



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

VAMBERTO BARBOSA FERREIRA FILHO

ESTUDO EXPERIMENTAL (DPC) E TEÓRICO (MEF) DAS TENSÕES RESIDUAIS EM  
AÇOS AHSS SOLDADOS PELO PROCESSO GTAW

Junho – 2024

Recife – PE

VAMBERTO BARBOSA FERREIRA FILHO

**ESTUDO EXPERIMENTAL (DPC) E TEÓRICO (MEF) DAS TENSÕES RESIDUAIS EM  
AÇOS AHSS SOLDADOS PELO PROCESSO GTAW.**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós - Graduação em Engenharia Mecânica do Departamento de Engenharia Mecânica, Centro de Tecnologia e Geociências da Universidade Federal de Pernambuco como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de Concentração: Materiais e Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira

Recife

2024

. Catalogação de Publicação na Fonte. UFPE - Biblioteca Central

Filho, Vamberto Barbosa Ferreira.

Estudo experimental (DPC) e teórico (MEF) das tensões residuais em aços AHSS soldados pelo processo GTAW / Vamberto Barbosa Ferreira Filho. - Recife, 2024.

81f.: il.

Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Pernambuco, Centro de Tecnologia e Geociências, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2024.

Orientação: Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira.

1. Tensões Residuais; 2. Deslocamento de Pontos Coordenados; 3. Simulação Numérica; 4. Processo GTAW; 5. Aços AHSS; 6. Elementos finitos. I. Ferreira, Ricardo Artur Sanguinetti. II. Título.

UFPE-Biblioteca Central  
CDD 621

VAMBERTO BARBOSA FERREIRA FILHO

**ESTUDO EXPERIMENTAL (DPC) E TEÓRICO (MEF) DAS TENSÕES  
RESIDUAIS EM AÇOS AHSS SOLDADOS PELO PROCESSO GTAW**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica do Departamento de Engenharia Mecânica, Centro de Tecnologia e Geociências da Universidade Federal de Pernambuco, como parte dos requisitos parciais para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Aprovado em: 21 / 06 / 2024.

**BANCA EXAMINADORA**

---

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

---

Prof. Dr. Oscar Olimpio de Araujo Filho (Examinador Interno)  
Universidade Federal de Pernambuco

---

Prof. Dr. Theophilo Moura Maciel (Examinador Externo)  
Universidade Federal de Campina Grande

“Primeiro eles te ignoram, depois riem de  
você, depois brigam, e então você vence.”

Mahatma Gandhi

## **AGRADECIMENTOS**

Sou grato a todos os professores, alunos e funcionários da UFPE que participaram direta ou indiretamente na realização deste trabalho, em especial ao meu orientador Prof. Dr. Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira, responsável pela realização deste trabalho. Agradeço também os amigos e funcionários da empresa Stellantis, que me apoiaram na realização desse estudo, a qual tenho a honra de fazer parte.

Dedico esta, bem como todas as minhas demais conquistas, aos meus amados pais Vamberto Barbosa Ferreira e Tereza Pereira de Souza Ferreira que me apoiaram durante toda a minha vida acadêmica e me proporcionaram a melhor formação possível, tanto em caráter pessoal quanto intelectual, sem deixar de lado a ética e amor que tanto contribuiu para me motivar em todos os desafios.

Agradeço a minha querida esposa Jamile Magalhães Ferreira Leite, a minha filha Maria Alice Ferreira Leite e ao meu filho João Antônio Ferreira Leite pela paciência, pelo incentivo, pela força e principalmente pelo amor. Valeu a pena todo tempo, toda distância, todas as renúncias e valeu a pena esperar... Pois hoje estamos colhendo, juntos, o fruto do nosso empenho.

## RESUMO

O presente trabalho analisou as tensões residuais em chapas de Aços Avançados de Alta Resistência (AHSS), do tipo DP800 soldadas pelo processo *Gas Tungsten Arc Welding* (GTAW), tendo como base o método de deslocamento de pontos coordenados (DPC). Para isto, 6 chapas do aço AHSS (*Dual-Phase*), com dimensão 60 mm x 30 mm e 1,4 mm de espessura foram soldadas pelo processo GTAW com variação da corrente de soldagem. Após a soldagem foram mapeados os pontos coordenados (x,y) nas chapas soldadas e, após um tratamento térmico para alívio de tensões, foram medidos os deslocamentos dos pontos previamente mapeados. Baseado nos deslocamentos em x e y foram calculadas tensões residuais através da Lei de Hooke. Assim, foi possível evidenciar como a mudança da corrente de soldagem no processo GTAW, influencia de forma significativa as tensões residuais na peça soldada. Observou-se através da metodologia DPC que com o aumento da corrente de soldagem em torno de 5A, existe um aumento médio em torno de 15% nas tensões residuais. Para finalizar o estudo, foram realizadas simulações numéricas, para avaliação do método *Hot Spot* (ABAQUS) baseado no método dos elementos finitos, que mostrou uma boa correlação entre os valores experimentais e teóricos obtidos neste estudo.

**Palavras-chave:** Tensões Residuais; Deslocamento de Pontos Coordenados; Elementos finitos; Aços AHSS; Simulação Numérica; Processo GTAW;

## **ABSTRACT**

This study aims to analyze the residual stresses in Advanced High Strength Steel (AHSS) sheets, type DP800 welded by the Gas Tungsten Arc Welding (GTAW) process, based on the displacement of coordinated points (DCP). For this, 6 AHSS (Dual-Phase) steel sheets, measuring 60 mm x 30 mm and 1.4 mm thick, were welded using the GTAW process with variation in the welding current. After welding, the coordinate points (x,y) on the welded plates were mapped and, after a heat treatment to relieve stress, the displacements of the previously mapped points were measured. Based on the displacements in x and y, residual stresses were calculated using Hooke's Law. Thus, it was possible to demonstrate how the change in welding current in the GTAW process significantly influences the residual stresses in the welded part. It can be observed through the DCP methodology that with an increase in welding current of around 5A, there is an average increase of around 15% in residual stresses. To finalize the study, numerical simulations were carried out, based on the finite element method, showing a good correlation between the experimental and theoretical values obtained in this study.

**Keywords:** Residual Stresses; Displacement of Coordinated Points; Finite Elements; Advanced High Strength Steel; Numerical Simulation; GTAW Process;

## 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.....	17
Figura 3 – Diagrama Ferro Carbono.....	18
Figura 4 – Principais Elementos de Liga nos aços <i>Dual Phase</i> .....	18
Figura 5 - Curva tensão versus deformação de engenharia de aços DP.....	19
Figura 6 - Exemplos de aplicação dos aços bifásicos (DP) em veículos.....	20
Figura 7 - Representação esquemática do processo de soldagem <i>GTAW</i> .....	22
Figura 8 - Equipamento para soldagem <i>GTAW</i> .....	23
Figura 9 – Esquema de iteração mecânica/térmica/metalúrgica de origem das tensões residuais.....	25
Figura 10 – Superposição das tensões residuais dos tipos I, II e III.....	26
Figura 11 – Curva tensão-deformação para material elasto-plástico.....	27
Figura 12 – Superfícies de Escoamento.....	29
Figura 13 – Tipos de <i>Hot Spots</i> .....	31
Figura 14 - Direção de extrapolação da malha, e tensão para todos os tipos de elementos.....	32
Figura 15 – Extrapolação Linear para modelos de malha fina e malha grossa.....	33
Figura 16 – Extrapolação quadrática do tipo A e tipo B.....	34
Figura 17 – Difração de Raios-X pelos átomos (A-A' e B-B').....	37
Figura 18 – Varredura da superfície da amostra.....	38
Figura 19 – Modelo de tensões no estado plano.....	38
Figura 20 – Rosetas triaxiais utilizadas no método do furo cego (Hole-drilling).....	40
Figura 21 – Ponte de Wheastone resistiva, com excitação e leitura em tensão (V0).....	40
Figura 22 – Representação por anéis deformados, do efeito do alívio de tensões do método do furo.....	41
Figura 23 – Marcação superficial na chapa.....	43
Figura 24 – Gráfico da tensão residual na junta versus temperatura.....	45
Figura 25 – Chapa de teste do aço Dual Phase (DP800).....	46
Figura 26 – Processo de Soldagem <i>GTAW</i> .....	48
Figura 27 – Marcação dos pontos coordenados.....	49
Figura 28 – Máquina de medição por coordenadas.....	50
Figura 29 – Dilatômetro <i>NETZSCH DILA02PC</i> .....	50

Figura 30 – Forno Mufla JUNG Microprocessado – LF2312 .....	51
Figura 31 – Malha com elementos tetraédricos quadráticos .....	52
Figura 32 – Curva de dilatométrica aço <i>Dual-Phase DP-800</i> .....	53
Figura 33 – Referências para marcação dos pontos analisados.....	54
Figura 34 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda para a Chapa 1 [MPa].....	55
Figura 35 – Tensões Residuais (trativas e compressivas) dispostas transversalmente ao cordão de solda para a Chapa 1 [MPa] .....	56
Figura 36 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda para a Chapa 2 [MPa] .....	57
Figura 37 – Tensões Residuais (trativas e compressivas) dispostas transversalmente ao cordão de solda para a Chapa 2 [MPa] .....	58
Figura 38 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda para a Chapa 3 [MPa].....	59
Figura 39 – Tensões Residuais (trativas e compressivas) dispostas transversalmente ao cordão de solda para a Chapa 3 [MPa] .....	60
Figura 40 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda para a Chapa 4 [MPa].....	61
Figura 41 – Tensões Residuais (trativas e compressivas) dispostas transversalmente ao cordão de solda para a Chapa 4 [MPa].....	62
Figura 42 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda para a Chapa 5 [MPa].....	63
Figura 43 – Tensões Residuais (trativas e compressivas) dispostas transversalmente ao cordão de solda para a Chapa 5 [MPa].....	64
Figura 44 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda para a Chapa 6 [MPa] .....	65
Figura 45 – Tensões Residuais (trativas e compressivas) dispostas transversalmente ao cordão de solda para a Chapa 6 [MPa] .....	63
Figura 46 – Influência da Corrente de Soldagem nas tensões residuais resultantes.....	66
Figura 47 – Pontos nodais para extração de tensões pelo método <i>hot spot</i> .....	67
Figura 48 – Cálculo das tensões via elementos finitos para a Chapa 1 (30 A) .....	67
Figura 49– Cálculo das tensões via elementos finitos para a Chapa 2 (35 A) .....	68
Figura 50 – Cálculo das tensões via elementos finitos para a Chapa 3 (40 A) .....	68
Figura 51 – Cálculo das tensões via elementos finitos para a Chapa 4 (45 A) .....	69

Figura 52 – Cálculo das tensões via elementos finitos para a Chapa 5 (50 A) .....	69
Figura 53 – Cálculo das tensões via elementos finitos para a Chapa 6 (55 A) .....	70

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Processos de soldagem por fusão.....	20
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.....	46
Tabela 5 – Parâmetros de soldagem e temperatura de tratamento térmico utilizado.....	46
Tabela 6 – Parâmetros dos experimentos.....	47
Tabela 7 – Parâmetros de Soldagem.....	48
Tabela 8 – Propriedades Mecânicas e físicas do aço <i>DP800</i> para Simulação.....	51
Tabela 9 – Coordenadas (x,y) dos pontos referenciados – Chapa 1.....	53
Tabela 10 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda para a Chapa 1.....	53
Tabela 11 – Coordenadas (x, y) dos pontos referenciados – Chapa 2.....	55
Tabela 12 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda para a Chapa 2.....	55
Tabela 13 – Coordenadas (x, y) dos pontos referenciados – Chapa 3.....	57
Tabela 14 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda para a Chapa 3.....	57
Tabela 15 – Coordenadas (x, y) dos pontos referenciados – Chapa 4.....	59
Tabela 16 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda para a Chapa 4.....	59
Tabela 17 – Coordenadas (x, y) dos pontos referenciados – Chapa 5.....	61
Tabela 18 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda para a Chapa 5.....	61
Tabela 19 – Coordenadas (x, y) dos pontos referenciados – Chapa 6.....	63
Tabela 20 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda para a Chapa 6.....	63
Tabela 21 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda com o aumento da corrente.....	65
Tabela 22 – Comparação das Tensões calculadas em MPa via DPC versus MEF.....	70

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

Al – Alumínio

ASM – American Society for Materials

ASME – American Society for Mechanical Engineers

ASTM – American Society for Testing and Materials

AWS – American Welding Society

C – Teor de carbono em peso do material

CNC – Computer Numerical Control

CP – Corpo de Prova

Cr – Cromo

Cu – Cobre

*DP – Dual Phase*

DPC – Deslocamento de Pontos Coordenados

DR-X – Difração de Raios-X

*DSC – Differential Scanning Calorimetry*

E – Módulo de elasticidade de material

Eq. – Equação

*GTAW – Gas Tungsten Arc Welding*

Ht – Energia de soldagem (aporte térmico)

JS – Junta Soldada

LE – Limite de Escoamento

LR – Limite de Resistência

MAG – Metal Active Gás

MEF – Método dos Elementos Finitos

MIG – Metal Inert Gás

MB – Metal de base

MMC – Máquina de medir por Coordenadas

Mn – Manganês

n – Um número inteiro

Nb – Nióbio

Ni – Níquel

P – Fósforo

S – Enxofre

Si – Silício

Sn – Estanho

TMC – Tecnologia de medição por coordenadas

TR – Tensões Residuais

TT – Tratamento Térmico

UFPE – Universidade Federal de Pernambuco

V – Tensão elétrica em volts

V – Vanádio

v – velocidade de soldagem

x, y, z – Coordenadas ortogonais

ZF – Zona Fundida

ZTA – Zona Termicamente Afetada

$\theta$  – Ângulo de difração

$\varepsilon_x$  – Deformação na direção da solda

$\varepsilon_y$  – Deformação na normal a linha da solda

$\lambda$  – Comprimento de onda do feixe incidente de raios-X

$\sigma$  – Tensão residual

$\sigma_{HSS}$  – *Hot Spot Stress*

$\sigma_x$  – Tensão residual longitudinal - direção da solda

$\sigma_y$  – Tensão residual transversal - direção normal à linha da solda

$\nu$  – Coeficiente de Poisson

## SUMÁRIO

1	<b>INTRODUÇÃO</b> .....	14
2	<b>OBJETIVOS</b> .....	15
2.1	OBJETIVO GERAL.....	15
2.2	OBJETIVOS ESPECÍFICOS.....	15
3	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b> .....	16
3.1	AÇOS AHSS.....	16
3.2	SOLDAGEM.....	19
3.2.1	Processo de Soldagem GTAW .....	20
3.2.2	Energia de Soldagem.....	23
3.3	TENSÕES RESIDUAIS.....	24
3.3.1	Origem das Tensões Residuais.....	26
3.3.2	Plasticidade.....	26
3.3.3	Superfícies de escoamento e critérios de escoamento para estados multiaxiais de tensão.....	27
3.3.4	Encruamento Isotrópico.....	28
3.3.5	Encruamento Isotrópico de Johnson-Cook.....	29
3.3.6	Encruamento Anisotrópico.....	29
3.3.7	Abordagem sobre Tensões Residuais Estruturais.....	30
3.3.8	Método <i>hot spot</i> .....	30
3.4	MÉTODOS DE MEDIÇÕES DE TENSÕES RESIDUAIS.....	34
3.4.1	Método de Difração de Raios-X.....	35
3.4.2	Método do furo Cego.....	38
3.4.3	Método Deslocamento de Pontos Coordenados (DPC).....	41
3.5	TRATAMENTO TÉRMICO DE ALÍVIO DE TENSÕES (TTAT) .....	43
4	<b>MATERIAIS E MÉTODOS</b> .....	45
4.1	MATERIAIS.....	45
4.1.1	Consumível e eletrodo de soldagem.....	46
4.2	MÉTODOS.....	47
4.2.1	Procedimentos de Soldagem.....	48
4.2.2	Cálculo da Energia de Soldagem.....	48
4.2.3	Procedimento de Marcação para a Medição por Coordenadas.....	49
4.3	Ensaio de Dilatometria.....	49

4.3.1 Procedimento de Tratamento Térmico.....	50
4.3.2 Parâmetros da Simulação via Elementos finitos.....	52
<b>5 RESULTADOS E DISCUSSÕES.....</b>	<b>52</b>
5.1 DETERMINAÇÃO DAS TEMPERATURAS DE TRATAMENTO TÉRMICO DE ALÍVIOS DE TENSÕES.....	52
5.2 DETERMINAÇÃO DAS TENSÕES RESIDUAIS PELO MÉTODO DPC.....	52
5.3 Influência do Aumento da Corrente de Soldagem nas Tensões Residuais.....	65
5.4 Cálculo das tensões via método <i>hot spot</i> .....	66
<b>6 CONCLUSÕES.....</b>	<b>70</b>
<b>7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....</b>	<b>71</b>
<b>REFERÊNCIAS.....</b>	<b>72</b>
<b>APÊNDICE.....</b>	<b>77</b>

## 1. INTRODUÇÃO

O desenvolvimento de novos materiais, buscando alta resistência mecânica, redução de peso e maior capacidade de absorção de impacto, tem proporcionado inúmeros estudos nesta área, desde a crise do petróleo na década de setenta (RODRIGUES, 2018).

O aço é o material estrutural de maior relevância por sua versatilidade e ampla capacidade produtiva, pela qual são utilizados na indústria automobilística como a principal matéria prima aplicada à fabricação de veículos e motocicletas.

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 aços 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 deles. 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).

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, tem impacto direto na vida útil de seus equipamentos.

Os tratamentos térmicos para alívio de tensão são os mais aplicados e eficientes para reduzir as tensões residuais, produzidas pelo gradiente de deformação, restaurando 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 auto equilibradas 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).

É necessário conhecer o nível de TR para a qualificação dos procedimentos que introduzem grande quantidade destas tensões, tais como 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 desconsiderações das variações mecânicas ou metalúrgicas nos métodos teóricos (inexistência dos valores das propriedades termo físicas e mecânicas em função da temperatura) (ANTONINO *et al.* 2014) geram grandes variações. Por isso na maioria das situações de soldagem, por exemplo, 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, do resfriamento superficial intenso e das transformações de fases (MODENESI, 2008).

## **2. OBJETIVOS**

### **2.1. OBJETIVO GERAL**

Avaliar as tensões residuais em juntas soldadas de um aço *AHSS - DP 800* pelo processo *GTAW*, com diferentes condições de corrente, utilizando o método experimental (DPC) e o método teórico simulado pelo Abaqus (MEF).

### **2.2. OBJETIVOS ESPECÍFICOS**

Para atingir o objetivo final que este trabalho irá propor, foi definido os seguintes objetivos específicos:

- 1- Determinação dos domínios de transformação de fase no aço *DP 800 (AHSS)* por dilatométrica diferencial para se escolher a temperatura do Tratamento Térmico de Alívio de Tensão.
- 2- Produzir juntas soldadas através do processo *GTAW* utilizando diferentes correntes de soldagem;
- 3- Medir a extensão do deslocamento dos pontos coordenados;
- 4- Após tratamento térmico de alívio de tensões, medir novamente as coordenadas (x, y) para calcular as tensões residuais através da Lei de *Hooke*;
- 5- Avaliar as tensões residuais (*Von Mises*), considerando-se as condições de estado plano;
- 6- Validar as simulações executadas, mediante comparação com dados de experimentos reais, tanto de experimentos conduzidos neste trabalho pelo autor como de experimentos disponíveis na literatura.

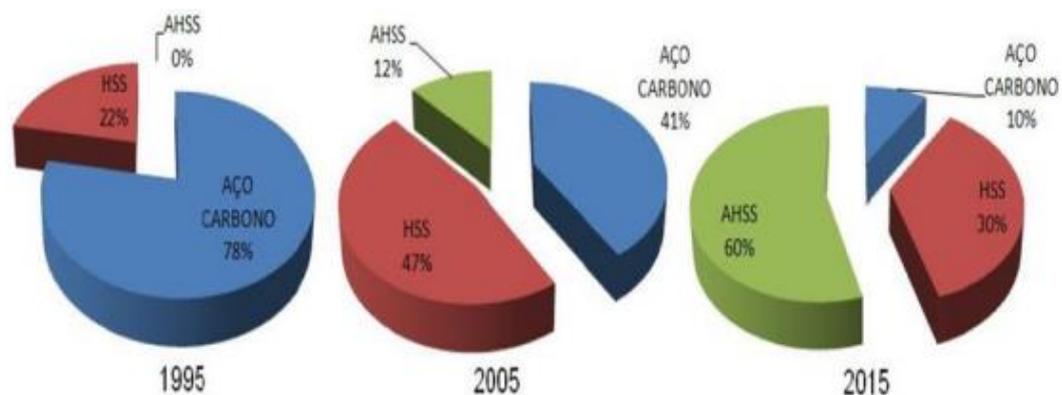
### 3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

#### 3.1. AÇOS AVANÇADOS DE ALTA RESISTÊNCIA – 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

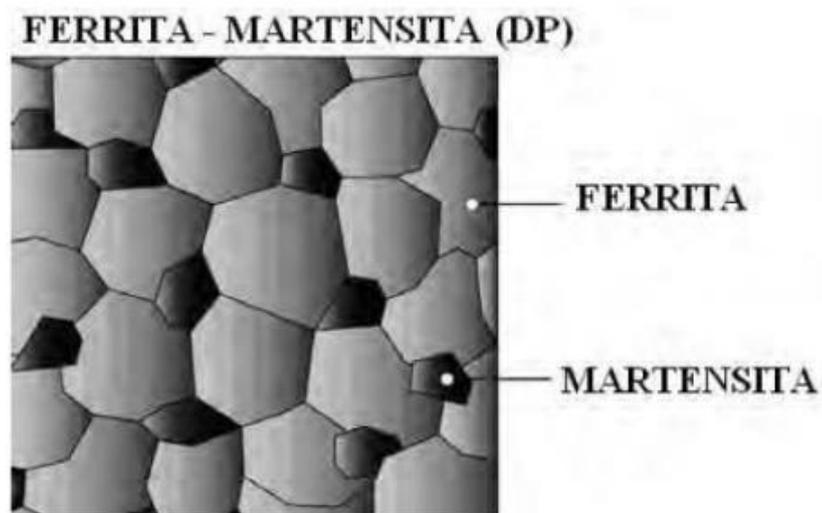


Fonte: Tumuluru (2006).

Os aços bifásicos ou comumente conhecidos como “*Dual Phase*” (*DP*), consistem em 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). Durante a produção dos aços DP, tanto através da laminação a quente como de recozimento contínuo, a matriz ferrítica se forma em primeiro lugar, enriquecendo a austenita remanescente com carbono e outros elementos de liga (Dong *et al*, 2011; Huseyin; Havva; Ceylan, 2010). Esta, por sua vez, ganha temperabilidade suficiente para se transformar mais tarde em martensita, sob temperaturas bem mais baixas. Essa transformação posterior da martensita induz tensões residuais de compressão na matriz

ferrítica, as quais facilitam o processo de escoamento e, dessa forma, reduzem o valor do limite de escoamento e suprimem a ocorrência de patamar. Um resfriamento lento após a formação da martensita pode proporcionar a redução da fragilidade da martensita recém-formada através de efeitos de revenido. Durante a deformação plástica, o escoamento da matriz ferrítica através das ilhas de martensita encrua significativamente o material, contribuindo para aumentar sua resistência mecânica (Dimatteo et al, 2006).

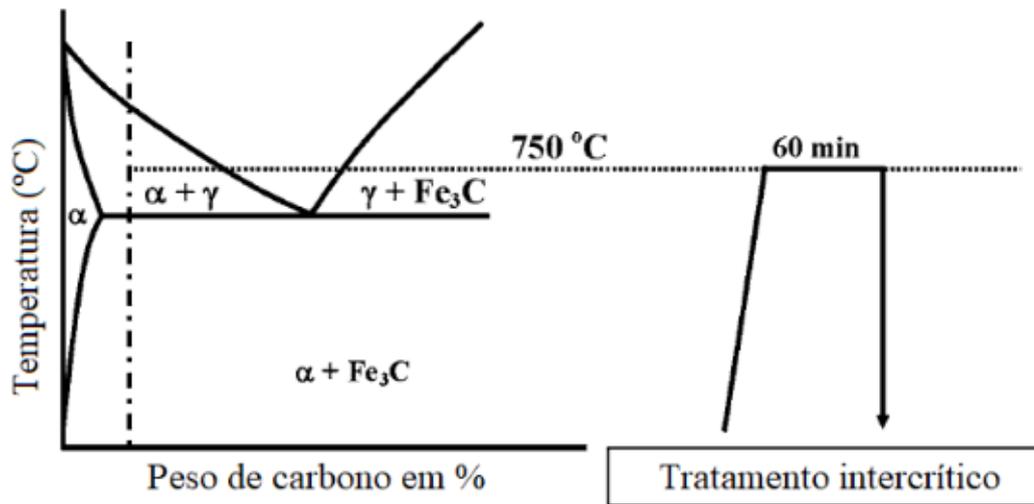
Figura 2 – Figura esquemática mostrando ilhas de martensita em uma matriz ferrítica presentes na microestrutura de um aço dual phase



Fonte: ADVANCED HIGH STRENGTH STEEL (2009).

O aço *Dual-Phase* é obtido através do tratamento intercrítico (recozimento). Esse tratamento consiste em elevar a temperatura do aço até a região intercrítica, ou seja, região que compreende a área entre  $A_{c1}$  e  $A_{c3}$  do diagrama ferro carbono na figura 3, onde nessa região as fases ferrítica e austenítica coexistem, sendo que após esse aquecimento é feito um resfriamento rápido para garantir a transformação da austenita em martensita, conferindo ao aço as fases ferrita e martensita (Nouri; Saghafian; Kheirandish, 2010).

Figura 3 – Diagrama Ferro Carbono



Fonte: Adaptado de DAS; CHATTOPADHYAY, 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 *Dual Phase* um limite de resistência à tração maior quando comparado aos aços convencionais com limite de elasticidade semelhante (SPEER, 2005). Tamanhos de grãos pequenos e alta fração volumétrica de martensita tendem a aumentar a resistência à tração, porém a precipitação de carbonetos e o alto teor de martensita pode reduzir a ductilidade nos aços bifásicos (TEIXEIRA, 2009). Na figura 4 abaixo, tem-se os principais elementos de liga presente nos aços *Dual Phase*.

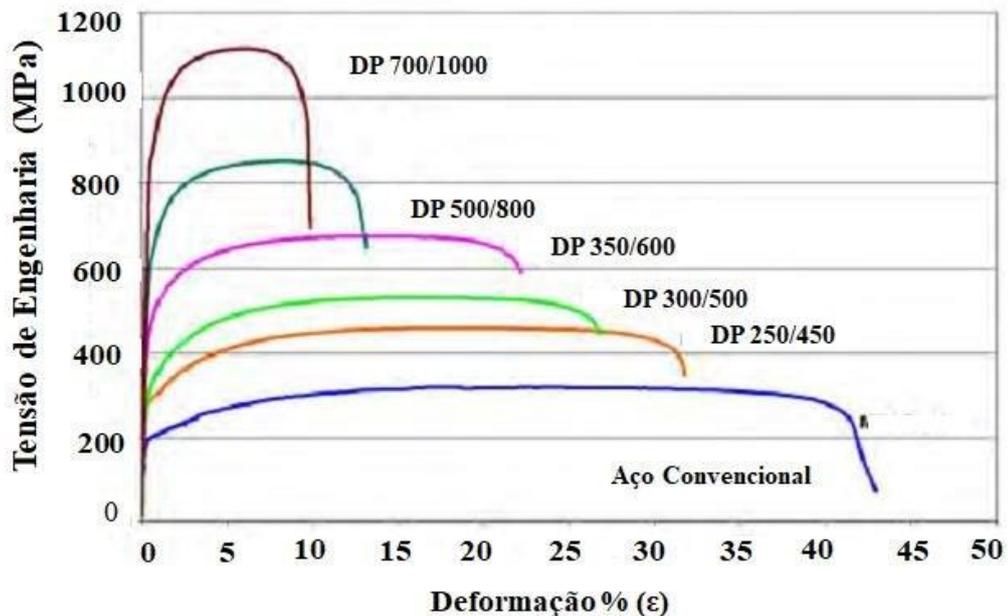
Figura 4 – Principais Elementos de Liga nos aços *Dual Phase*

Elemento de liga (% em peso)	Razão/influência da adição
C (0,06 a 0,15%)	1. Estabilizador da Austenita. 2. Enrijecedor da Martensita. 3. Determina a distribuição das fases.
Mn (1,5 a 2,5%)	1. Estabilizador da Austenita. 2. Enrijecedor da ferrita. 3. Retarda a formação da ferrita.
Cr e Mo (até 0,40%)	1. Estabilizador da ferrita. 2. Retarda a formação da perlita e da bainita.
V (até 0,06%)	1. Estabilizador da ferrita. 2. Endurecedor por precipitação. 3. Refina a microestrutura.
Nb (até 0,04%)	1. Estabilizador da ferrita. 2. Reduz a temperatura Ms. 3. Refina a microestrutura.
Si (até 1,0%)	1. Abaixa solubilidade do carbono no ferrita. 2. Piora a molhabilidade.

Fonte: Usiminas, Aços Dual Phase: Características e Potencial de Aplicação em Veículos Automotores. 2º Workshop sobre Inovações para o Desenvolvimento de Aços de Elevador Valor agregado –Foco Indústria Automotiva

Na Figura 5 tem-se diversas curvas tensão versus deformação de engenharia, para diferentes aços DP. Uma curva de aço convencional (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 5 – Curva tensão versus deformação de engenharia de aços DP



Fonte: IISI (2005)

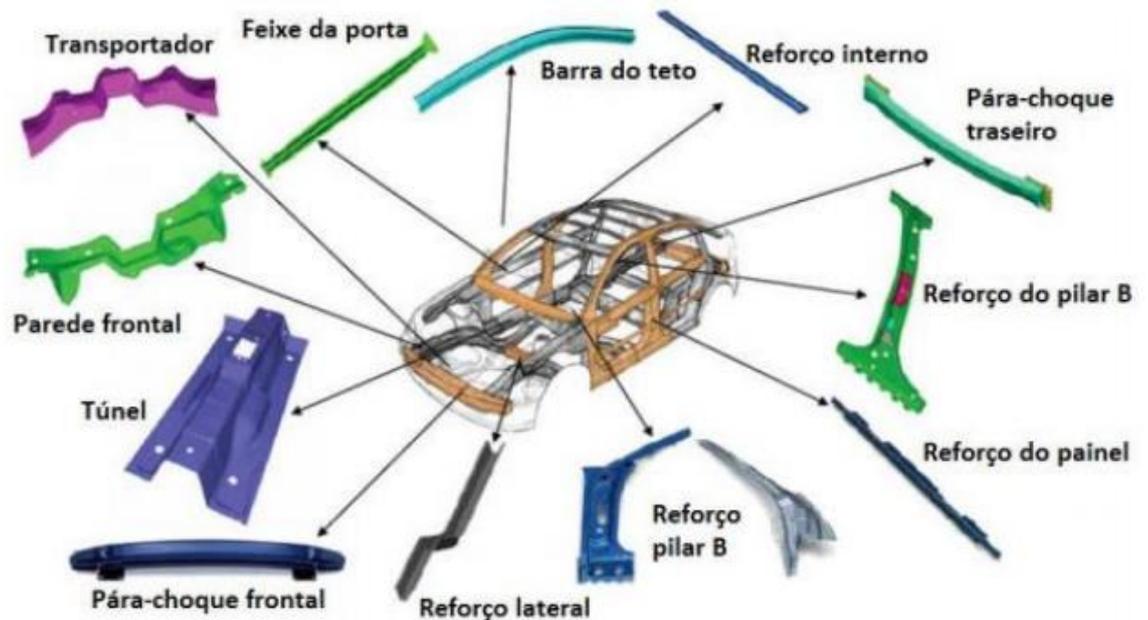
Pode ser observado que os aços DP 250/450 e o DP 300/500 proporcionam resistência maior que os aços convencionais (com baixo teor de carbono), aliada a uma boa capacidade de alongamento. É possível notar também o alto encruamento inicial ocorrido logo após a transição do ponto de escoamento, para os aços DP350/600, DP500/800 e DP700/1000. 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 (com baixo teor de carbono). Isto porque apresentam maior limite de resistência (maior área da curva tensão-deformação) associado a um elevado limite de resistência e alta taxa de encruamento na fase homogênea da deformação (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 6, é possível observar alguns exemplos de aplicação dos aços *DP* em veículos.

Figura 6 - 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 união 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 aço carbono, baixa e alta liga, espessura $\geq 50$ 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 aço carbono, baixa e alta liga. Espessura $\geq 10$ 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 <sub>2</sub>	O fluxo está contido dentro de um arame tubular de pequeno diâmetro. Automático ou semiautomático	Soldagem de aço carbono com espessura $\geq 1$ mm. Soldagem de chapas
Soldagem MIG/MAG	Arco elétrico	Contínua. Eletrodo +	Argônio ou Hélio, Argônio + O <sub>2</sub> , Argônio + CO <sub>2</sub> , CO <sub>2</sub>	Automática. ou semiautomática. O arame é sólido	Soldagem de aço carbono, baixa e alta liga, não ferrosos, com espessura $\geq 1$ 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 aço inox. Passe de raiz de soldas em tubulações
Soldagem por Feixe Eletrônico	Feixe eletrônico	Contínua. Alta Tensão. Peça +	Vácuo ( $\approx 10^{-4}$ mm Hg)	Soldagem automática. Não há transferência de metal. Feixe de elétrons focalizado em um pequeno ponto.	Soldagem de todos os metais, exceto nos casos de evolução de gases ou vaporização excessiva, a partir de 25 mm de espessura. Indústria nuclear e aeroespacial.
Soldagem a Laser	Feixe de luz		Argônio ou Hélio	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 <sub>2</sub> , CO <sub>2</sub> , H <sub>2</sub> O)	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).

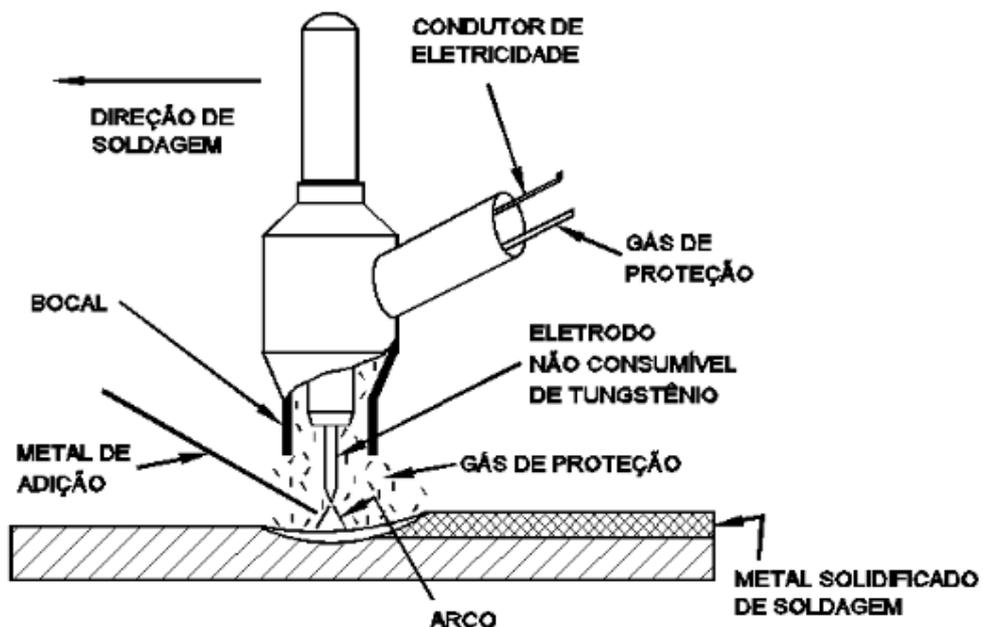
### 3.2.1 Processo de Soldagem GTAW

O processo *GTAW* (*Gas Tungsten Arc Welding*) teve sua utilização 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).

Na soldagem *GTAW*, 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 7 ilustra o processo de soldagem *TIG*, também conhecido por *GTAW*.

Figura 7 – Representação esquemática do processo de soldagem *GTAW*



Fonte: Neto (2012).

O modo de operação mais usual da utilização do processo *GTAW* é o método 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

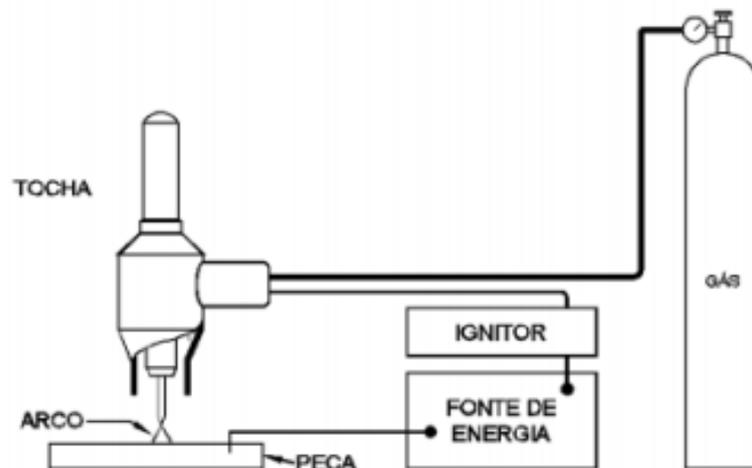
bastante estável e suave, produzindo soldas com boa apresentação e acabamento, exigindo pouco ou até nenhuma limpeza pós-soldagem (NETO, 2012).

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 (MODENESI, 2000).

Ainda, destaca-se a possibilidade de se soldar grande gama de tipo de materiais, com ampla faixa de espessuras, tendo uma 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, a técnica de alimentação automática com arame quente (pré-energizado) 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 8 ilustra, esquematicamente, uma representação do equipamento do processo de soldagem *TIG* (*GTAW*)

Figura 8 – Equipamento para soldagem *GTAW*



Fonte: Neto (2012).

Algumas das variáveis primárias do processo *GTAW* 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).

### 3.2.2 Energia de Soldagem

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 total é definido pela Equação 3.1

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

Na equação (3.1), tem-se:

$H_t$  → Aporte Térmico [J/mm];

$V$  → Tensão no arco [V];

$I$  → Corrente de soldagem [A];

$v$  → 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  $\eta$  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%.

Sendo assim, o aporte de calor líquido é definido por:

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

Na equação (3.2) tem-se:

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

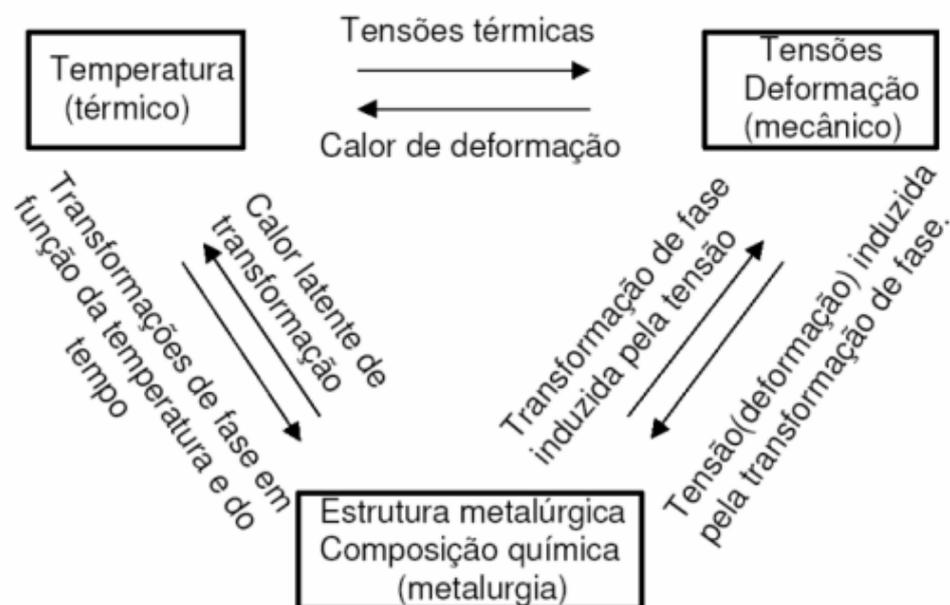
$\eta$  → Eficiência térmica do processo;

### 3.3. TENSÕES RESIDUAIS

Macherauch & Kloos (1987), definiram tensões residuais como tensões auto equilibradas existentes nos materiais na ausência de carregamento externo, deslocamentos ou gradientes de temperatura. Portanto, todas as tensões residuais têm 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 & 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 9.

Figura 9 – Esquema de interação mecânica/térmica/metalúrgica de origem das tensões residuais



Fonte: Calle (2004).

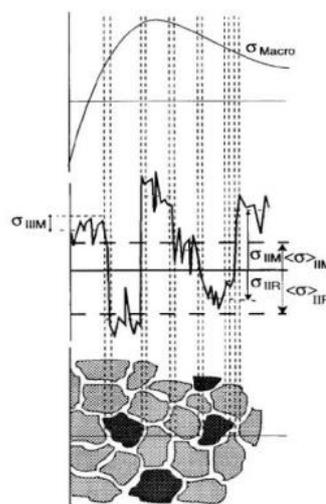
É possível agrupar as tensões residuais em três tipos principais de acordo com a porção de material na qual elas podem ser observadas a classificação mais comum dos tipos de tensões residuais existentes está definida na literatura quanto à área de abrangência (CHUVAS, 2012):

a) Tensões residuais do tipo I: são tensões que se estendem sobre grandes porções volumétricas quando comparadas com o tamanho de grão do material, quase homogêneas em escala. 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 quase uniformes e se expandem em um ou alguns grãos, no interior de uma fase ou entorno de um precipitado. Podem ser observadas em porções menores do material, como os contornos de grão.

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 10, onde M e R denota matriz e reforço, respectivamente. Na figura 10 temos também que os campos de tensões residuais podem ser caracterizados de acordo com escalas de comprimento características  $l_{0,I}$ ,  $l_{0,II}$  e  $l_{0,III}$  sobre as quais eles se autoequilibram: para o tipo I,  $l_{0,I}$  representa uma fração considerável do componente; para o tipo II,  $l_{0,II}$  é comparável as dimensões dos grãos, enquanto o tipo III,  $l_{0,III}$  é menor do que o diâmetro do grão.

Figura 10 – Superposição das tensões residuais dos tipos I, II e III



Fonte: Chuvas (2012) & Withers, P.J. and Bhadeshia (2001).

### 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.

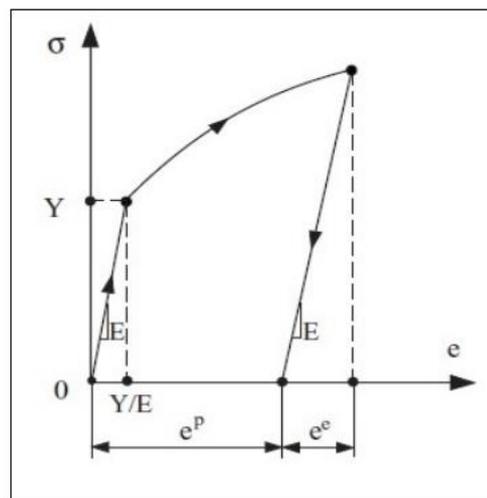
c) Efeitos térmicos: São decorrentes da deformação plástica heterogênea durante aquecimento ou resfriamento não uniforme.

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

### 3.3.2 Plasticidade

A figura 11, que segue apresenta a Curva Tensão-Deformação obtida por ensaio de tração para um material Elasto-Plástico.

Figura 11 - Curva tensão-deformação para material elasto-plástico.



Fonte: ASARO & LUBARDA (2006).

A deformação total pode ser escrita em termos das deformações elástica e plástica, como na equação 3.3:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}_{elástico} + \boldsymbol{\varepsilon}_{plástico} \quad (3.3)$$

Na figura 11, (Y) é a Tensão de Escoamento do Material e (E) é o seu Módulo de Young. Nesta seção então, descrever-se-á algumas Equações Constitutivas para a resposta de Materiais

Elasto-Plásticos sujeitos a Estados Multiaxiais de Tensão. Se por um lado o processo de deformação elástica de um material é inteiramente descrito pelo par (deformação/tensão) por outro lado o processo de deformação plástica depende de todo o histórico de como o material foi carregado e deformado (ASARO & LUBARDA, 2006). Deste modo, Equações Constitutivas para Elasto-Plasticidade são mais apropriadamente expressas em forma incremental ou em forma de relações envolvendo taxas de variações, relacionando a taxa de deformação à taxa de variação da tensão (ASARO & LUBARDA, 2006).

### 3.3.3 Superfícies de escoamento e critérios de escoamento para estados multiaxiais de tensão

Na teoria clássica de plasticidade, independente de taxas de deformação, um conceito central é o da Superfície de Escoamento. A superfície de escoamento definirá o estado multiaxial de tensões que está presente no início mesmo da deformação plástica. Nesta concepção, quando os estados de tensão estão dentro da superfície de escoamento, as mudanças correspondentes de deformação são puramente elásticas. A deformação plástica será possível somente quando o estado de tensões se encontrar sobre a superfície de escoamento naquele momento. A superfície de escoamento portanto evolui temporalmente, devido ao encruamento por deformação do material (ASARO & LUBARDA, 2006). A Superfície de Escoamento pode ser expressa como uma hiper superfície no espaço de seis dimensões de Tensões, como segue (ASARO & LUBARDA, 2006):

$$f(\sigma_{ij}) = 0 \quad (3.4)$$

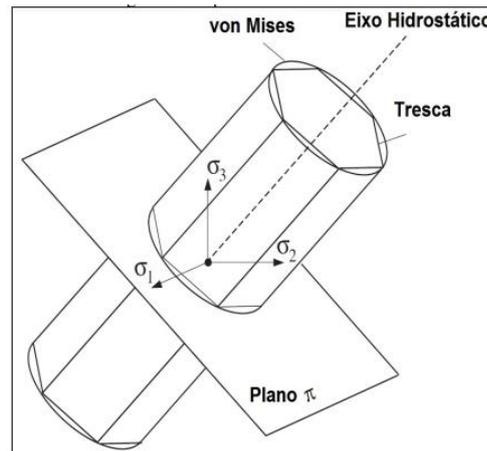
Na qual  $(\sigma_{ij})$  é uma componente do Tensor de Tensões de Cauchy.

No caso dos Materiais Isotrópicos, o início da deformação plástica não depende das direções das tensões principais, mas somente de suas 48 magnitudes. Neste caso bem específico então, a função (f) referida pela equação (3.4) pode ser escrita em termos dos Invariantes do Tensor de Cauchy, do modo como segue:

$$f(I_1, I_2, I_3) = 0 \quad (3.5)$$

A figura 12, que segue apresenta as Superfícies de Escoamento de von Mises e de Tresca, no Espaço de Tensões Principais (ASARO & LUBARDA, 2006).

Figura 12 - Superfícies de Escoamento



Fonte: (ASARO & LUBARDA, 2006).

Na figura 12, o Cilindro de Escoamento (superfície de von Mises) e o Prisma Hexagonal (superfície de Tresca) têm o seu eixo paralelo ao Eixo Hidrostático. O eixo hidrostático é perpendicular ao plano ( $\pi$ ), cuja equação é ( $\pi$ ):  $\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 = 0$  ( $\sigma_i$  é a  $i$ -ésima tensão principal). O critério de escoamento de von Mises está em melhor concordância com dados experimentais do que o de Tresca (ASARO & LUBARDA, 2006).

Uma generalização do critério de von Mises para o caso anisotrópico é dada por ASARO & LUBARDA (2006), na equação (3.6).

$$\frac{1}{2} A_{ijkl} \sigma_{ij} \sigma_{kl} = \lambda^2 \quad (3.6)$$

No *Abaqus* as Superfícies de Escoamento de von Mises e de Hill permitem o modelamento de Encruamento Isotrópico (Superfície de *von Mises*) e Encruamento Anisotrópico (Superfície de *Hill*). Ambas as formas de Superfícies de Encruamento no *Abaqus*, consideram que as tensões de escoamento sejam independentes da pressão aplicada sobre o material. Esta independência é confirmada por observações experimentais de vários materiais, mas pode falhar no caso de metais sujeitos a altas tensões triaxiais, quando então vazios internos podem nuclear e crescer no material (DASSAULT SYSTÈMES, 2012b). Tais condições podem ocorrer em alguns casos de extrema carga térmica, como por exemplo em alguns processos de soldagem. O *Abaqus* também permite a modelagem de material plástico ideal, no qual a tensão de escoamento não variará com a deformação.

### 3.3.4 Encruamento Isotrópico

No encruamento isotrópico, iniciando com a Superfície de Escoamento atual no Espaço de Tensões, o Ponto no Espaço de Tensões move-se para fora no caso de endurecimento, para dentro no caso de amolecimento ou tangencialmente à superfície de escoamento no caso de resposta plástica ideal (ASARO & LUBARDA, 2006).

Neste caso, a Superfície de Escoamento é uma função ( $f$ ) isotrópica por todo o Processo de Deformação, podendo ser escrita como segue (ASARO & LUBARDA, 2006):

$$f(\sigma, K) = 0 \quad (3.7)$$

Em que  $K = K(\nu)$  é uma função escalar do histórico de deformação, que define o tamanho da Superfície de Escoamento no momento considerado.

No Modelo de Encruamento Isotrópico, a Superfície de Escoamento expande durante a deformação plástica, preservando a sua forma. No *Abaqus*, a Superfície de von Mises para o Modelo de Encruamento Isotrópico pode ser definida fornecendo-se ao software os valores de tensão de escoamento uniaxial em função da deformação plástica equivalente, temperatura e /ou variáveis de campo (DASSAULT SYSTÈMES, 2012b). No caso de fornecer-se ao software as tensões de escoamento em forma tabular, os valores serão interpolados entre pontos fornecidos na tabela e para valores de deformação excedendo o último valor dado, a tensão permanecerá constante no último valor fornecido (DASSAULT SYSTÈMES, 2012b).

### 3.3.5 Encruamento Isotrópico de Johnson-Cook

Neste caso, a tensão de escoamento é escrita como uma Função Analítica da deformação plástica equivalente, da taxa de deformação e da temperatura. Esta lei de encruamento é adequada para a modelagem de altas taxas de deformação em muitos materiais incluindo-se aí metais. No *Abaqus*, esta opção de encruamento de *Johnson-Cook* não pode ser empregada conjuntamente com o Potencial de Hill (DASSAULT SYSTÈMES, 2012b).

### 3.3.6 Encruamento Anisotrópico

No *Abaqus*, a Superfície de Escoamento de Hill permite levar-se em consideração os efeitos da anisotropia no encruamento. Neste caso, deve ser especificada uma tensão de escoamento de referência, denominada,  $K = K(\nu)$  para o modelo de plasticidade do metal e definir-se um conjunto de razões de escoamento, denotados por  $R_{ij}$ , separadamente. Estes

dados definirão a tensão de escoamento correspondente a cada componente do Tensor de Tensão de Cauchy, sob a forma que segue:

$$\sigma_{ij} = R_{ij} \times \sigma_0 \quad (3.8)$$

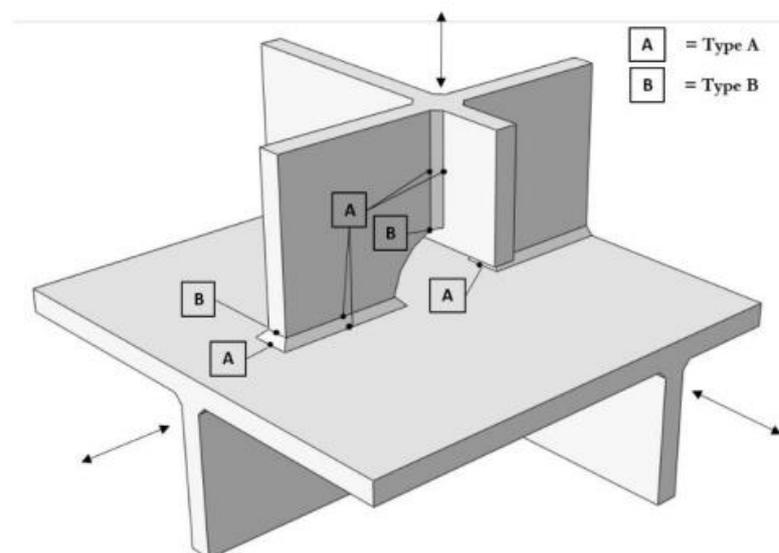
### 3.3.7 Abordagem sobre Tensões Residuais Estruturais

Os métodos de tensões residuais estruturais têm em comum a capacidade de capturar o efeito de variações geométricas. Esta seção fornece uma breve descrição do método *hot spot*.

### 3.3.8 Método *Hot Spot*

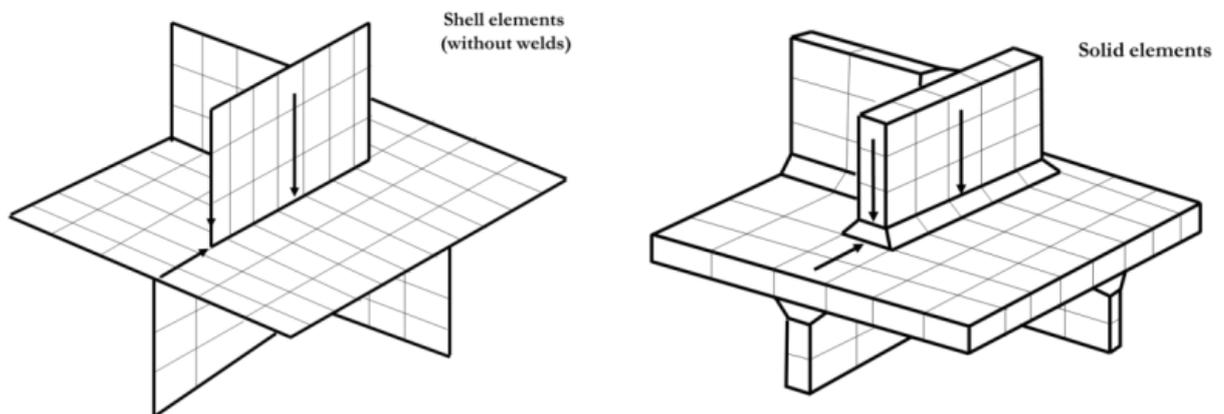
O método do ponto quente é aplicável quando a geometria é complexa. Este método foi inicialmente desenvolvido para vasos de pressão e estruturas tubulares, e posteriormente foi utilizado para juntas ou não tubulares no início da década de 1990. A razão pela qual este método pode ser aplicado a geometrias complexas é que ele leva em consideração as concentrações de tensões residuais locais e as redistribuições de carga. Os *hot spots* são regiões propensas à falha por fadiga e existem dois tipos de *hot spots*: Tipo A e B (Figura 13). Os *hot spots* existem na ponta da solda, na borda da solda ou ao longo da solda. O Tipo A está presente na ponta da solda da superfície da junta e o Tipo B está na borda da superfície da junta. Ambos os tipos têm distâncias de extrapolação que diferem com base na malha de Elementos Finitos (*Shell Mesh ou Solid Mesh*) (M. Aygül, 2013).

Figura 13 – Tipos de *Hot Spots* (M. Aygül, 2013).



As dimensões e condições de carga do componente próximo à junta soldada afetam o valor de tensão obtida. O procedimento para determinar a tensão estrutural para todos os métodos envolve extração de valores de tensão da superfície fixada na ponta da solda ou por meio de linearização de tensão através da espessura da junta. O método *hot spot* usa extração de resultados de tensão da superfície, conforme mostrado na Figura 14. As recomendações de Hobbacher (2016) sugerem que o ponto de referência mais próximo da ponta da solda para extrapolação de tensão deve ser 0,4 vezes a espessura da chapa, para evitar a influência da tensão não linear do entalhe de solda.

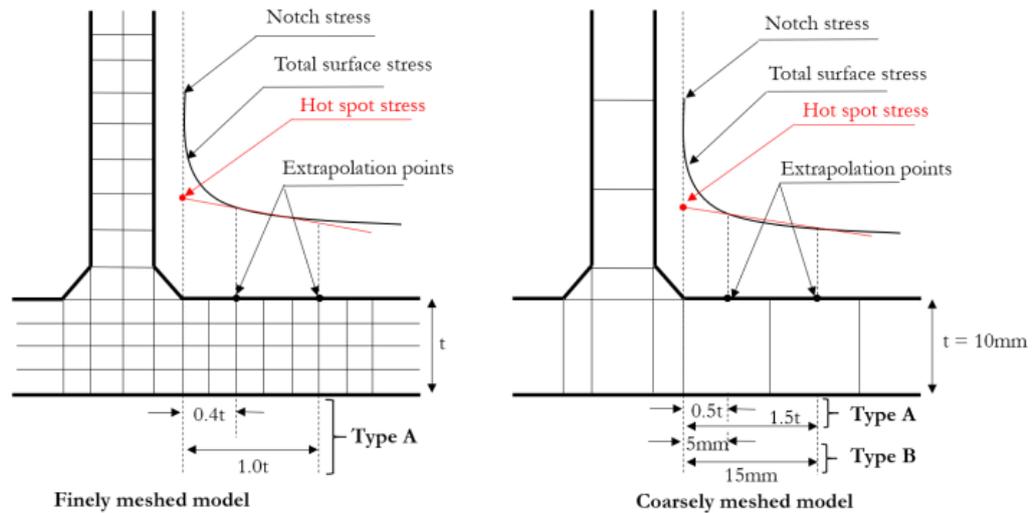
Figura 14– Direção de extrapolação da malha, e tensão para todos os tipos de elementos (*Shell Mesh ou Solid Mesh*) (A. F. Hobbacher, 2016).



Um dos procedimentos para derivar a tensão do *hot spot* de uma malha em elementos finitos, é ler os valores de tensão em dois pontos de referência e usá-los para extrapolar a tensão na ponta da solda. Isto excluirá a tensão de entalhe, pois os pontos de referência estão localizados fora da região que é influenciada pelo local geometria da solda. *Haibach & Oliver* (1974) Sugeriram que para *hot spots* do Tipo A, a distância pode ser considerada em função da espessura, em torno de 0,3 t da ponta da solda. Para os *hot spots* do tipo B foram corrigidas as distâncias predeterminadas da ponta da solda e não varia com a espessura da solda placa (A. F. Hobbacher, 2016).

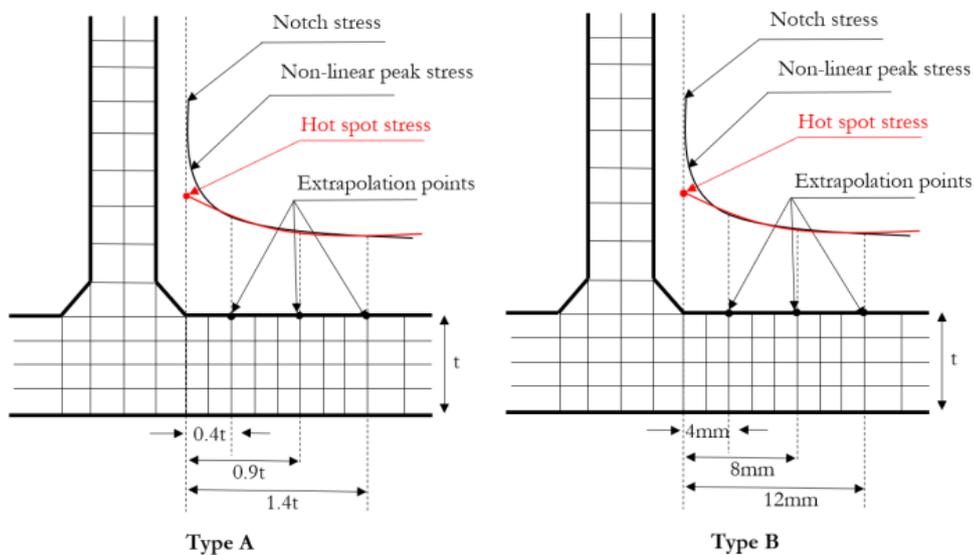
Existem dois tipos principais de técnicas de extrapolação de tensão para sistemas do Tipo A e do Tipo B: extrapolação de tensões lineares e quadráticas. A extrapolação linear para o Tipo A, consiste em dois subtipos para malha grossa com elementos de ordem superior e malha fina (Figura 15), enquanto para o Tipo B não tem nenhum subtipo. Tanto o Tipo A quanto o Tipo B, têm apenas um tipo quadrático de extrapolação que é mostrada na Figura 16.

Figura 15 – Extrapolação Linear para modelos de malha fina e malha grossa (*Shell Mesh ou Solid Mesh – M. Aygül, 2013*).



Três pontos de referência são necessários no método de extrapolação quadrática. Para o *hot spot* Tipo A, os pontos de referência estão localizados a  $0,4t$ ,  $0,9t$  e  $1,4t$  do pé da solda e para um *hot spot* Tipo B, está a 4, 8 e 12mm do pé da solda. Isto requer que o modelo seja malhado finamente nas proximidades do pé da solda. Pode-se notar que as distâncias não são uma função da espessura para o *hot spot* do Tipo B, ao contrário do *hot spot* do Tipo A.

Figura 16 – Extrapolação quadrática do tipo A e tipo B (*M. Aygül, 2013*).



(A. F. Hobbacher, 2016) recomenda as seguintes fórmulas para avaliação de tensões residuais.

*Hot spot* tipo A:

- Extrapolação Linear:

- Malha fina com comprimento de elemento não superior a  $0,4 \cdot t$  do *hot spot*, figura 13 à esquerda:

$$\sigma_{HSS} = 1.67 \cdot \sigma_{0.4 \cdot t} - 0.67 \cdot \sigma_{1.0 \cdot t} \quad (3.9)$$

- Malha grossa com elementos de ordem superior com comprimentos iguais à espessura da placa, figura 13 à direita:

$$\sigma_{HSS} = 1.50 \cdot \sigma_{0.5 \cdot t} - 0.50 \cdot \sigma_{1.5 \cdot t} \quad (3.10)$$

- Extrapolação quadrática:

- Malha fina e pontos de referência conforme definidos acima (Figura 14). Recomendado para estruturas de paredes espessas, Figura 14 à esquerda:

$$\sigma_{HSS} = 2.52 \cdot \sigma_{0.4 \cdot t} - 2.24 \cdot \sigma_{0.9 \cdot t} + 0.72 \cdot \sigma_{1.4 \cdot t} \quad (3.11)$$

*Hot spot* tipo B:

- Malha grossa com elementos de ordem superior com tamanho de elemento de 10 mm no *hot spot*, Figura 13 à direita:

$$\sigma_{HSS} = 1.50 \cdot \sigma_{5 \text{ mm}} - 0.50 \cdot \sigma_{15 \text{ mm}} \quad (3.12)$$

- Malha fina e extrapolação quadrática, figura 14 à direita:

$$\sigma_{HSS} = 3 \cdot \sigma_{4 \text{ mm}} - 3 \cdot \sigma_{8 \text{ mm}} + \sigma_{12 \text{ mm}} \quad (3.13)$$

Existem dois desafios quando se trata do método *hot spot*. A primeira é estimar a tensão estrutural do *hot spot* aplicando as propriedades corretas da malha, pois ela é conhecida por ser sensível ao tamanho da malha próximo ao pé da solda. Existem nove grupos de curvas S-N, para projetos de fadiga com base na geometria e tipo de carregamento (A. F. Hobbacher, 2016).

A abordagem do método *hot spot* dentro da área de Elementos Finitos é amplamente utilizada hoje em dia, e é um dos métodos que comprovadamente fornece resultados de precisão aceitável.

### 3.4 MÉTODOS DE MEDIÇÕES DE TENSÕES RESIDUAIS

Existem diversas técnicas de medição da tensão residual as quais devem ser selecionadas com base em uma série de parâmetros, tais como 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 <sup>2</sup>	0,5 mm <sup>2</sup>	4 mm <sup>3</sup>	De 0,1 mm <sup>2</sup> para método de alta frequência a 30 mm <sup>2</sup> 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

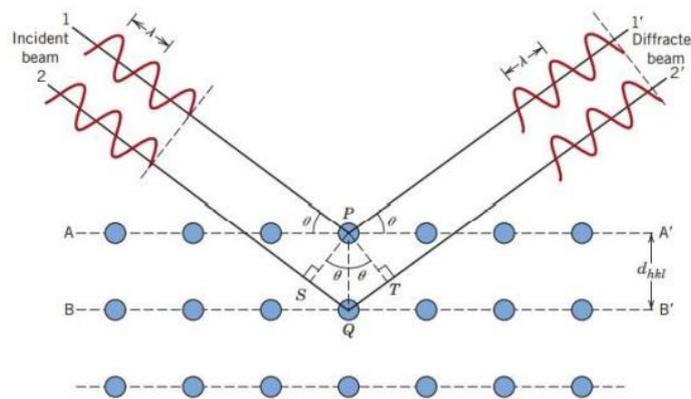
O método de Difração de Raios-X (DR-X) é uma técnica baseada na difração de Raios-X, no qual a deformação causada na superfície é obtida pela razão da variação da distância interplanar com e sem deformação, convertida em tensão, segundo equações derivadas da teoria da elasticidade (LIMA, 1991). Ou seja, a variação no retículo cristalino, induzida pela presença de tensões é medida com base na lei de Bragg (Eq. 3.14) 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 17. 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).

$$n\lambda = 2d.\text{sen}(\theta) \quad (3.14)$$

Na equação (3.14) tem-se:  $n \rightarrow$  é a ordem da reflexão, que poder ser qualquer número inteiro (1,2,3...);  $\lambda \rightarrow$  Comprimento de onda dos raios-X;  $d \rightarrow$  Distância interplanar do cristal e  $\theta \rightarrow$  Ângulo de Incidência.

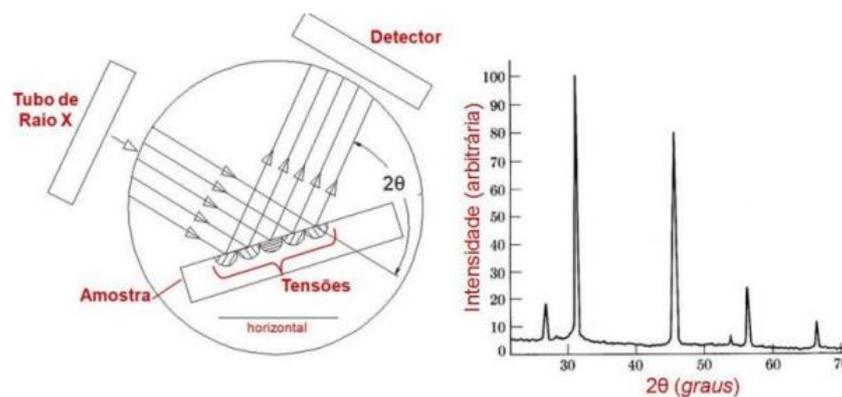
Figura 17 – Difração de Raios-X pelos átomos (A-A' e B-B').



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 18).

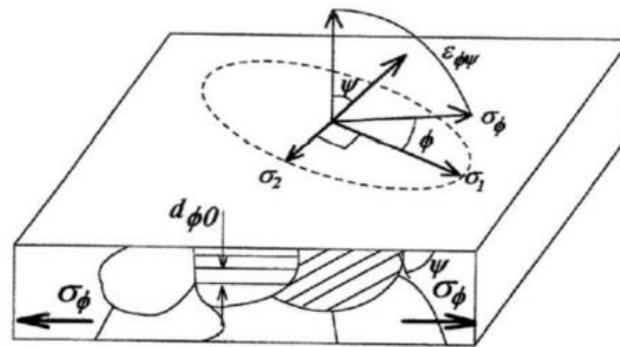
Figura 18 – Varredura da superfície da amostra



Fonte: Souza (2012).

As tensões residuais são calculadas a partir de equações de deformação correlacionadas com a tensão e deformação no regime elástico. A Figura 19 apresenta o modelo de tensões no estado plano. Sendo assim, admite-se duas tensões principais ( $\sigma_1$  e  $\sigma_2$ ), 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 19 – Modelo de tensões no estado plano



Fonte: Prevéy (1986).

Souza (2012) fornece um detalhamento do modelo da seguinte maneira:

$$\varepsilon_{\Phi\Psi} = \left[ \frac{1+\nu}{E} (\sigma_1 \alpha_1^2 + \sigma_2 \alpha_2^2) \right] - \left[ \frac{\nu}{E} (\sigma_1 + \sigma_2) \right] \quad (3.15)$$

$$\alpha_1 = \cos\Phi \cdot \sin\psi \text{ e } \alpha_2 = \sin\Phi \cdot \sin\psi \quad (3.16)$$

Substituindo a eq. 3.16 na eq. 3.15, teremos:

$$\varepsilon_{\Phi\Psi} = \left[ \frac{1+\nu}{E} (\sigma_1 \cos^2\Phi + \sigma_2 \sin^2\Phi) \sin^2\psi \right] - \left[ \frac{\nu}{E} (\sigma_1 + \sigma_2) \right] \quad (3.17)$$

Quando  $\psi = 90^\circ$ , o vetor deformação apresenta-se sobre a superfície da amostra e a tensão na superfície ( $\sigma_\Phi$ ) é obtida por:

$$\sigma_\Phi = \sigma_1 \cos^2\Phi + \sigma_2 \sin^2\Phi \quad (3.18)$$

Substituindo a eq. 3.18 na eq. 3.17, temos:

$$\varepsilon_{\Phi\Psi} = \left[ \frac{1+\nu}{E} (\sigma_\Phi \sin^2\psi) \right] - \left[ \frac{\nu}{E} (\sigma_1 + \sigma_2) \right] \quad (3.19)$$

Se ( $d_{\Phi\Psi}$ ) é a distância interplanar conforme ilustrado na figura 19, então ( $d_0$ ) é a distância interplanar do corpo de prova padrão (Anderoglu, 2004).

$$\varepsilon_{\Phi\Psi} = \frac{d_{\Phi\Psi} + d_0}{d_0} \quad (3.20)$$

Resultando em:

$$\frac{d_{\Phi\Psi} + d_0}{d_0} = \left[ \frac{1 + \nu}{E} (\sigma_{\Phi} \text{sen}^2 \psi) \right] - \left[ \frac{\nu}{E} (\sigma_1 + \sigma_2) \right] \quad (3.21)$$

Por não haver carregamento sobre o corpo, a tensão residual pode ser expressa pela eq. 3.22:

$$\frac{d_{\Phi\Psi} + d_0}{d_0} = \frac{\nu}{E} \sigma_{\Phi} \quad (3.22)$$

De acordo com a Eq. 3.22, o aumento da distância interplanar em relação a uma amostra sem tensão residual corresponde a um valor positivo, e conseqüentemente a uma força tratativa. No caso da diminuição da distância interplanar em relação a uma amostra sem tensão residual, o valor correspondente é negativo, logo a força é compressiva (CALLISTER, 2002).

### 3.4.2 Método do furo Cego

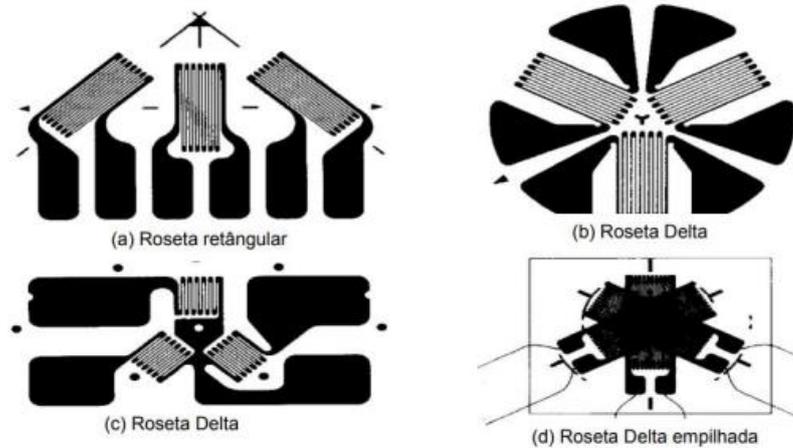
Um dos métodos mais comumente empregados para medir tensões residuais em componentes mecânicos é o do furo cego. Este método é normalizado pela ASTM E- 837 (Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method), é de fácil aplicação industrial na maior parte 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 compreendido 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 39 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).

Na superfície de um componente com orientações pré-estabelecidas, preferencialmente se emprega extensômetros do tipo roseta, como ilustra a Figura 20, que é uma associação de strain gages, cuja orientação e posições relativas são conhecidas.

Figura 20 – Rosetas triaxiais utilizadas no método do furo cego (Hole-drilling)



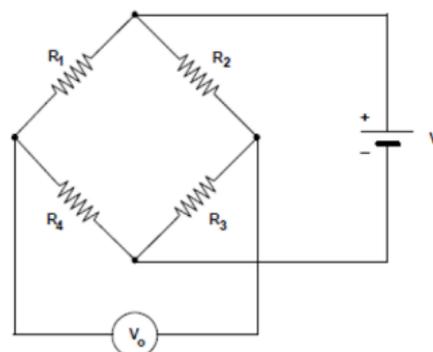
Fonte: Mirim (2011).

(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 21 de Mirim (2011) ilustra uma Ponte de Wheatstone 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 21 – Ponte de Wheatstone resistiva, com excitação e leitura em tensão ( $V_0$ )

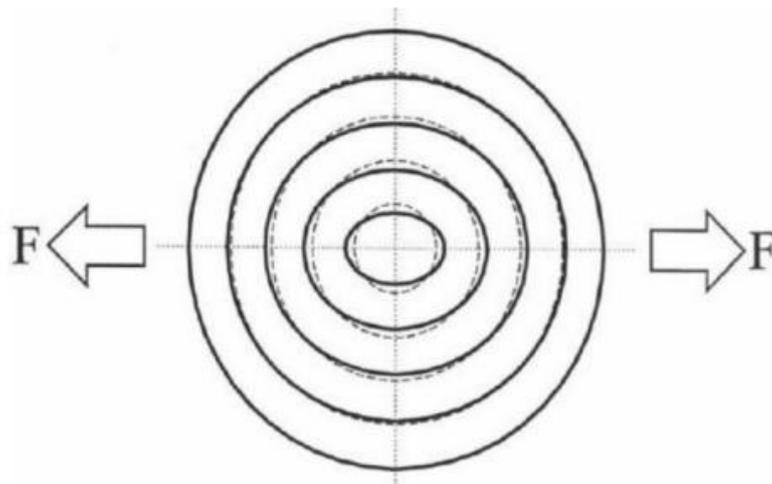


Fonte: Mirim (2011).

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. Na figura 22 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 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 onde 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 22 – Representação por anéis deformados, do efeito do alívio de tensões do método do furo



Fonte: Rodacoski (2002).

### 3.4.3 Método Deslocamento de Pontos Coordenados (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.

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 produzidos pela deformação (SIQUEIRA FILHO *et al.*, 2013).

Estes pontos são pequenos furos não passantes marcados 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 23. 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 que não sofra influência dos ciclos de aquecimento e resfriamento. 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 produzido pelo alívio de tensões.

Conhecendo-se a distância dos deslocamentos das marcas, as tensões residuais no sentido longitudinal e transversal podem ser mensuradas através das Eq. 3.23 e da Eq. 3.24. No qual, segundo Okumura (2002) os valores das tensões residuais  $\sigma_x$  e  $\sigma_y$  são obtidos pela medição de  $\varepsilon_x$  e  $\varepsilon_y$ , que são os valores das deformações nos pontos onde se deseja conhecer as tensões residuais.

$$\sigma_x = \frac{E}{1-\nu^2} (\varepsilon_x + \nu\varepsilon_y) \quad (3.23)$$

$$\sigma_y = \frac{E}{1-\nu^2} (\varepsilon_y + \nu\varepsilon_x) \quad (3.24)$$

Nas equações (3.23) e (3.24) tem-se:

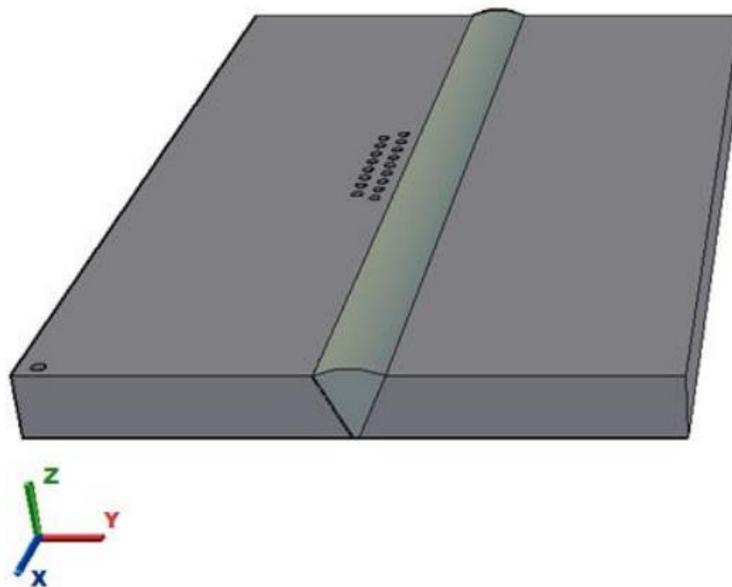
$\sigma_x$  → Tensão residual longitudinal - direção da solda [MPa];  $\sigma_y$  → Tensão residual transversal - direção normal à linha da solda [MPa];  $E$  → Módulo de elasticidade [MPa];  $\epsilon_x$  → Deformação na direção da solda;  $\epsilon_y$  → Deformação na normal a linha da solda;  $\nu$  → Coeficiente de Poisson.

$$\epsilon_x = \frac{x_f - x_i}{x_i} \quad (3.25)$$

$$\epsilon_y = \frac{y_f - y_i}{y_i} \quad (3.26)$$

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 23 – Marcação superficial na chapa



### 3.5 TRATAMENTO TÉRMICO DE 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.

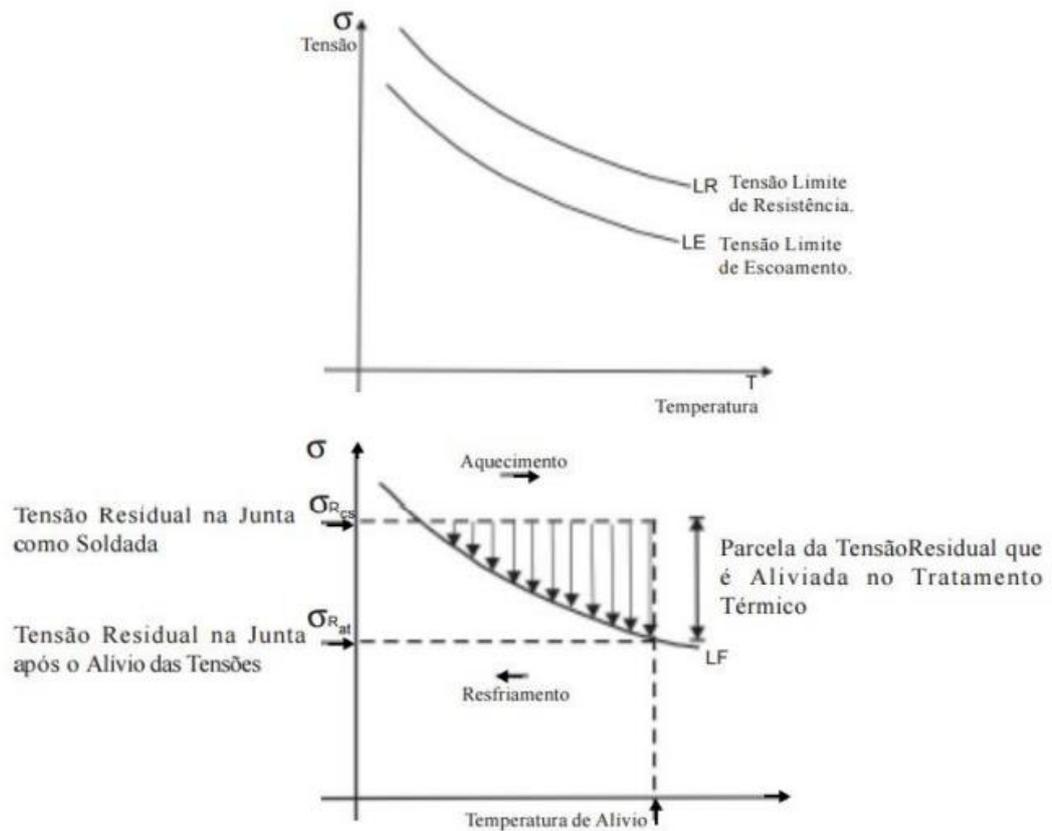
Os métodos mecânicos consistem no martelamento do metal depositado e de suas adjacências durante ou após a soldagem, e a vibração, que se trata da aplicação de vibrações na estrutura causando uma ressonância de baixa frequência ocasionando deformação plástica parcial da estrutura (MODENESI, 2001).

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), o alívio de tensões residuais por tratamento térmico ocorre da seguinte maneira: o limite de escoamento (LE), assim como o limite de resistência (LR), diminuem com a temperatura, conforme a Figura 24(a), significando que o material pode ser deformado em menores níveis de tensão.

Quando um material cuja tensão residual se aproxima do limite de escoamento, é aquecido, esta tensão ultrapassa o limite de escoamento gerando uma reversão da deformação e por consequência o alívio da tensão, como pode ser observado na Figura 24(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 24 – 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  $550^{\circ}\text{C}$  -  $675^{\circ}\text{C}$  por uma hora para cada 25 milímetros de espessura, seguido por um resfriamento lento e uniforme até a temperatura ambiente (FORTES, 2004).

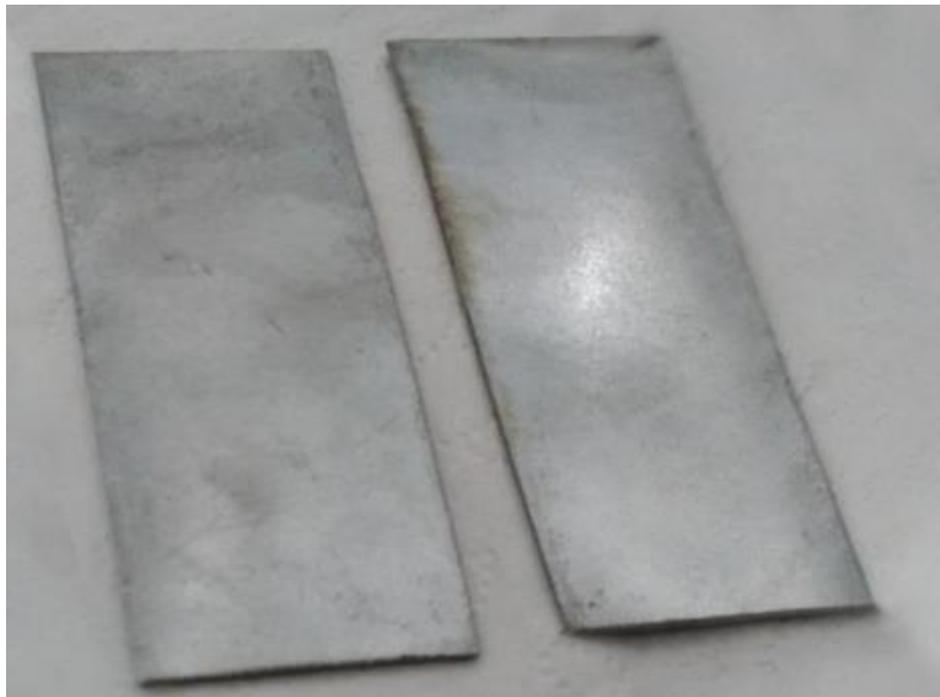
#### 4 MATERIAIS E MÉTODOS

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 para medição de tensões residuais. Também iremos descrever o método de elementos finitos com informações sobre a modelagem, as etapas de pré-processamento e os resultados de pós-processamento.

#### 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 800MPa (DP800), fornecidos pela montadora Stellantis, localizado em Goiana – PE. As chapas foram bipartidas com dimensões de 60 mm x 30 mm x 1,40 mm, conforme figura 25.

Figura 25 – Chapa de teste do aço Dual Phase (DP800)



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%
<b>DP800</b>	0.13	0.20	1.5	0.010	0.002	0.040	0.015

Fonte: Docol, 2014.

Tabela 4 – Propriedades mecânicas do aço Dual Phase – 800

	Limite de Escoamento (MPa)	Limite de Resistência (MPa)	Alongamento (%)
<b>DP 800</b>	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 de diâmetro, 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 foi selecionada uma variável de soldagem, que de acordo com Modenesi (2000), contribui de forma relevante nas tensões residuais por sua influência no aporte térmico. Tal parâmetro de soldagem foi a corrente de soldagem (A), começando com 30 A e variando a cada 5A, até o valor final de 55A.

Na tabela 5 encontram-se os valores dos parâmetros de soldagem utilizados. A temperatura de tratamento térmico para alívio de tensões (TTAT) foi de 680°C.

**Tabela 5** – Parâmetros de soldagem e temperatura de tratamento térmico utilizado

Parâmetro:	Nível:
Corrente de Soldagem	30 A
	35 A
	40 A
	45 A
	50 A
	55 A
Velocidade de Soldagem	2,5 (mm/s)
TTAT	680°C

Na tabela 6 abaixo estão mostrados dados para um total de 6 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]
1	30	2,5
2	35	2,5
3	40	2,5
4	45	2,5
5	50	2,5
6	55	2,5

#### 4.2.1 Procedimentos de Soldagem

Para as amostras do aço *Dual Phase*, o processo de soldagem utilizado foi o GTAW com apenas um passe, conforme figura 26. O deslocamento da tocha foi realizado de maneira mecanizada e sem metal de adição. Como gás de proteção foi utilizado Argônio (99%) e com vazão de 15L/min.

Figura 26 – Processo de Soldagem GTAW



#### 4.2.2 Cálculo da Energia de Soldagem

A energia de soldagem no processo GTAW utilizado para as chapas, foi calculado a partir dos parâmetros descritos na tabela 7 abaixo (Eficiência Térmica  $\eta = 75\%$ ).

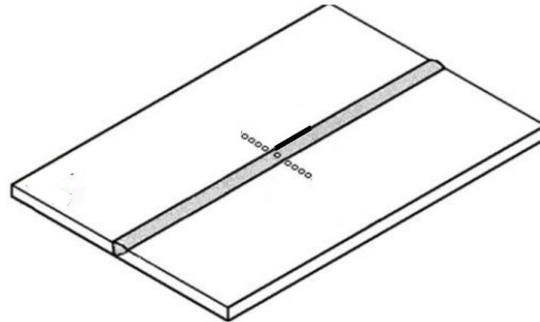
Tabela 7 – Parâmetros de Soldagem

Parâmetros:	Chapa 1	Chapa 2	Chapa 3	Chapa 4	Chapa 5	Chapa 6
Tensão (V)	8,3	8,4	9,0	9,7	9,8	9,8
Corrente (A)	30	35	40	45	50	55
Velocidade (mm/s)	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5
<b>Energia de Soldagem (J/mm)</b>	74,7	88,2	108	131	147	161,7

#### 4.2.3 Procedimento de Marcação para a Medição por Coordenadas

Para o procedimento de marcação foram realizados oito pequenos furos, feitos antes da soldagem, com uma broca de centro de 2,5 mm de diâmetro e distância entre pontos de aproximadamente 2 mm, e previamente mapeados, como ilustra a figura 27.

Figura 27 – Marcação dos pontos coordenados



Depois do procedimento de furação, as coordenadas (X, Y) do centro de cada furo foram mapeados por uma Máquina de Medição por Coordenadas (MMC) com controle numérico computadorizado, modelo CRYSTA APEX S e resolução de 0,0005mm, fabricação MITUTOYO, ano 2015, do Laboratório de Qualidade CMA, conforme ilustra a Figura 28 abaixo.

Figura 28 – Máquina de medição por coordenadas



### 4.3 Ensaio de Dilatometria

Para determinar a temperatura de tratamento térmico foi realizado um estudo da temperatura de início de recristalização, os resultados mostraram, que num ensaio dinâmico, a recristalização é iniciada entre 750 e 760°C (Figura 30). Para garantir a não recristalização durante o tratamento térmico, foram consideradas temperaturas 10% inferiores à temperatura de 750°C durante o TTAT, de acordo com Long (2008). Desta forma, realizou-se o tratamento a 680°C, com tempo de permanência de 30 minutos. O equipamento utilizado foi o dilatômetro diferencial NETZSCH DIL402PC (Figura 29).

Figura 29 – Dilatômetro NETZSCH DIL402PC



#### 4.3.1 Procedimento de Tratamento Térmico

Após a estabilização da temperatura interna do forno Mufla JUNG (Figura 30), as amostras foram introduzidas e submetidas ao tratamento térmico de alívio de tensões e posteriormente resfriadas ao ar.

Figura 30 – Forno Mufla JUNG Micro Processado – LF2312

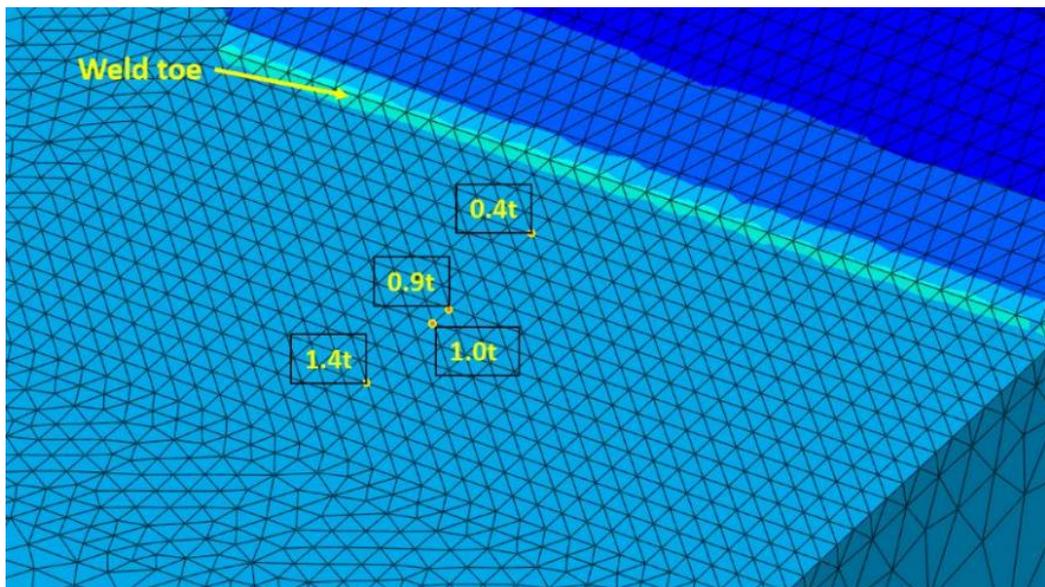


### 4.3.2 Parâmetros da Simulação via Elementos finitos

A geometria da malha foi modelada no software Abaqus, baseado no método de Elementos Finitos. A malha escolhida apresentava elementos tetraédricos quadráticos, do tipo C3D10H, pela melhor adequação à medição das tensões superficiais na região da solda, conforme mostrado na Figura 31.

O modelo foi particionado para ter os nós da malha de Elementos Finitos nos pontos onde a tensão deve ser extraída para o método *hot spot*. Nesse trabalho, a tensão foi extraída a  $1.4t$  de distância do pé da solda aproximadamente, para operações lineares e quadráticas do método *hot spot*.

Figura 31 - Malha com elementos tetraédricos quadráticos



As seguintes propriedades mecânicas e físicas foram consideradas para o modelo de elementos finitos:

Tabela 8 - Propriedades Mecânicas e físicas do aço DP800 para Simulação

Propriedades	Valor
Densidade	7.874 g/cm <sup>3</sup>
Módulo de Elasticidade	215000 MPa
Coefficiente de Poison	0.3
Tensão de Escoamento	689 MPa
Limite de Resistência	890 MPa
Alongamento	14.9 (%)

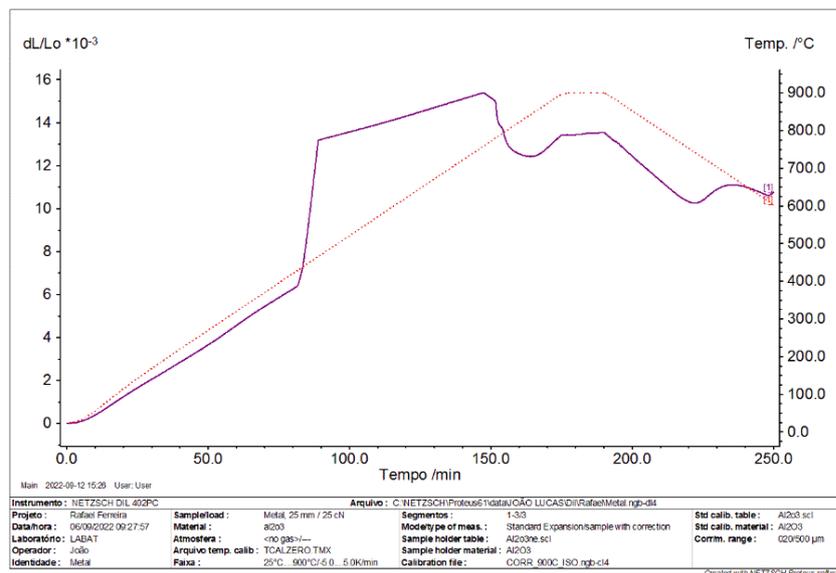
## 5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

A seguir são apresentados os resultados e discussões dos experimentos para os ensaios realizados, sendo eles: ensaio de dilatométrica para levantamento da temperatura ótima de tratamento de alívio de tensões, a determinação das tensões pelo método DPC devido as variações da corrente de soldagem. Através de análises experimentais, estatísticas e conceituais, serão discutidos os resultados. Além disso, será mostrado os resultados das tensões via elementos finitos, considerando o método *hot spot*.

### 5.1 DETERMINAÇÃO DA TEMPERATURA DE TRATAMENTO TÉRMICO DE ALÍVIOS DE TENSÕES

A determinação da temperatura de início de recristalização foi determinada por dilatométrica diferencial, conforme item 4.3. Na figura 32 abaixo, é possível visualizar a curva de dilatométrica.

Figura 32 – Curva de dilatométrica aço Dual-Phase DP-800



### 5.2 DETERMINAÇÃO DAS TENSÕES RESIDUAIS PELO MÉTODO DPC

Baseado no método DPC foram calculadas as tensões na direção longitudinal e transversal ao cordão de solda, para cada um dos oito pontos das 6 amostras.

A tabela 10 apresenta os valores para as tensões residuais em módulo, para a chapa 1, cuja direção da soldagem é paralela à direção da laminação. Temos  $\sigma_x$  sendo a tensão residual

na direção transversal em relação ao cordão de solda, e  $\sigma_y$  a tensão residual na direção longitudinal em relação ao cordão de solda (vide Figura 33).

Figura 33 – Referências para marcação dos pontos analisados.

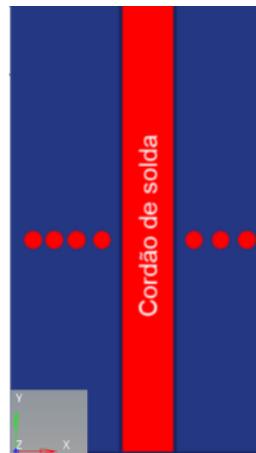


Tabela 9 – Coordenadas (x,y) dos pontos referenciados – Chapa 1

FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT	
	X	Y	X	Y
1	18,254	28,982	18,269	29,023
2	15,389	28,972	15,405	28,989
3	12,354	28,963	12,367	28,971
4	10,621	28,952	10,629	28,959
1	17,732	28,552	17,743	28,579
2	14,852	28,995	14,862	29,015
3	13,648	28,542	13,658	28,556
4	10,758	28,723	10,765	28,736

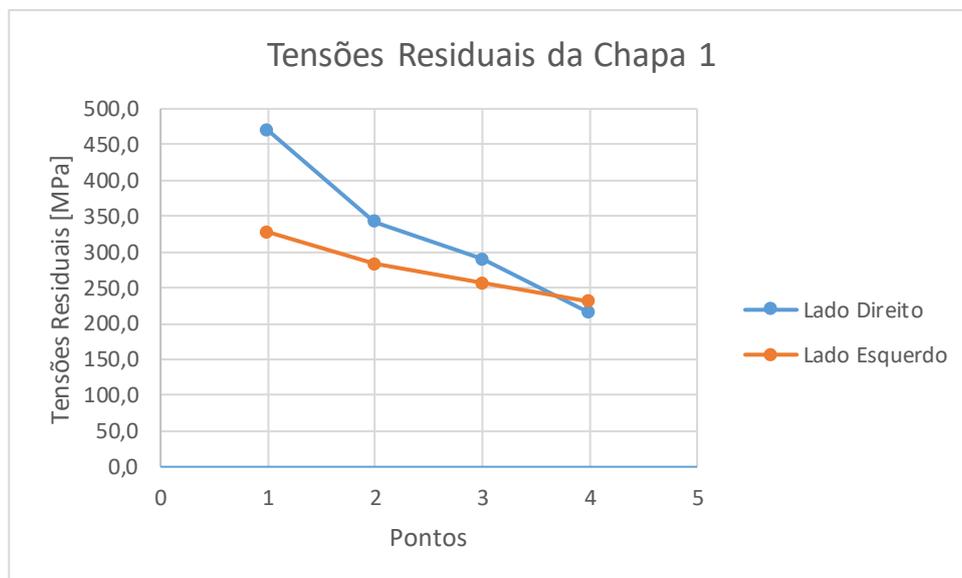
Tabela 10 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda para a Chapa 1

Lado	Furo	$ \sigma_x $ [Mpa]	$ \sigma_y $ [Mpa]	Tensões Residuais Resultantes [MPa]
Direito	1	282,09	376,05	470,10
	2	275,21	203,44	342,24
	3	256,97	133,99	289,80
	4	186,93	105,89	214,84
Esquerdo	5	204,65	256,20	327,90
	6	199,26	201,87	283,65
	7	199,18	160,80	255,98
	8	178,03	146,65	230,65

Nota-se uma redução nas tensões residuais resultantes dos pontos de “1” até “4” e dos pontos “5” até o “8”, medidas na direção transversal ao cordão de solda, como ilustra a Figura 34. Esta redução nas TR's se justifica pelo resfriamento diferenciado, onde os pontos mais distantes apresentam menores gradientes de temperatura e, por consequência, menores gradientes de deformação.

Observou-se também que as tensões residuais do lado esquerdo apresentam valores menores que do lado direito. Este comportamento se justifica pelo efeito da anisotropia da chapa, conforme mencionado por Mendes *et al.* (2015).

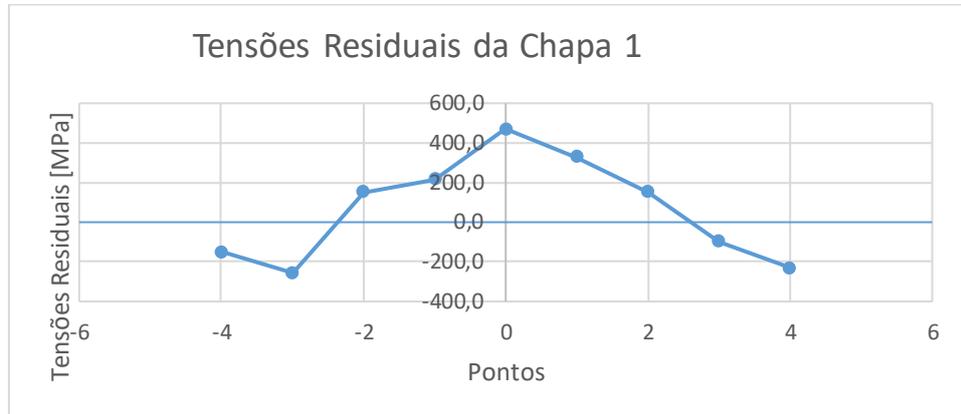
Figura 34 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda para a Chapa 1 [MPa]



Ao analisar o comportamento das tensões residuais resultantes nos oito pontos dispostos transversalmente ao cordão de solda (Tabela 10), 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 & Lodini, 2003; Modenesi *et al.*, 2005).

A Figura 35 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.

Figura 35 – Tensões Residuais (trativas e compressivas) dispostas transversalmente ao cordão de solda para a Chapa 1 [MPa]



A tabela 12 apresenta os valores para as tensões residuais em módulo, para a chapa 2, cuja direção da soldagem é paralela à direção da laminação. Temos  $\sigma_x$  sendo a tensão residual na direção transversal em relação ao cordão de solda, e  $\sigma_y$  a tensão residual na direção longitudinal em relação ao cordão de solda (vide Figura 33).

Tabela 11 – Coordenadas (x, y) dos pontos referenciados – Chapa 2

FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT	
	X	Y	X	Y
1	11,356	28,849	11,378	28,867
2	14,875	29,875	14,887	29,909
3	13,567	29,752	13,578	29,771
4	18,354	29,978	18,368	29,989
1	10,758	28,723	10,772	28,736
2	17,856	29,522	17,869	29,546
3	15,432	29,435	15,445	29,452
4	13,769	28,542	13,779	28,559

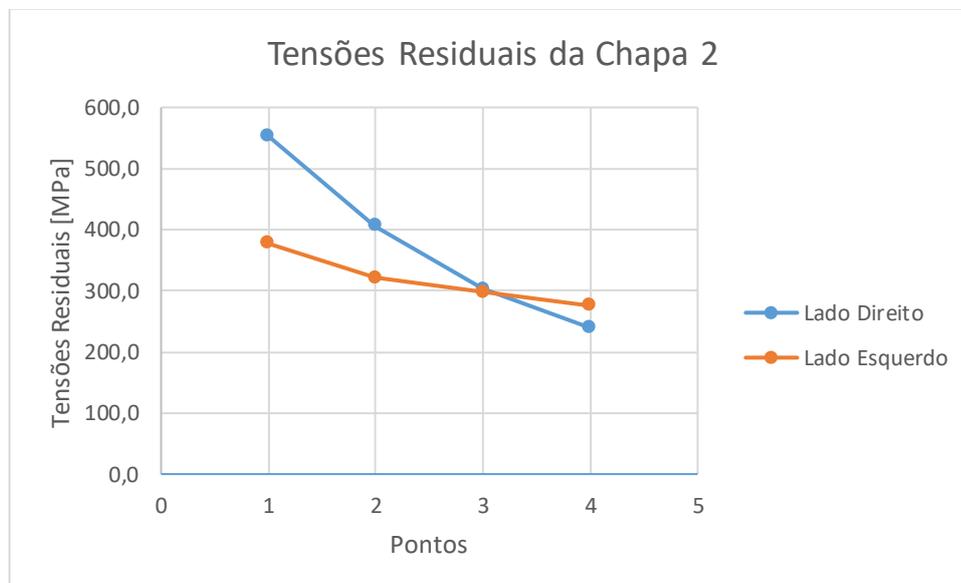
Tabela 12 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda para a Chapa 2

Lado Direito	Furo	$ \sigma_x $ [Mpa]	$ \sigma_y $ [Mpa]	Tensões Residuais Resultantes [MPa]
	1	480,93	272,81	552,92
	2	259,91	312,42	406,39
	3	226,91	199,63	302,22
	4	197,60	134,87	239,23

<b>Lado Esquerdo</b>	<b>5</b>	325,33	190,83	377,17
	<b>6</b>	220,02	233,47	320,81
	<b>7</b>	229,92	187,95	296,97
	<b>8</b>	204,85	184,15	275,46

Nota-se uma redução nas tensões residuais resultantes dos pontos de “1” até “4” e dos pontos “5” até o “8”, no qual justifica-se pela direção de soldagem. O ponto “1” resfriou-se mais rapidamente que o ponto “4”, assim como o ponto “5” até o ponto “8”, o qual sofreu menos distorções durante o resfriamento (menor gradiente de deformação), como ilustra a Figura 36. O mesmo comportamento foi observado na chapa 1.

Figura 36 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda para a Chapa 2 [MPa]



A Figura 37 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.

Figura 37 – Tensões Residuais (trativas e compressivas) dispostas transversalmente ao cordão de solda para a Chapa 2 [MPa]

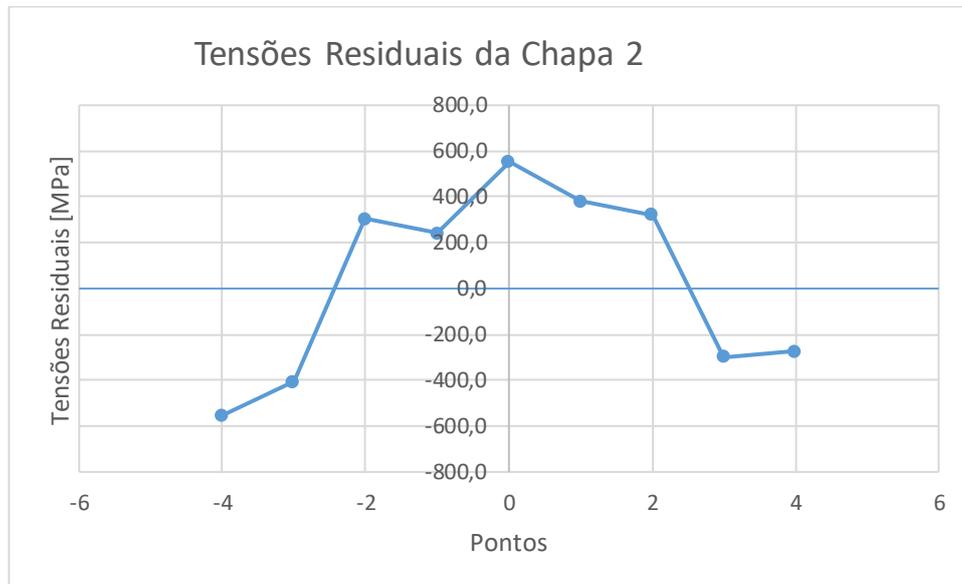


Tabela 13 – Coordenadas (x, y) dos pontos referenciados – Chapa 3

FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT	
	X	Y	X	Y
1	11,467	28,975	11,48	29,023
2	13,689	29,752	13,705	29,778
3	15,321	29,798	15,335	29,818
4	17,534	29,812	17,549	29,825
1	10,789	28,723	10,798	28,752
2	14,567	28,557	14,579	28,579
3	15,432	29,435	15,445	29,456
4	18,765	29,632	18,779	29,653

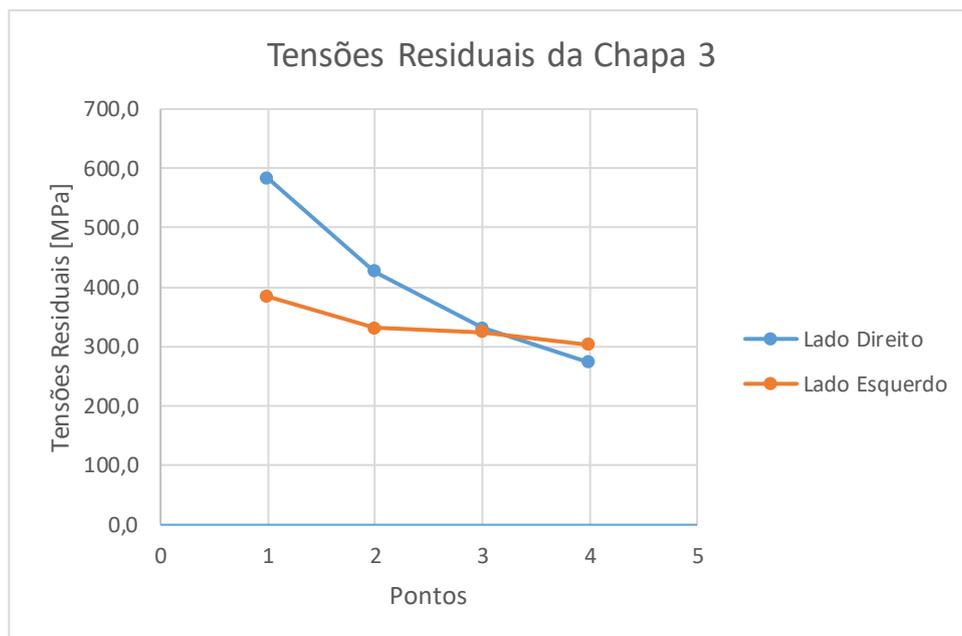
Tabela 14 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda para a Chapa 3

Lado	Furo	$ \sigma_x $ [Mpa]	$ \sigma_y $ [Mpa]	Tensões Residuais Resultantes [MPa]
Direito	1	369,14	452,01	583,58
	2	323,94	277,20	426,35
	3	252,44	213,99	330,94
	4	223,27	156,81	272,84
Esquerdo	5	257,40	285,21	384,19
	6	238,80	230,34	331,79
	7	239,15	218,71	324,08

	<b>8</b>	217,02	211,09	302,75
--	----------	--------	--------	--------

Nota-se uma redução nas tensões residuais resultantes dos pontos de “1” até “4” e dos pontos “5” até o “8”, no qual justifica-se pela direção de soldagem. O ponto “1” resfriou-se mais rapidamente que o ponto “4”, assim como o ponto “5” até o ponto “8”, o qual sofreu menos distorções durante o resfriamento (menor gradiente de deformação), como ilustra a Figura 38. O mesmo comportamento foi observado na chapa 1 e 2.

Figura 38 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda para a Chapa 3 [MPa]



Ao analisar o comportamento das tensões residuais resultantes nos oito pontos dispostos transversalmente ao cordão de solda (Tabela 14), 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 & Lodini, 2003; Modenesi *et al.*, 2005). Assim como foi observado na Chapa 1 e 2.

A Figura 39 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.

Figura 39 – Tensões Residuais (trativas e compressivas) dispostas transversalmente ao cordão de solda para a Chapa 3 [MPa]

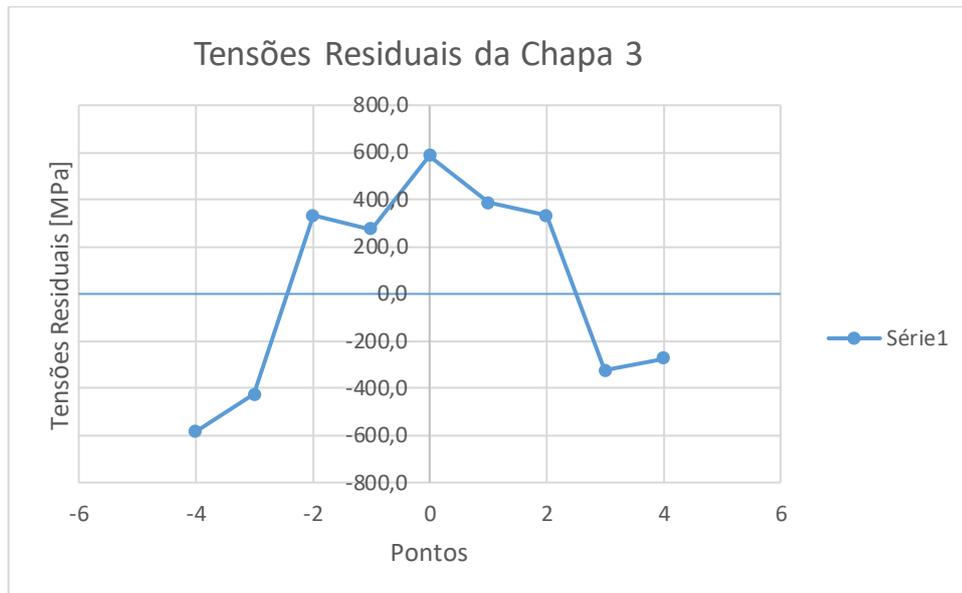


Tabela 15 – Coordenadas (x, y) dos pontos referenciados – Chapa 4

FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT	
	X	Y	X	Y
1	12,128	28,756	12,146	28,798
2	13,758	28,878	13,769	28,916
3	16,137	29,785	16,149	29,815
4	18,789	29,812	18,799	29,839
1	11,765	28,869	11,779	28,889
2	13,567	28,869	13,579	28,891
3	15,376	29,589	15,389	29,612
4	18,765	29,632	18,779	29,657

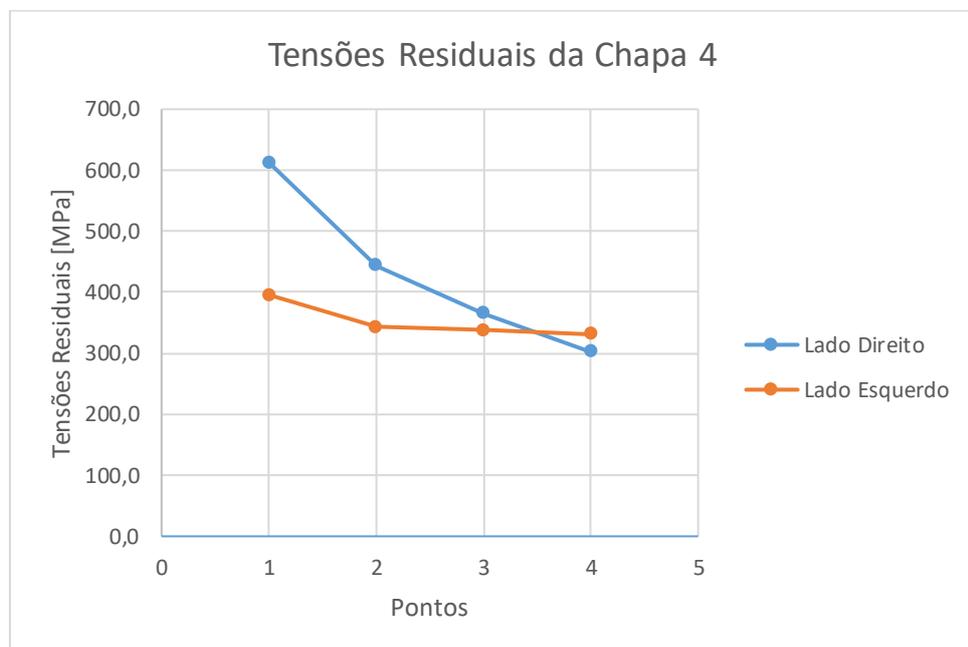
Tabela 16 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda para a Chapa 4 (Distância de 2 mm entre cada ponto)

Lado	Furo	$ \sigma_x $ [Mpa]	$ \sigma_y $ [Mpa]	Tensões Residuais Resultantes [MPa]
Direito	1	435,17	431,43	612,78
	2	270,36	352,18	443,99
	3	236,74	278,51	365,53
	4	181,99	241,17	302,13
Esquerdo	5	316,43	237,64	395,73
	6	251,98	232,58	342,91

	<b>7</b>	244,18	233,38	337,77
	<b>8</b>	226,19	241,65	330,99

Nota-se uma redução nas tensões residuais resultantes dos pontos de “1” até “4” e dos pontos “5” até o “8”, no qual justifica-se pela direção de soldagem. O ponto “1” resfriou-se mais rapidamente que o ponto “4”, assim como o ponto “5” até o ponto “8”, o qual sofreu menos distorções durante o resfriamento (menor gradiente de deformação), como ilustra a Figura 40. O mesmo comportamento foi observado na chapa 1, 2 e 3.

Figura 40 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda para a Chapa 4 [MPa]



A Figura 41 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.

Figura 41 – Tensões Residuais (trativas e compressivas) dispostas transversalmente ao cordão de solda para a Chapa 4 [MPa]

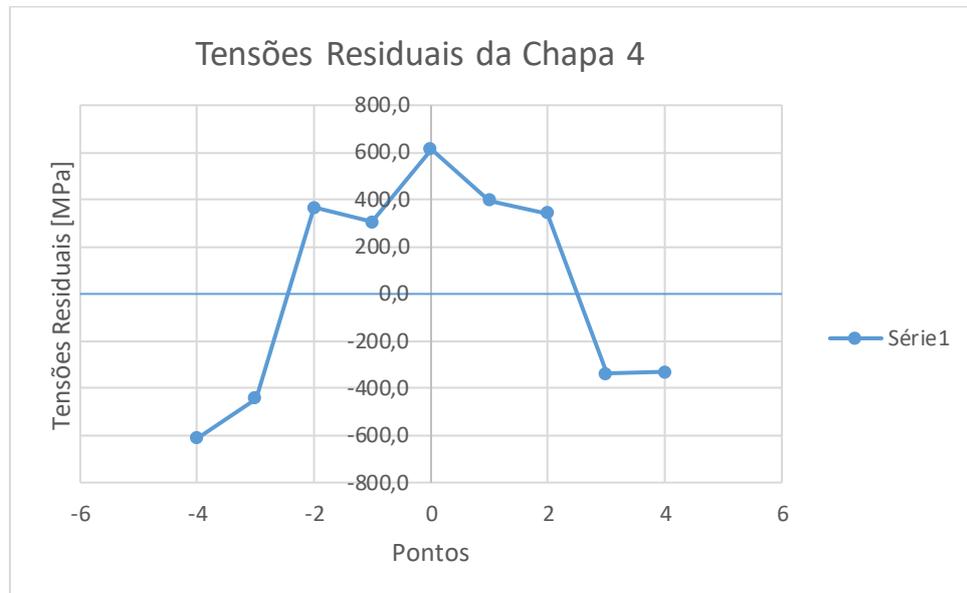


Tabela 17 – Coordenadas (x, y) dos pontos referenciados – Chapa 5

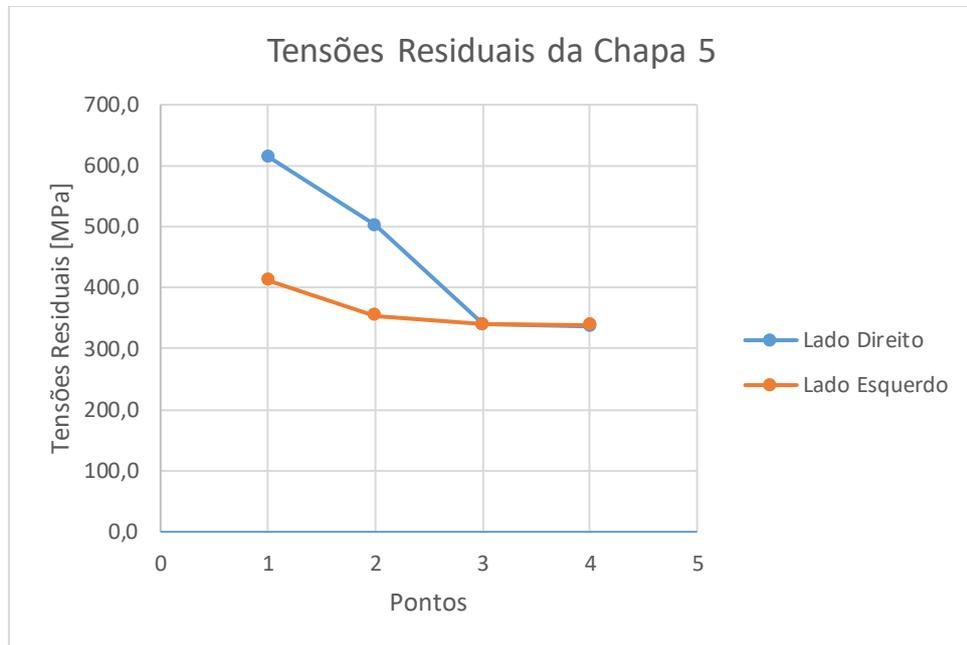
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT	
	X	Y	X	Y
1	12,578	28,756	12,589	28,814
2	14,546	28,768	14,559	28,811
3	16,137	29,325	16,149	29,351
4	18,785	29,856	18,799	29,882
1	11,765	29,589	11,779	29,612
2	13,876	28,869	13,889	28,891
3	15,489	29,589	15,499	29,618
4	18,798	29,632	18,81	29,661

Tabela 18 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda para a Chapa 5

Lado	Furo	$ \sigma_x $ [Mpa]	$ \sigma_y $ [Mpa]	Tensões Residuais Resultantes [MPa]
Direito	1	334,95	515,98	615,16
	2	303,82	399,06	501,55
	3	228,55	251,21	339,62
	4	227,85	247,75	336,60
Esquerdo	5	322,16	256,78	411,98
	6	263,84	236,14	354,07
	7	212,71	265,71	340,37

	<b>8</b>	210,97	264,89	338,64
--	----------	--------	--------	--------

Figura 42 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda para a Chapa 5 [MPa]



A Figura 43 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.

Figura 43 – Tensões Residuais (trativas e compressivas) dispostas transversalmente ao cordão de solda para a Chapa 5 [MPa]

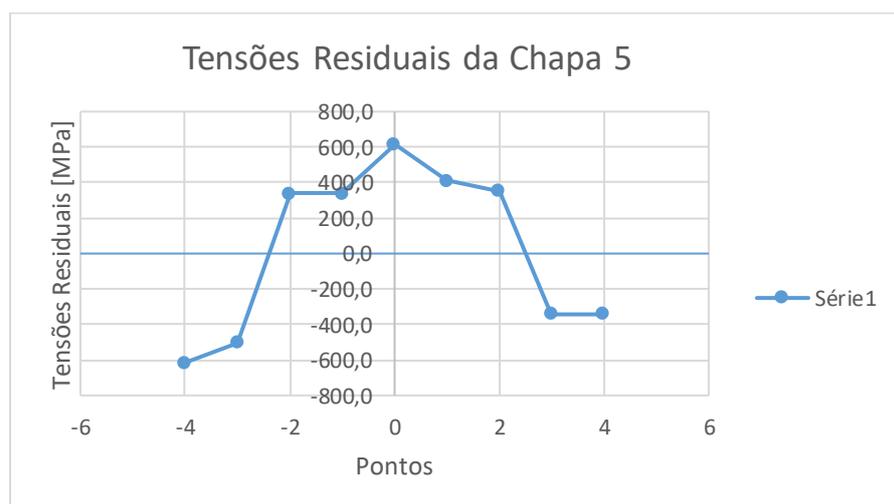


Tabela 19 – Coordenadas (x, y) dos pontos referenciados – Chapa 6

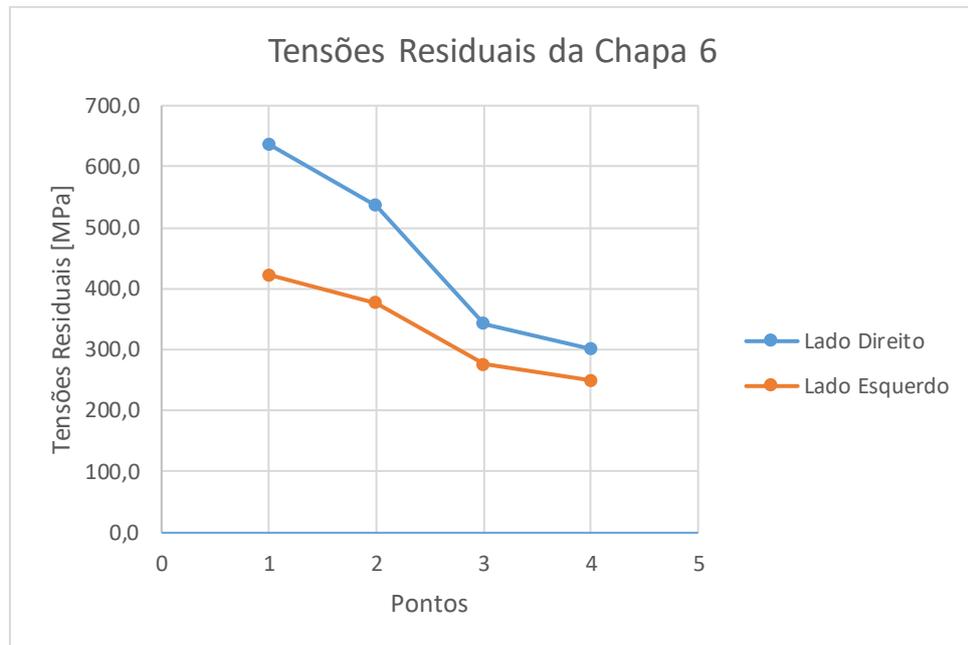
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT	
	X	Y	X	Y
1	11,578	28,756	11,589	28,815
2	12,378	28,985	12,389	29,033
3	14,537	29,325	14,549	29,349
4	16,598	28,967	16,61	28,988
1	12,378	29,869	12,389	29,903
2	14,789	29,768	14,798	29,803
3	16,758	29,867	16,769	29,887
4	17,869	29,689	17,879	29,708

Tabela 20 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda para a Chapa 6

Lado Direito	Furo	$ \sigma_x $ [Mpa]	$ \sigma_y $ [Mpa]	Tensões Residuais Resultantes [MPa]
	1	354,41	528,98	636,73
	2	313,64	435,23	536,47
	3	242,45	241,33	342,08
	4	212,90	213,21	301,30
Lado Esquerdo	5	278,48	318,03	422,72
	6	217,61	307,49	376,70
	7	194,07	196,17	275,94
	8	170,15	182,88	249,79

Nota-se uma redução nas tensões residuais resultantes dos pontos de “1” até “4” e dos pontos “5” até o “8”, no qual justifica-se pela direção de soldagem. O ponto “1” resfriou-se mais rapidamente que o ponto “4”, assim como o ponto “5” até o ponto “8”, o qual sofreu menos distorções durante o resfriamento (menor gradiente de deformação), como ilustra a Figura 44. O mesmo comportamento foi observado na chapa 1, 2, 3, 4 e 5.

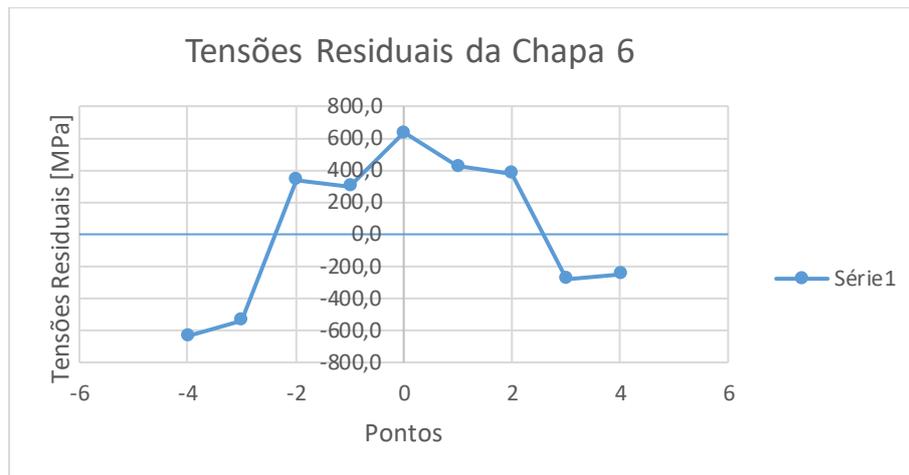
Figura 44 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda para a Chapa 6 [MPa]



Ao analisar o comportamento das tensões residuais resultantes nos oito pontos dispostos transversalmente ao cordão de solda (Tabela 20), 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 & Lodini, 2003; Modenesi *et al.*, 2005). Assim como foi observado na Chapa 1, 2, 3, 4 e 5.

A Figura 45 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.

Figura 45 – Tensões Residuais (trativas e compressivas) dispostas transversalmente ao cordão de solda para a Chapa 6 [MPa]



### 5.3 Influência do Aumento da Corrente de Soldagem nas Tensões Residuais

A variação na corrente de soldagem foi utilizada para verificar a influência da mudança deste parâmetro nas tensões residuais, conforme tabela 21 abaixo. 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, a energia de soldagem 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).

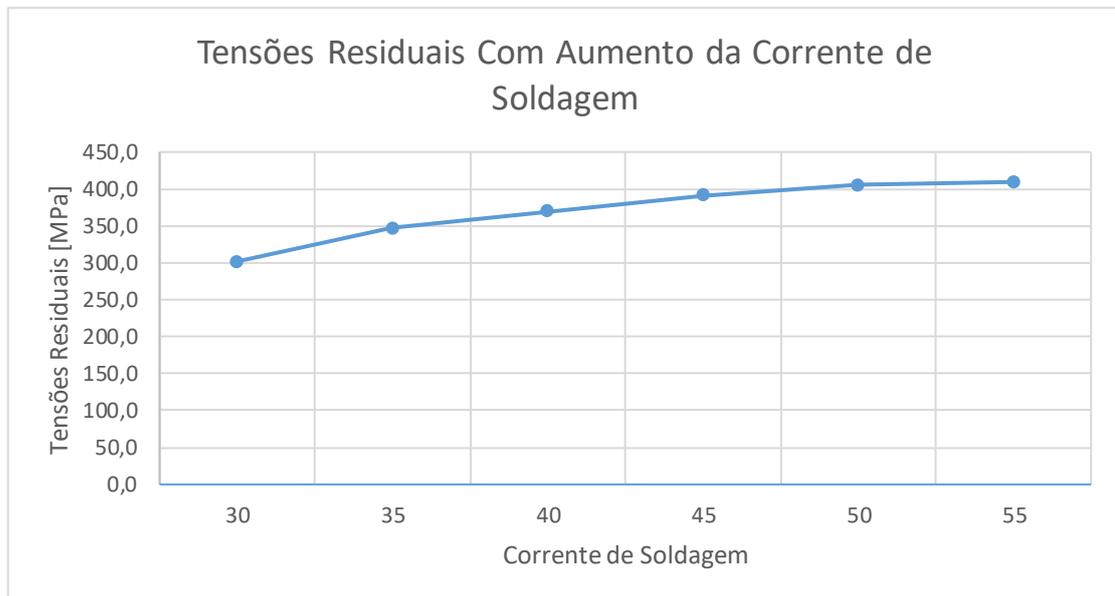
Além disso, ao variar a corrente de forma isolada, uma variação na taxa de fusão ocorre (LESNEWICH, 1958), o que influencia na taxa de deposição e, conseqüentemente, no nível de contração imposto a junta.

Tabela 21 – Tensões Residuais Resultantes dos pontos transversais ao cordão de solda com o aumento da corrente

Parâmetros:	Chapa 1	Chapa 2	Chapa 3	Chapa 4	Chapa 5	Chapa 6
Tensão (V)	8,3	8,4	9,0	9,7	9,8	9,8
Corrente (A)	30	35	40	45	50	55
Velocidade (mm/s)	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5
Energia de soldagem (J/mm)	74,7	88,2	108	131	147	161,7
Média das Tensões Residuais (MPa)	301,90	346,39	369,56	391,48	404,75	409,46

Para o cenário de aumento da corrente de soldagem (Tabela 21), foram comparadas as tensões residuais das 6 Chapas e destacou-se que com o aumento da corrente de soldagem, implicou em um aumento das tensões residuais como ilustra a Figura 47, também observado por *Scotti e Mishchenko (2018)*.

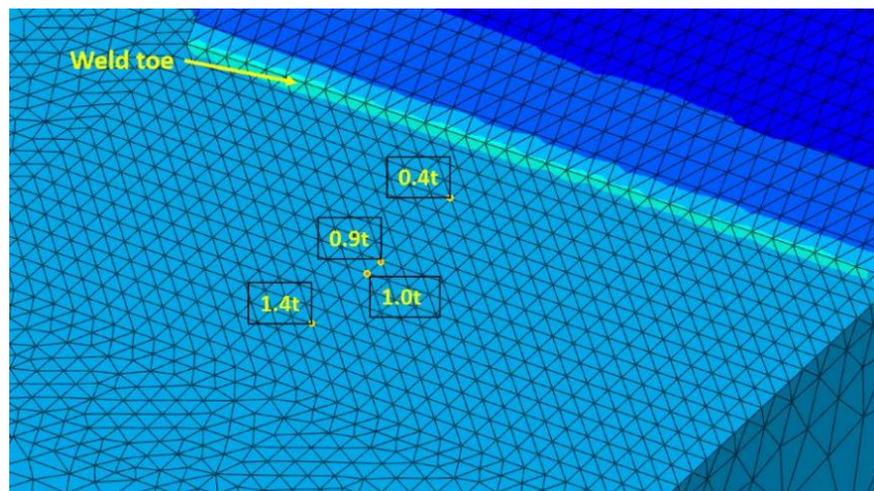
Figura 47 – Influência da Corrente de Soldagem nas tensões residuais resultantes



#### 5.4 Cálculo das tensões via método *hot spot*

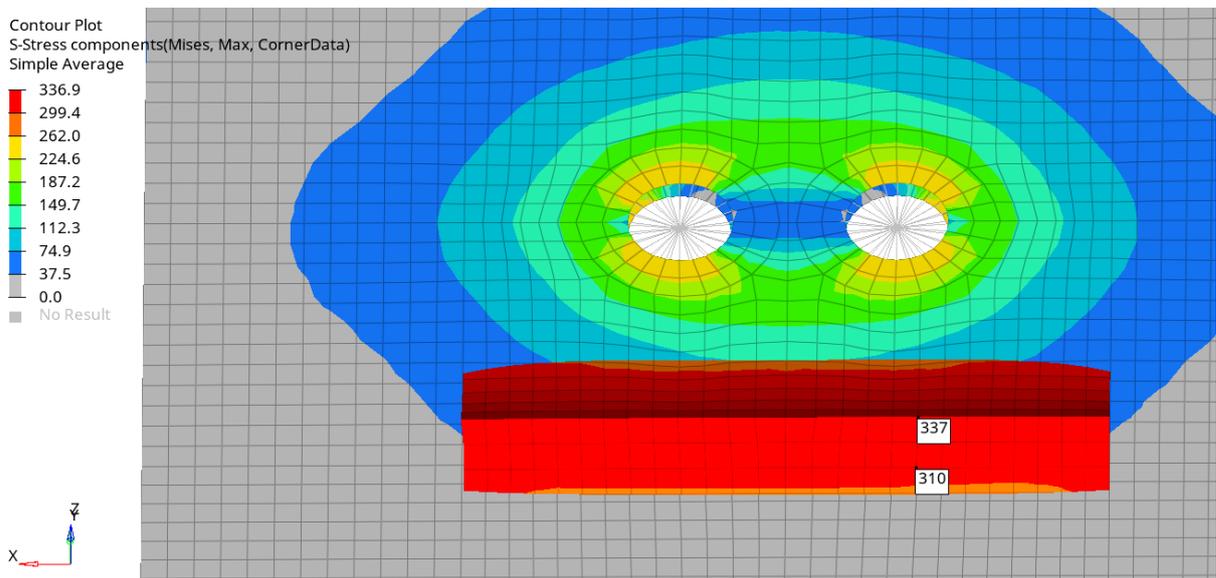
Na figura 48 abaixo, é possível ver os pontos nodais próximos ao pé da solda para extração de tensões via elementos finitos utilizando o método *hot spot*, nesse estudo foi considerado o ponto de 1.4t.

Figura 48 – Pontos nodais para extração de tensões pelo método *hot spot*



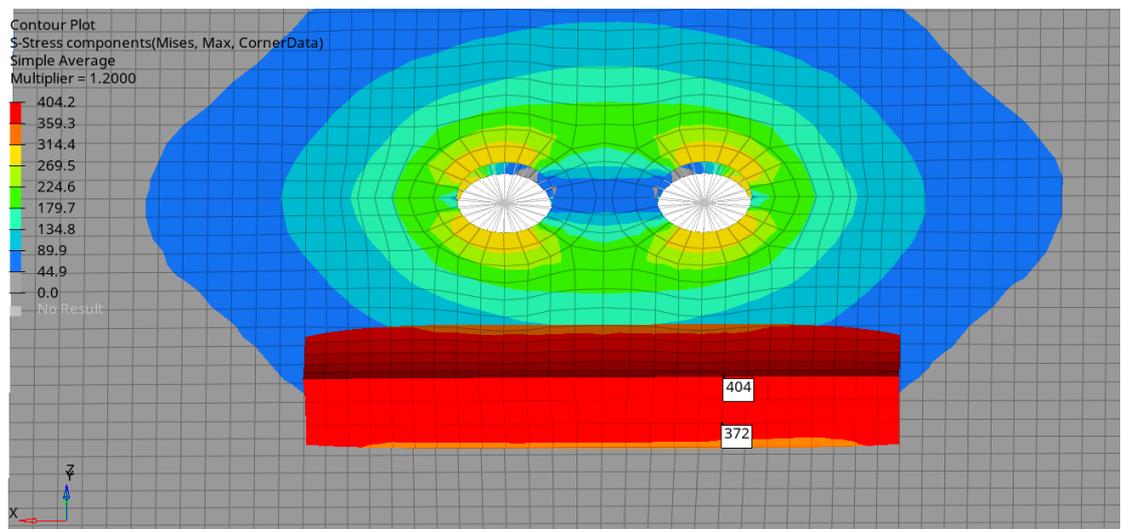
Na figura 49 abaixo, é possível ver os pontos de tensão máxima na linha da solda (337 MPa) e o valor de 310 MPa para o nó próximo ao pé da solda (1.4t), considerando a chapa 1 soldada com corrente de 30 A. Apenas duas condições de contorno foram estabelecidas, porque a placa estava fixada através de dois furos de 8 mm de diâmetros (Y. Danis).

Figura 49 – Cálculo das tensões via elementos finitos para a Chapa 1 (30 A)



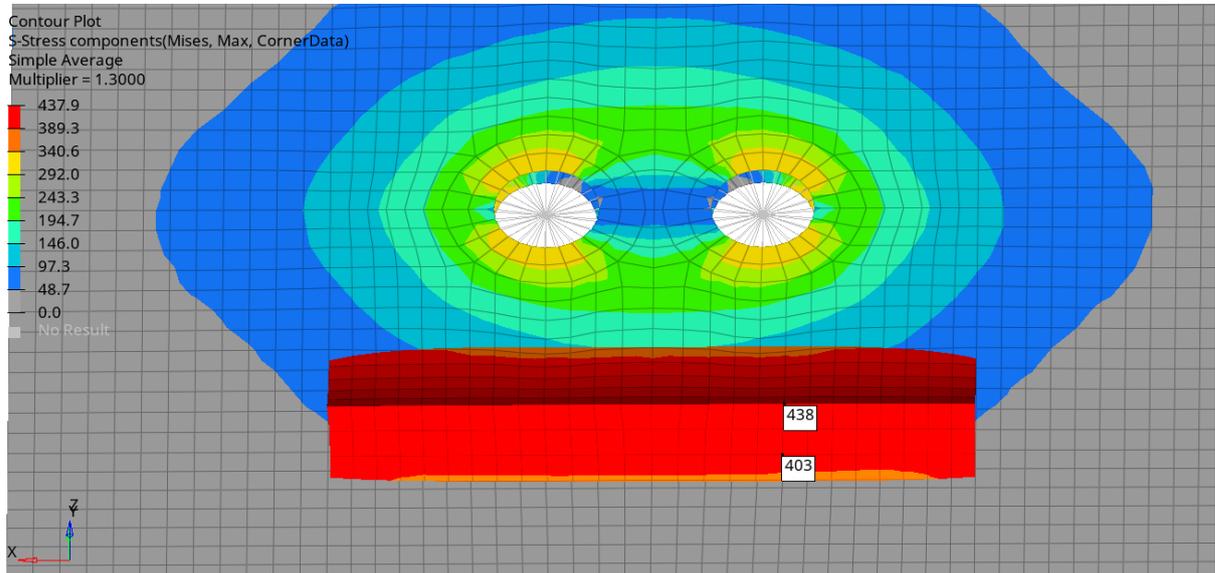
Na figura 50 abaixo, é possível ver os pontos de tensão máxima na linha da solda (404 MPa) e o valor de 372 MPa para o nó próximo ao pé da solda (1.4t), considerando a chapa 2 soldada com corrente de 35 A.

Figura 50 – Cálculo das tensões via elementos finitos para a Chapa 2 (35 A)



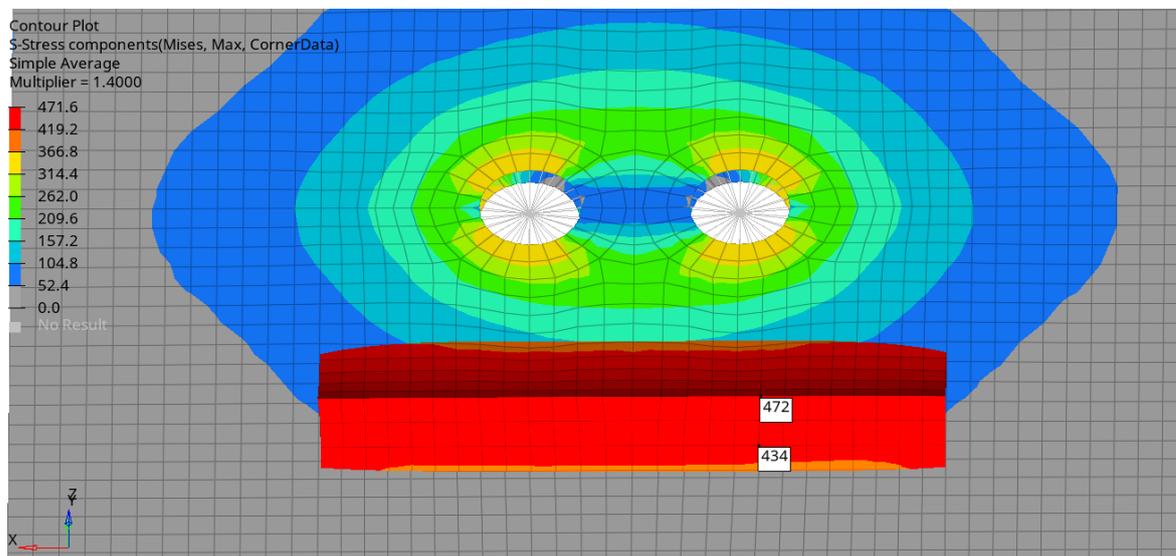
Na figura 51 abaixo, é possível ver os pontos de tensão máxima na linha da solda (438 MPa) e o valor de 403 MPa para o nó próximo ao pé da solda (1.4t), considerando a chapa 3 soldada com corrente de 40 A.

Figura 51 – Cálculo das tensões via elementos finitos para a Chapa 3 (40 A)



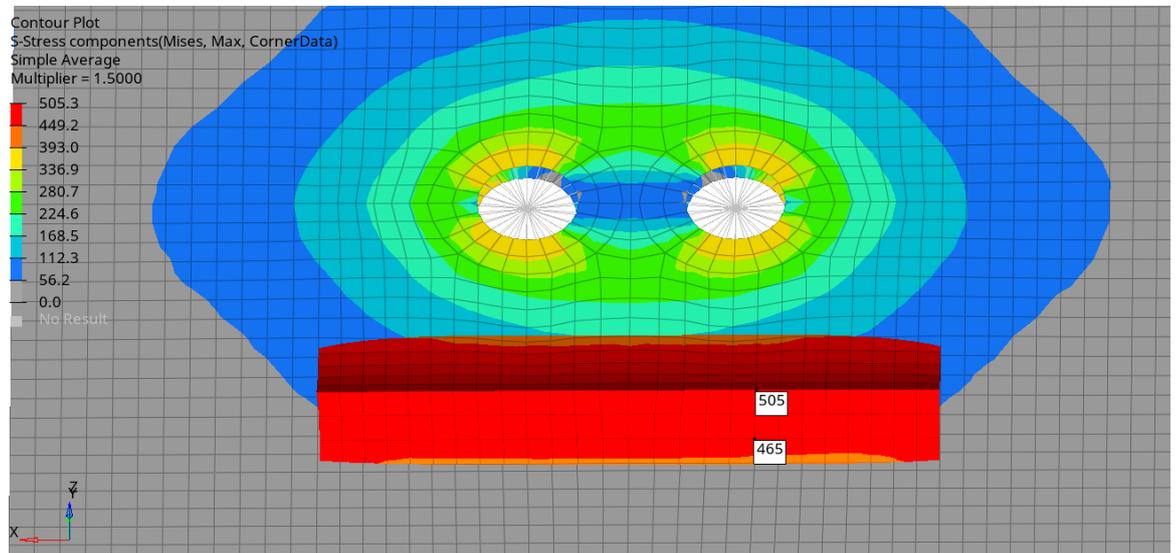
Na figura 52 abaixo, é possível ver os pontos de tensão máxima na linha da solda (472 MPa) e o valor de 434 MPa para o nó próximo ao pé da solda (1.4t), considerando a chapa 4 soldada com corrente de 45 A.

Figura 52 – Cálculo das tensões via elementos finitos para a Chapa 4 (45 A)



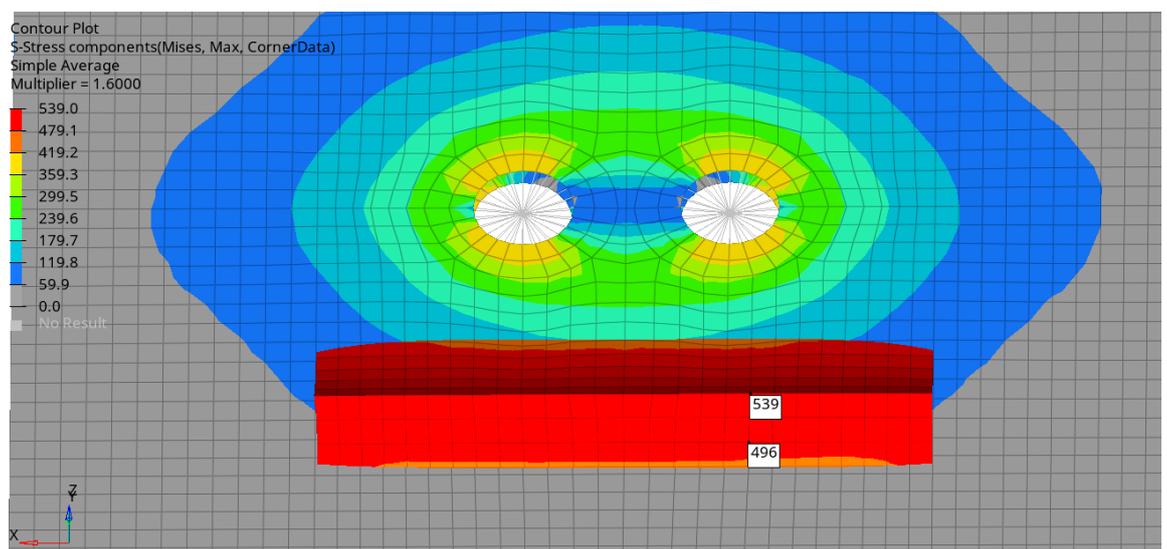
Na figura 53 abaixo, é possível ver os pontos de tensão máxima na linha da solda (505 MPa) e o valor de 465 MPa para o nó próximo ao pé da solda (1.4t), considerando a chapa 5 soldada com corrente de 50 A.

Figura 53 – Cálculo das tensões via elementos finitos para a Chapa 5 (50 A)



Na figura 54 abaixo, é possível ver os pontos de tensão máxima na linha da solda (539 MPa) e o valor de 496 MPa para o nó próximo ao pé da solda (1.4t), considerando a chapa 6 soldada com corrente de 55 A.

Figura 54 – Cálculo das tensões via elementos finitos para a Chapa 6 (55 A)



As tensões via elementos finitos extraídas das distâncias pré-determinadas são colocadas na Tabela 22.

Tabela 22 – Comparação das Tensões calculadas em MPa via DPC versus MEF.

<b>Parâmetros:</b>	<b>Chapa 1</b>	<b>Chapa 2</b>	<b>Chapa 3</b>	<b>Chapa 4</b>	<b>Chapa 5</b>	<b>Chapa 6</b>
Corrente (A)	30	35	40	45	50	55
Distância do pé da solda	1.4t	1.4t	1.4t	1.4t	1.4t	1.4t
Tensão Principal Máxima via Elementos Finitos [MPa]	310	372	403	434	465	496
Média das Tensões Residuais via DPC (MPa)	301,90	346,39	369,56	391,48	404,75	409,46
Erro (%)	2,61	6,88	8,3	9,8	13	17,3

Observa-se na tabela acima que os valores das tensões residuais obtidos pelo método *Hot Spot* do *ABAQUS* apresentam valores ligeiramente superiores aos obtidos pelo método DPC. Esta diferença com o aumento da corrente (aporte térmico) e se justifica pelo fato das propriedades termofísicas usados no modelo computacional foram consideradas constantes e não variáveis com a temperatura. Resultados semelhantes foram obtidos por Guimarães *et al* (2013) e corridos por Antonino *et al* (2014). Ficou constatados que o *ABAQUS* majora os valores das tensões residuais quando os valores das propriedades mecânicas e termofísicas não são corrigidas com a temperatura.

## 6 Conclusões

Na realização dos experimentos, pode-se concluir que:

- O método *Hot Spot* requer 2 horas como tempo total para simular tensões a partir de dados relativos a um valor de corrente de soldagem, ao longo de uma linha. Para o método DPC, a medição das tensões residuais requer um tempo de 12 horas para cada corrente de soldagem, considerando todo o processo de preparação da placa de ensaio até o cálculo das tensões residuais, para o mesmo número de pontos.
- As tensões residuais em juntas soldadas do aço AHSS DP 800 são significativamente influenciadas pela corrente de soldagem e crescem com o valor deste parâmetro.
- Ao analisar o comportamento das tensões residuais resultantes nos oito pontos dispostos transversalmente ao cordão de solda, para todas as chapas, observou-se que o valor das tensões residuais é menor que o limite de escoamento do metal de base.
- Um aumento de 30 para 55 A produz um aumento de 60% nas tensões residuais, quando medidas pelo processo Hot Spot (analítico) e 31,7% quando medidas pelo processo DCP (experimental), diferença justificada pela não correlação dos valores nas propriedades termofísicas no método analítico.
- Devido à falta de dados sobre propriedades termofísicas que variam com a temperatura, a simulação computacional utilizando o método ABAQUS Hot Spot mostra-se uma boa alternativa para estimar rapidamente tensões residuais em juntas soldadas. Apesar de ter menor precisão que o método DPC, o método Hot Spot torna-se uma importante ferramenta na indústria para rápida tomada de decisão, devido ao seu baixo tempo de processamento computacional.
- A análise via elementos finitos (*Hot Spot*) mostrou um comportamento bastante coerente, quando comparado com a análise pelo método DPC. Embora os resultados analíticos estejam majorados em relação aos resultados experimentais, as diferenças (erros) na faixa de 2% a 17% são do ponto de vista industrial perfeitamente aceitáveis, principalmente, para os menores valores de corrente.

## **7 Sugestões para Trabalhos Futuros**

- Avaliar as tensões residuais por Difração de Raios-X;
- Estudo e simulação estatística (via Seis Sigma) da influência dos parâmetros de soldagem na tensão residual;
- Estudo das tensões residuais utilizando o método DPC-ID;
- Análise financeira de medições das tensões residuais utilizando o método DPC e o método via elementos finitos (*Hot Spot*);

## REFERÊNCIAS

- ANDEROGLU, B.S.O. **Residual stress measurement using X-ray diffraction**. Texas, Master of science, 2004, p. 12-42
- ANTONINO, T. S.; GUIMARAES, P. B.; ALECIO, R. A.; YADAVA, Y. P. SANGUINETTI FERREIRA, R. A. Measurements of the Thermophysical Properties of the API 5L X80. *Materials Sciences and Applications(Print)*, v. 05, p. 617-627, 2014.
- ASARO, R.J.; LUBARDA, V.A.. **Mechanics of Solids and Materials**. Cambridge: Cambridge University Press, 2006.
- ASTM. **Standard Guide for installing Bonded Resistance Strain Gages**, ASTM designation, E1237 – 93.
- A. F. HOBACHER, “**Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components**,” IIW collection, 2016
- CALLE, G. M. A., **Análise Numérico-Computacional das Tensões Residuais Induzidas pelo Jateamento com Gralha**, 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.

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

DASSAULT SYSTÈMES SIMULIA CORP. Abaqus 6.12: Theory Manual. Providence, DASSAULT SYSTÈMES, 2012b.

DAS, D.; CHATTOPADHYAY, P. P. Influence of martensite morphology on the workhardening behavior of high strength ferrite-martensite dual-phase steel. *Journal of Materials Science*, v. 44, n. 11, p. 2957–2965, 2009

DIMATTEO, A. *et al.* Microstructures and properties of transformation induced plasticity steels. *la metallurgia italiana*. p. 37-41, 2006.

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: 05 - Junho – 2024.

DONG, H. *et al.* On the performance improvement of steels through M3 structure control. In: WENG, Y.; DONG, H.; GAN, Y. (Ed.) *Advanced steel: the recent scenario in steel science and technology*. 1st ed. Beijing: Springer-Verlag GmbH Berlin Heidelberg, 2011. cap. 6, p. 35-57.

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.

H. Erwin and O. Rainer, “**Fatigue investigation of higher strength structural steels in notched and in welded condition**,” 1974.

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

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

GUIMARAES, P. B.; PEDROSA, P. M. A. ; YADAVA, Y. P. ; ANDRADE BARBOSA, J. M. ; SIQUEIRA FILHO, A. V.; SANGUINETTI FERREIRA, R. A.; Determination of Residual Stresses Numerically Obtained in ASTM AH36 Steel Welded by TIG Process. *Materials Sciences and Applications (Print)*, v. 04, p. 268-274, 2013

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.

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.

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.

LONG, M. J.; CHEN, D. F., Simulation an investigation on Physical Properties of Continuous Casting Slab AH36 at High Temperature, *Trans Tech Publication Switzerland*, vols. 575-578, pp. 75-78, 2008.

M. Aygül, **Fatigue evaluation of welded details - using finite element method**, Gothenburg: Chalmers University of Technology, 2013.

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

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.

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.

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.

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.

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

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., **Introdução aos Processos de Soldagem**, UFMG, Minas Gerais, MG, Novembro 2000.

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 Rútílico**, UFP, Lorena, MG, 2008.

NETO, C. PEDRO., **Efeito da Concentração do Fluxo na Soldagem TIG de Aço Inoxidável Austenítico**, Dissertação de mestrado, 2012.

NOURI, A.; SAGHAFIAN, H.; KHEIRANDISH, S. **Effects of silicon content and intercritical annealing on manganese partitioning in dual phase steels. Journal of Iron and Steel Research International**, v. 17, n. 5, p. 44–50, 2010

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

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.

POLAT, A.; ÖZTÜRK, F.; TOROS, S. **The effects of strain rate and temperature on the mechanical properties of TRIP800 steel**. In: INTERNATIONAL IRON & STEEL SYMPOSIUM, 2012, Karabük. Proceedings... Karabük: Karabük. University, 2012. Disponível em: < <http://iiss12.karabuk.edu.tr/papers/iiss12.pdf>>. Acesso em: 25 mar. 2013.

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

R. K. Goyal, **A stress analysis method for fatigue life prediction of welded structures**, UWSpace, 2015.

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.

SAMEK, L.; KRIZAN, D. Steel – material of choice for automotive lightweight applications. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON METALLURGY AND MATERIALS, 22, 2012, Brno. Proceedings... Brno: Thomson Reuters, 2012. Disponível em: . Acesso em: 20 set. 2013

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.

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](http://www.ufsj.edu.br/portal2-repositorio/File/ppmec/Diogo_A_de_Sousa.pdf)>

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.

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

Usiminas, **Aços Dual Phase: Características e Potencial de Aplicação em Veículos Automotores. 2º Workshop sobre Inovações para o Desenvolvimento de Aços de Elevador Valor agregado –Foco Indústria Automotiva.**

Withers, P.J. and Bhadeshia, H.K.D.H. (2001) - **Residual Stress: Part 1 Measurement Techniques**. Materials Science and Technology, 17, 355-365.

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: <https://www.worldautosteel.org/why-steel/steel-muscle-in-new-vehicles/2016-chevy-cruze-hss-global-platform/#sthash.kIpnwr4Q.dpuf>.

Acesso em: 20/05/2024.

Y. Danis, “**Etude de la Soudabilité d'un Superalliage Base Nickel Fortement Chargé en Eléments Durcissants Titane et Aluminium: L'inconel 738**” Ph.D. Thesis, Université Bordeaux 1, Bordeaux, 2008.

ZEEMANN, A., **Tensões Residuais de Soldagem**, Infosolda, 2003, 5 p. Disponível em: Acesso em: 02/01/2019.

## APÊNDICE

### Apêndice A – Memória de Cálculo das tensões residuais dos processos para a Chapa 1.

Chapa 1 - Tensão Residual Transversal ao cordão de Solda - Método DPC - (Tratamento Térmico de 680°C a 30 M)													
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT		$\epsilon_x$	$\epsilon_y$	$E/1-\nu^2$	$(\epsilon_x + \nu\epsilon_y)$	$(\epsilon_y + \nu\epsilon_x)$	$\sigma_x$	$\sigma_y$	ototal	
	X	Y	X	Y									
Dx	1	18,254	28,982	18,269	29,023	0,000821738	0,00141467	226373,63	0,0012461	0,0016612	282,09	376,05	470,10
	2	15,389	28,972	15,405	28,989	0,001039704	0,00058677	226373,63	0,0012157	0,0008987	275,21	203,44	342,24
	3	12,354	28,963	12,367	28,971	0,001052291	0,00027621	226373,63	0,0011352	0,0005919	256,97	133,99	289,80
	4	10,621	28,952	10,629	28,959	0,000753225	0,00024178	226373,63	0,0008258	0,0004677	186,93	105,89	214,84
Sx	1	17,732	28,552	17,743	28,579	0,000620347	0,00094564	226373,63	0,000904	0,0011317	204,65	256,20	327,90
	2	14,852	28,995	14,862	29,015	0,00068977	0,00068977	226373,63	0,0008802	0,0008918	199,26	201,87	283,65
	3	13,648	28,542	13,658	28,556	0,000732708	0,00049051	226373,63	0,0008799	0,0007103	199,18	160,80	255,98
	4	10,758	28,723	10,765	28,736	0,000650679	0,0004526	226373,63	0,0007865	0,0006478	178,03	146,65	230,65
Foi utilizado o módulo de 206GPa e o coeficiente de Poisson de 0,30 segundo Callister													

### Apêndice B – Memória de Cálculo das tensões residuais dos processos para a Chapa 2.

Chapa 1 - Tensão Residual Transversal ao cordão de Solda - Método DPC - (Tratamento Térmico de 680°C a 30 M)													
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT		$\epsilon_x$	$\epsilon_y$	$E/1-\nu^2$	$(\epsilon_x + \nu\epsilon_y)$	$(\epsilon_y + \nu\epsilon_x)$	$\sigma_x$	$\sigma_y$	ototal	
	X	Y	X	Y									
Dx	1	11,356	28,849	11,378	28,867	0,001937302	0,00062394	226373,63	0,0021245	0,0012051	480,92701	272,80942	552,915699
	2	14,875	29,875	14,887	29,909	0,000806723	0,00113808	226373,63	0,0011481	0,0013801	259,90981	312,41646	406,395317
	3	13,567	29,752	13,578	29,771	0,000810791	0,00063861	226373,63	0,0010024	0,0008818	226,91118	199,62754	302,224815
	4	18,354	29,978	18,368	29,989	0,000762777	0,00036694	226373,63	0,0008729	0,0005958	197,59186	134,86632	239,23099
Sx	1	10,758	28,723	10,772	28,736	0,001301357	0,0004526	226373,63	0,0014371	0,000843	325,32987	190,83435	377,170087
	2	17,856	29,522	17,869	29,546	0,000728047	0,00081295	226373,63	0,0009719	0,0010314	220,01989	233,47429	320,809908
	3	15,432	29,435	15,445	29,452	0,000842405	0,00057754	226373,63	0,0010157	0,0008303	229,92056	187,95018	296,965884
	4	13,769	28,542	13,779	28,559	0,000726269	0,00059561	226373,63	0,000905	0,0008135	204,85754	184,15364	275,461746
Foi utilizado o módulo de 206GPa e o coeficiente de Poisson de 0,30 segundo Callister													

### Apêndice C – Memória de Cálculo das tensões residuais dos processos para a Chapa 3.

Chapa 1 - Tensão Residual Transversal ao cordão de Solda - Método DPC - (Tratamento Térmico de 680°C a 30 M)													
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT		$\epsilon_x$	$\epsilon_y$	$E/1-\nu^2$	$(\epsilon_x + \nu\epsilon_y)$	$(\epsilon_y + \nu\epsilon_x)$	$\sigma_x$	$\sigma_y$	ototal	
	X	Y	X	Y									
Dx	1	11,467	28,975	11,48	29,023	0,001133688	0,0016566	226373,63	0,0016307	0,0019967	369,14026	452,00178	583,583878
	2	13,689	29,752	13,705	29,778	0,001168822	0,00087389	226373,63	0,001431	0,0012245	323,93815	277,20296	426,353617
	3	15,321	29,798	15,335	29,818	0,000913778	0,00067119	226373,63	0,0011151	0,0009453	252,43699	213,99541	330,935747
	4	17,534	29,812	17,549	29,825	0,000855481	0,00043607	226373,63	0,0009863	0,0006927	223,27244	156,81133	272,837637
Sx	1	10,789	28,723	10,798	28,752	0,000834183	0,00100964	226373,63	0,0011371	0,0012599	257,40404	285,20784	384,187918
	2	14,567	28,557	14,579	28,579	0,00082378	0,00077039	226373,63	0,0010549	0,0010175	238,80074	230,34037	331,786799
	3	15,432	29,435	15,445	29,456	0,000842405	0,00071344	226373,63	0,0010564	0,0009662	239,14932	218,71269	324,079677
	4	18,765	29,632	18,779	29,653	0,00074607	0,00070869	226373,63	0,0009587	0,0009325	217,01937	211,09663	302,752696
Foi utilizado o módulo de 206GPa e o coeficiente de Poisson de 0,30 segundo Callister													

### Apêndice D – Memória de Cálculo das tensões residuais dos processos para a Chapa 4.

Chapa 1 - Tensão Residual Transversal ao cordão de Solda - Método DPC - (Tratamento Térmico de 680°C a 30 M)													
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT		$\epsilon_x$	$\epsilon_y$	$E/1-\nu^2$	$(\epsilon_x + \nu\epsilon_y)$	$(\epsilon_y + \nu\epsilon_x)$	$\sigma_x$	$\sigma_y$	ototal	
	X	Y	X	Y									
Dx	1	12,128	28,756	12,146	28,798	0,001484169	0,00146056	226373,63	0,0019223	0,0019058	435,16669	431,42635	612,77952
	2	13,758	28,878	13,769	28,916	0,000799535	0,00131588	226373,63	0,0011943	0,0015557	270,35779	352,17874	443,98559
	3	16,137	29,785	16,149	29,815	0,000743633	0,00100722	226373,63	0,0010458	0,0012303	236,74112	278,50933	365,532221
	4	18,789	29,812	18,799	29,839	0,000532226	0,00090568	226373,63	0,0008039	0,0010653	181,98832	241,16566	302,126834
Sx	1	11,765	28,869	11,779	28,889	0,00118997	0,00069278	226373,63	0,0013978	0,0010498	316,42633	237,64154	395,726072
	2	13,567	28,869	13,579	28,891	0,000884499	0,00076206	226373,63	0,0011131	0,0010274	251,98058	232,57917	342,910023
	3	15,376	29,589	15,389	29,612	0,000845473	0,00077732	226373,63	0,0010787	0,001031	244,18204	233,38169	337,74895
	4	18,765	29,632	18,779	29,657	0,00074607	0,00084368	226373,63	0,0009992	0,0010675	226,18677	241,65463	330,994582
Foi utilizado o módulo de 206GPa e o coeficiente de Poisson de 0,30 segundo Callister													

## Apêndice E – Memória de Cálculo das tensões residuais dos processos para a Chapa 5.

Chapa 1 - Tensão Residual Transversal ao cordão de Solda - Método DPC - (Tratamento Térmico de 680°C a 30 M)													
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT		$\epsilon_x$	$\epsilon_y$	E/1-v <sup>2</sup>	$(\epsilon_x + \nu \epsilon_y)$	$(\epsilon_y + \nu \epsilon_x)$	$\sigma_x$	$\sigma_y$	ototal	
	X	Y	X	Y									
Dx	1	12,578	28,756	12,589	28,814	0,000874543	0,00201697	226373,63	0,0014796	0,0022793	334,95011	515,98093	615,164931
	2	14,546	28,768	14,559	28,811	0,000893716	0,00149472	226373,63	0,0013421	0,0017628	303,82315	399,05851	501,553789
	3	16,137	29,325	16,149	29,351	0,000743633	0,00088662	226373,63	0,0010096	0,0011097	228,55073	251,20802	339,618761
	4	18,785	29,856	18,799	29,882	0,000745275	0,00087085	226373,63	0,0010065	0,0010944	227,85173	247,74995	336,595379
Sx	1	11,765	29,589	11,779	29,612	0,00118997	0,00077732	226373,63	0,0014232	0,0011343	322,16703	256,77718	411,978293
	2	13,876	28,869	13,889	28,891	0,000936869	0,00076206	226373,63	0,0011655	0,0010431	263,83582	236,13575	354,075463
	3	15,489	29,589	15,499	29,618	0,000645619	0,00098009	226373,63	0,0009396	0,0011738	212,71145	265,71279	340,366635
	4	18,798	29,632	18,81	29,661	0,000638366	0,00097867	226373,63	0,000932	0,0011702	210,97282	264,89822	338,645234
Foi utilizado o módulo de 206GPa e o coeficiente de Poisson de 0,30 segundo Callister													

## Apêndice F – Memória de Cálculo das tensões residuais dos processos para a Chapa 6.

Chapa 1 - Tensão Residual Transversal ao cordão de Solda - Método DPC - (Tratamento Térmico de 680°C a 30 M)													
FURO	COORDENADA ANTES DO TT		COORDENADA DEPOIS DO TT		$\epsilon_x$	$\epsilon_y$	E/1-v <sup>2</sup>	$(\epsilon_x + \nu \epsilon_y)$	$(\epsilon_y + \nu \epsilon_x)$	$\sigma_x$	$\sigma_y$	ototal	
	X	Y	X	Y									
Dx	1	11,578	28,756	11,589	28,815	0,000950078	0,00205175	226373,63	0,0015656	0,0023368	354,41088	528,98288	636,733822
	2	12,378	28,985	12,389	29,033	0,000888673	0,00165603	226373,63	0,0013855	0,0019226	313,63662	435,23296	536,465892
	3	14,537	29,325	14,549	29,349	0,00082548	0,00081841	226373,63	0,001071	0,0010661	242,44708	241,32748	342,081187
	4	16,598	28,967	16,61	28,988	0,000722979	0,00072496	226373,63	0,0009405	0,0009419	212,89705	213,21147	301,304304
Sx	1	12,378	29,869	12,389	29,903	0,000888673	0,0011383	226373,63	0,0012302	0,0014049	278,47683	318,03366	422,72302
	2	14,789	29,768	14,798	29,803	0,00060856	0,00117576	226373,63	0,0009613	0,0013583	217,61029	307,48948	376,701501
	3	16,758	29,867	16,769	29,887	0,000656403	0,00066964	226373,63	0,0008573	0,0008666	194,06864	196,16548	275,941181
	4	17,869	29,689	17,879	29,708	0,000559628	0,00063997	226373,63	0,0007516	0,0008079	170,14665	182,87733	249,787916
Foi utilizado o módulo de 206GPa e o coeficiente de Poisson de 0,30 segundo Callister													