	0,0012131	0,000295	226373,6	0,0013014	0,0006585	294,6100078	149,068	255,15
-3	12,389	25,407	12,381	25,411	-0,0006611	0,000161	226373,6	-0,0006127	-3,7148E-05	-138,7061105	-8,409	134,70
-4	12,383	27,490	12,379	27,491	-0,0003307	0,000050	226373,6	-0,0003158	-4,9551E-05	-71,4868356	-11,217	66,59
-5	12,361	29,429	12,351	29,436	-0,0008834	0,000232	226373,6	-0,0008138	-3,3107E-05	-184,2271452	-7,494	180,60
-6	12,353	31,263	12,367	31,267	0,001105	0,000131	226373,6	0,0011443	0,00046248	259,0322184	104,693	225,70
Foi utilizado o módulo de 206GPa e o coeficiente de Poisson de 0,30 segundo Callister.												

CHAPA 3 - TENSÃO RESIDUAL PARALELA AO CORDÃO DE SOLDA					(TRATAMENTO TÉRMICO DE 512°C A 60 M)							
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT		Ex	Ey	E/1-v²	(Ex+vEy)	(Ey+vEx)	αx	αy	σtotal
A	8,612	14,868	8,605	14,872	-0,0007925	0,000275	226373,6	-0,0007099	3,7676E-05	-160,700186	8,529	165,13
B	10,928	14,731	10,921	14,746	-0,0006245	0,001019	226373,6	-0,0003187	0,00083191	-72,15648939	188,323	232,94
C	13,004	14,858	12,995	14,851	-0,0007348	-0,000459	226373,6	-0,0008726	-0,00067977	-197,5241584	-153,883	179,72
D	15,134	14,862	15,124	14,866	-0,0006314	0,000276	226373,6	-0,0005487	8,6122E-05	-124,2135323	19,496	135,02
E	16,918	14,888	16,916	14,891	-8,068E-05	0,000183	226373,6	-0,0000257	0,00015916	-5,811839142	36,030	39,26
Foi utilizado o módulo de 206GPa e o coeficiente de Poisson de 0,30 segundo Callister.												

ANEXO D – CHAPA 4

CHAPA 4 - TENSÃO RESIDUAL TRANSVERSAL AO CORDÃO DE SOLDA					(TRATAMENTO TÉRMICO DE 462°C A 60 M)							
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT		Ex	Ey	E/1-u²	(ex+vey)	(ey+vex)	σx	σy	σtotal
6	13,033	7,046	13,000	7,056	-0,0025136	0,001356	226373,6	-0,0021068	0,00060198	-476,9231308	136,272	557,69
5	13,008	9,005	12,999	9,009	-0,0007345	0,000455	226373,6	-0,0005981	0,0002344	-135,393367	53,061	168,32
4	13,028	11,104	13,023	11,106	-0,0003143	0,000123	226373,6	-0,0002775	2,8626E-05	-62,80870362	6,480	66,29
3	13,010	13,077	12,985	13,079	-0,0018886	0,000209	226373,6	-0,0018259	-0,0003578	-413,3454848	-80,997	379,39
2	13,004	14,984	12,996	14,981	-0,0006298	-0,000182	226373,6	-0,0006844	-0,00037114	-154,9411487	-84,015	134,34
1	13,007	165,802	13,000	165,832	-0,0005247	0,000181	226373,6	-0,0004704	2,3705E-05	-106,4812382	5,366	109,26
0	12,996	18,957	12,995	18,982	-0,000105	0,001296	226373,6	0,0002838	0,00126457	64,24345443	286,266	260,16
-1	12,998	20,976	12,996	20,968	-0,000105	-0,000390	226373,6	-0,0002222	-0,00042195	-50,28982297	-95,519	82,76
-2	12,995	22,862	13,002	22,868	0,0005252	0,000239	226373,6	0,0005969	0,00039638	135,1124917	89,731	119,09
-3	13,028	25,101	13,022	25,101	-0,0004191	0,000000	226373,6	-0,0004191	-0,00012573	-94,87578641	-28,463	84,33
-4	13,015	27,168	13,010	27,170	-0,0004195	0,000100	226373,6	-0,0003894	-2,5365E-05	-88,14103213	-5,742	85,41
-5	12,995	29,151	12,987	29,156	-0,0006303	0,000187	226373,6	-0,0005741	-1,7746E-06	-129,9524521	-0,402	129,75
-6	12,998	30,942	12,999	30,946	0,000105	0,000132	226373,6	0,0001447	0,00016385	32,76158366	37,092	35,13
Foi utilizado o módulo de 206GPa e o coeficiente de Poisson de 0,30 segundo Callister.												

CHAPA 4 - TENSÃO RESIDUAL PARALELA AO CORDÃO DE SOLDADA					(TRATAMENTO TÉRMICO DE 462°C A 60 M)							
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT		Ex	Ey	E/1-v²	(ex+vey)	(ey+vex)	σx	σy	σtotal
A	8,538	14,981	8,531	14,984	-0,0007994	0,000182	226373,6	-0,0007447	-5,7576E-05	-168,5783587	-13,034	162,45
B	10,752	14,988	10,753	14,992	0,000127	0,000273	226373,6	0,0002089	0,00031131	47,29377391	70,472	62,21
C	13,004	14,984	12,996	14,981	-0,0006298	-0,000182	226373,6	-0,0006844	-0,00037114	-154,9411487	-84,015	134,34
D	15,004	14,989	15,000	14,988	-0,0002729	-0,000091	226373,6	-0,0003002	-0,00017294	-67,96770348	-39,150	59,09
E	16,989	14,996	16,982	15,001	-0,0004017	0,000364	226373,6	-0,0002925	0,00024358	-66,21554624	55,140	105,24
Foi utilizado o módulo de 206GPa e o coeficiente de Poisson de 0,30 segundo Callister.												

ANEXO E – CHAPA 5

CHAPA 5 - TENSÃO RESIDUAL TRANSVERSAL AO CORDÃO DE SOLDA					(TRATAMENTO TÉRMICO DE 612°C A 60 M)							
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT		Ex	Ey	E/1-v²	(ex+vey)	(ey+vex)	ox	oy	ototal
6	13,954	7,387	13,939	7,397	-0,001076	0,001293	226373,6264	-0,0006880	0,00097062	-155,7401832	219,723	326,73
5	13,934	9,361	13,908	9,369	-0,0018613	0,000875	226373,6264	-0,0015988	0,00031651	-361,9302455	71,648	402,57
4	13,937	11,447	13,926	11,462	-0,0007835	0,001312	226373,6264	-0,0003900	0,00107665	-88,29308178	243,724	297,85
3	13,934	13,429	13,912	13,440	-0,0015674	0,000813	226373,6264	-0,0013234	0,00034295	-299,5932921	77,636	345,03
2	13,926	15,313	13,911	15,311	-0,0010782	-0,000089	226373,6264	-0,0011050	-0,00041261	-250,1344115	-93,404	218,92
1	13,930	166,149	13,915	166,182	-0,0010779	0,000197	226373,6264	-0,0010188	-0,0001262	-230,6184312	-28,568	217,74
0	13,909	19,278	13,893	19,327	-0,0011776	0,002549	226373,6264	-0,0004129	0,00219575	-93,47308296	497,059	549,79
-1	13,916	21,336	13,905	21,321	-0,0007847	-0,000704	226373,6264	-0,0009958	-0,00093914	-225,4267761	-212,596	219,29
-2	13,911	23,216	13,930	23,209	0,0013738	-0,000294	226373,6264	0,0012856	0,00011815	291,0185476	26,746	278,61
-3	13,938	25,431	13,920	25,450	-0,0012731	0,000751	226373,6264	-0,0010477	0,00036949	-237,1730246	83,644	288,25
-4	13,924	27,495	13,908	27,517	-0,0011764	0,000794	226373,6264	-0,0009381	0,00044141	-212,351835	99,924	276,22
-5	13,922	29,495	13,920	29,510	-9,805E-05	0,000509	226373,6264	0,0000547	0,00047966	12,37638629	108,581	102,95
-6	13,927	31,237	13,931	31,248	0,000294	0,000350	226373,6264	0,0003989	0,0004378	90,30223631	99,106	95,01
Foi utilizado o módulo de 206GPa e o coeficiente de Poisson de 0,30 segundo Callister.												

CHAPA 5 - TENSÃO RESIDUAL PARALELA AO CORDÃO DE SOLDADA					(TRATAMENTO TÉRMICO DE 612°C A 60 M)							
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT		Ex	Ey	E/1-v²	(ex+vey)	(ey+vex)	αx	αy	σtotal
A	8,602	14,788	8,584	14,808	-0,0020628	0,001292	226373,6264	-0,0016752	0,00067338	-379,2140232	152,435	474,18
B	10,803	14,982	10,793	15,008	-0,0008845	0,001731	226373,6264	-0,0003652	0,0014657	-82,67019893	331,795	379,94
C	13,066	14,803	13,051	14,802	-0,0011492	-0,000092	226373,6264	-0,0011768	-0,00043696	-266,4072681	-98,917	233,25
D	16,563	14,883	16,556	14,898	-0,0004121	0,001009	226373,6264	-0,0001094	0,00088528	-24,76443283	200,403	213,86
E	18,711	15,001	18,696	14,982	-0,0008025	-0,001274	226373,6264	-0,0011846	-0,00151462	-268,1659847	-342,870	312,29
Foi utilizado o módulo de 206GPa e o coeficiente de Poisson de 0,30 segundo Callister.												

ANEXO F – CHAPA 6

CHAPA 6 - TENSÃO RESIDUAL TRANSVERSAL AO CORDÃO DE SOLDADA					(TRATAMENTO TÉRMICO DE 612°C A 60 M)							
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT		Ex	Ey	E/1-v²	(Ex+vey)	(Ey+vEx)	αx	αy	ototal
6	11,761	5,882	11,750	5,885	-0,0009285	0,000464	226373,6	-0,0007893	0,00018559	-178,6680248	42,013	202,96
5	11,732	7,849	11,724	7,851	-0,0006981	0,000348	226373,6	-0,0005937	0,0001384	-134,4053685	31,331	152,50
4	11,729	9,929	11,734	9,932	0,0003491	0,000275	226373,6	0,0004316	0,00037969	97,70442883	85,951	92,39
3	11,742	11,908	11,734	11,919	-0,0006975	0,000917	226373,6	-0,0004224	0,00070776	-95,62226683	160,217	223,91
2	11,720	13,771	11,725	13,770	0,0004659	-0,000099	226373,6	0,0004361	4,0645E-05	98,73044046	9,201	94,47
1	11,735	164,619	11,723	164,649	-0,0010469	0,000182	226373,6	-0,0009922	-0,00013164	-224,5966951	-29,800	211,28
0	11,729	17,759	11,720	17,787	-0,0008146	0,001614	226373,6	-0,0003304	0,00136976	-74,7888308	310,077	353,46
-1	11,719	19,809	11,710	19,813	-0,0006989	0,000207	226373,6	-0,0006369	-2,9426E-06	-144,1718795	-0,666	143,84
-2	11,720	21,684	11,727	21,683	0,0005823	-0,000063	226373,6	0,0005635	0,00011175	127,5522112	25,298	116,97
-3	11,743	23,911	11,724	23,922	-0,0016273	0,000457	226373,6	-0,0014903	-3,1503E-05	-337,3713021	-7,131	333,86
-4	11,712	25,996	11,714	26,001	0,0002331	0,000158	226373,6	0,0002804	0,00022745	63,46536984	51,489	58,41
-5	11,708	27,954	11,695	27,955	-0,0010493	0,000049	226373,6	-0,0010347	-0,00026596	-234,2217262	-60,207	210,67
-6	11,734	29,741	11,736	29,746	0,0002327	0,000184	226373,6	0,0002877	0,00025339	65,13732341	57,360	61,62
Foi utilizado o módulo de 206GPa e o coeficiente de Poisson de 0,30 segundo Callister.												

CHAPA 6 - TENSÃO RESIDUAL PARALELA AO CORDÃO DE SOLDA					(TRATAMENTO TÉRMICO DE 612°C A 60 M)							
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT		Ex	Ey	E/1-v²	(Ex+vey)	(Ey+vex)	αx	αy	σtotal
A	7,316	13,747	7,327	13,751	0,0014925	0,000298	226373,6	0,0015819	0,00074565	358,1010776	168,795	310,29
B	9,473	13,751	9,485	13,762	0,0012968	0,000794	226373,6	0,0015351	0,00118317	347,4986874	267,839	315,31
C	11,720	13,771	11,725	13,770	0,0004659	-0,000099	226373,6	0,0004361	4,0645E-05	98,73044046	9,201	94,47
D	13,735	13,752	13,740	13,756	0,0003975	0,000298	226373,6	0,0004869	0,00041703	110,2134649	94,404	103,22
E	17,091	13,766	17,097	13,758	0,0003195	-0,000595	226373,6	0,0001410	-0,0004991	31,91424581	-112,984	131,87
Foi utilizado o módulo de 206GPa e o coeficiente de Poisson de 0,30 segundo Callister.												

CHAPA 7 - TENSÃO RESIDUAL PARALELA AO CORDÃO DE SOLDA					(TRATAMENTO TÉRMICO DE 612°C A 60 M)							
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT		Ex	Ey	E/1-ν²	(Ex+νEy)	(Ey+νEx)	σx	σy	σtotal
A	8,743	14,793	8,733	14,805	-0,0010929	0,000830	226373,6	-0,0008437	0,00050262	-191,0026866	113,780	266,76
B	10,900	14,797	10,895	14,813	-0,0003757	0,001107	226373,6	-0,0000436	0,0009943	-9,870144736	225,083	230,18
C	13,146	14,817	13,150	14,816	0,0003115	-0,000092	226373,6	0,0002839	1,3248E-06	64,25776108	0,300	64,11
D	15,167	14,798	15,157	14,786	-0,00063	-0,000830	226373,6	-0,0008791	-0,00101918	-198,9961846	-230,716	216,61
E	18,524	14,803	18,516	14,791	-0,0004421	-0,000830	226373,6	-0,0006911	-0,00096251	-156,4427114	-217,887	194,58
Foi utilizado o módulo de 206GPa e o coeficiente de Poisson de 0,30 segundo Callister.												

ANEXO J – CHAPA 10

CHAPA 10 - TENSÃO RESIDUAL TRANSVERSAL AO CORDÃO DE SOLDADA					(TRATAMENTO TÉRMICO DE 612°C A 60 M)							
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT		Ex	Ey	E/1-w ²	(Ex+vey)	(Ey+vEx)	αx	αy	σtotal
6	10,214	5,996	10,199	6,002	-0,00147	0,000911	226373,6	-0,0011968	0,00046954	-270,93229	106,291	336,90
5	10,225	7,978	10,218	7,983	-0,0006675	0,000513	226373,6	-0,0005135	0,00031302	-116,2405638	70,859	163,61
4	10,216	10,083	10,216	10,085	0	0,000135	226373,6	0,0000406	0,00013537	9,19345985	30,645	27,24
3	10,199	11,948	10,183	11,959	-0,001606	0,000914	226373,6	-0,0013318	0,00043217	-301,4853037	97,833	360,50
2	10,206	14,574	10,191	14,586	-0,0014712	0,000843	226373,6	-0,0012183	0,00040158	-275,7905946	90,907	330,75
1	10,220	16,618	10,221	16,624	0,0001336	0,000411	226373,6	0,0002568	0,00045078	58,12782393	102,045	88,66
0	10,175	18,284	10,157	18,307	-0,001744	0,001269	226373,6	-0,0013633	0,00074592	-308,6131205	168,857	419,36
-1	10,162	20,222	10,164	20,218	0,0001343	-0,000202	226373,6	0,0000736	-0,0001622	16,65410256	-36,718	47,30
-2	10,168	22,087	10,171	22,087	0,0002685	0,000000	226373,6	0,0002685	8,0548E-05	60,77960166	18,234	54,02
-3	10,194	24,597	10,184	24,600	-0,0009373	0,000111	226373,6	-0,0009040	-0,00017021	-204,6499715	-38,532	188,36
-4	10,131	26,585	10,124	26,593	-0,0006737	0,000308	226373,6	-0,0005813	0,00010597	-131,5799924	23,989	145,07
-5	10,184	28,354	10,162	28,377	-0,0021445	0,000818	226373,6	-0,0018990	0,00017506	-429,8748768	39,630	451,00
-6	10,206	30,485	10,214	30,489	0,0008025	0,000134	226373,6	0,0008428	0,00037507	190,7786349	84,906	165,55
Foi utilizado o módulo de 206GPa e o coeficiente de Poisson de 0,30 segundo Callister.												

CHAPA 10 - TENSÃO RESIDUAL PARALELA AO CORDÃO DE SOLDA					(TRATAMENTO TÉRMICO DE 612°C A 60 M)							
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT		Ex	Ey	E/1-v²	(ex+vey)	(ey+vex)	αx	αy	σtotal
A	4,227	14,487	4,222	14,473	-0,0012916	-0,000942	226373,6	-0,0015742	-0,00132971	-356,3674779	-301,012	332,17
B	7,465	14,543	7,469	14,556	0,0005485	0,000939	226373,6	0,0008301	0,00110318	187,9197045	249,731	225,28
C	10,206	14,574	10,191	14,586	-0,0014712	0,000843	226373,6	-0,0012183	0,00040158	-275,7905946	90,907	330,75
D	12,838	14,559	12,847	14,569	0,0007443	0,000656	226373,6	0,0009412	0,00087958	213,0565776	199,113	206,44
E	17,032	14,607	17,019	14,625	-0,0008014	0,001215	226373,6	-0,0004370	0,00097442	-98,91589427	220,582	283,30
Foi utilizado o módulo de 206GPa e o coeficiente de Poisson de 0,30 segundo Callister.												

ANEXO K – CHAPA C1 METODOLOGIA DPC

CHAPA C1 - TENSÃO RESIDUAL PARALELA AO CORDÃO DE SOLDA - MÉTODO DPC					(TRATAMENTO TÉRMICO DE 612°C A 60 M)							
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT		ϵ_x	ϵ_y	$E/1-\nu^2$	$(\epsilon_x+\nu\epsilon_y)$	$(\epsilon_y+\nu\epsilon_x)$	σ_x	σ_y	σ_{total}
1	13,651	27,844	13,635	27,863	-0,0011999	0,000686	226373,6	-0,0009940	0,00032635	225,0120353	73,88	198,66
2	15,786	27,846	15,784	27,866	-0,0001729	0,000735	226373,6	0,0000477	0,00068342	10,7877827	154,71	149,61
3	18,038	27,858	18,053	27,854	0,0008324	-0,000147	226373,6	0,0007883	0,00010272	178,44775	23,25	168,03
4	20,053	27,866	20,056	27,850	0,0001361	-0,000588	226373,6	-0,0000402	-0,00054697	9,101313985	-123,82	128,61
5	23,433	27,865	23,421	27,872	-0,0005243	0,000245	226373,6	-0,0004508	8,7654E-05	102,0451294	19,84	93,71
Foi utilizado o módulo de 206GPa e o coeficiente de Poisson de 0,30 segundo Callister.												

CHAPA C1 - TENSÃO RESIDUAL PARALELA AO CORDÃO DE SOLDA - MÉTODO DPC-ID					(TRATAMENTO TÉRMICO DE 612°C A 60 M)							
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT		ϵ_x	ϵ_y	$E/1-\nu^2$	$(\epsilon_x+\nu\epsilon_y)$	$(\epsilon_y+\nu\epsilon_x)$	σ_x	σ_y	σ_{total}
1	13,657	27,846	13,639	27,866	-0,0012993	0,000735	226373,6	-0,0010788	0,0003455	244,2027123	78,21	215,99
2	15,800	27,847	15,796	27,869	-0,0002592	0,000784	226373,6	-0,0000239	0,00070653	5,409062587	159,94	157,30
3	18,036	27,862	18,047	27,866	0,0006055	0,000147	226373,6	0,0006496	0,00032861	147,0424083	74,39	127,35
4	20,052	27,876	20,056	27,863	0,0002042	-0,000441	226373,6	0,0000720	-0,00037944	16,30091871	-85,90	95,10
5	23,433	27,868	23,423	27,874	-0,0004078	0,000245	226373,6	-0,0003343	0,00012258	75,67365027	27,75	66,31
Foi utilizado o módulo de 206GPa e o coeficiente de Poisson de 0,30 segundo Callister.												