PROJETO DE GRADUAÇÃO

Análise de Tensões Residuais de Soldagem utilizando o Método de Eigenstrain

Por,
Matheus de Souza Junqueira

Brasília, 28 de Fevereiro de 2013

UNIVERSIDADE DE BRASILIA

FACULDADE DE TECNOLOGIA

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

UNIVERSIDADE DE BRASILIA
Faculdade de Tecnologia
Departamento de Engenharia Mecânica

PROJETO DE GRADUAÇÃO

Análise de Tensões Residuais de Soldagem utilizando o Método de Eigenstrain

POR,

Matheus de Souza Junqueira

Relatório submetido como requisito parcial para obtenção
do grau de Engenheiro Mecânico.

Banca Examinadora

Prof. Jorge Luiz de Almeida Ferreira, UnB / ENM
(Orientador) _____

Prof. Guilherme C. de Carvalho, UnB / ENM _____

Prof. Palloma Vieira Muterlle, UnB / ENM _____

Brasília, 28 de Fevereiro de 2013

Dedicatória(s)

Dedico este trabalho aos meus pais, irmãos, namorada, amigos e professores que me ajudaram por todo esse longo processo.

Matheus de Souza Junqueira

Agradecimentos

Primeiramente agradeço aos meus pais, Regina e Sérgio; meus irmãos, Karine e Thiago; e familiares, que me capacitaram, sustentaram, acreditaram e me puseram na posição que hoje estou e ainda irei alcançar. Também a todos meus amigos e amigas que me auxiliaram durante todo processo de formação, não apenas na faculdade, mas ao longo da vida. Agradeço a minha namorada, Yanne, por compreender e me ajudar durante a pesquisa. Ao professor Jorge, aos professores orientadores, aos técnicos, e a todos os outros que contribuíram de alguma forma para minha capacitação como homem e como engenheiro.

Matheus de Souza Junqueira

RESUMO

Pelos diversos problemas gerados após o processo de soldagem como as tensões residuais, que tendem em geral a diminuir a vida em fadiga do material este trabalho quantificou e qualificou as tensões residuais geradas devido ao processo de soldagem utilizando a metodologia de Eigenstrain. O material usado foi o API 5L X-80, muito utilizado na fabricação de dutos para transporte de gases e líquidos derivados do petróleo. Através do processo de solda GMAW um cordão foi feito na peça introduzindo tensões residuais no material, posteriormente o material foi seccionado e deslocamentos causados pelas tensões residuais mensurados por extensômetros e em seguida esses valores foram traduzidos em tensões residuais através das expressões teóricas de Masubuchi, Tada e Paris.

ABSTRACT

For several problems generated after the welding process as the residual stresses, which generally tend to decrease the fatigue life of the material. This work quantify and qualify the residual stresses generated due to the welding process using the Eigenstrain's methodology. The material used was API 5L X-80, widely used in the manufacture of pipelines for transporting gas and liquid petroleum. Through the GMAW welding process, a bead was made on the test piece introducing residual stresses in the material, then the material was sectioned and displacements caused by residual stresses were measured by an extensometer and subsequently translated to their residual stresses through the theoretical expressions of Masubuchi, Tada and Paris.

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO 1
1.1 MOTIVAÇÃO 1
1.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS 1
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA 2
2.1 API 5L X-80 2
2.2 TENSÕES RESIDUAIS EM SOLDA 3
2.2.1 Origem 3
2.2.2 Consequências das tensões residuais 10
2.3 PROCESSO DE SOLDAGEM GMAW 11
2.4 AS VARIÁVEIS DO PROCESSO DE SOLDAGEM 12
2.5 TEMPERATURA DE PRÉ-AQUECIMENTO E INTERPASSE 12
2.6 MÉTODOS DE MEDIDA DE TENSÕES RESIDUAIS 13
2.6.1 Método do furo cego 14
2.6.2 Método da relaxação de tensões 15
3 METODOLOGIA 16
3.1 EXTENSOMETRIA 19
4 RESULTADOS EXPERIMENTAIS 21
4.1 ASTM A36 21
4.2 MODELO EM API 5L X-80 23
5 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS 28
5.1 ASTM A36 28
5.2 MODELO EM API 5L X-80 29
6 CONCLUSÃO 31
7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS 32
8 ANEXOS 34

LISTA DE FIGURAS

Figura 2-1 - (a) Conjunto de barras presas nas extremidades. (b) Barra central sendo aquecida. 5
Figura 2-2 - Variação da tensão (σc) com a temperatura na barra central (figura 2.4). 5
Figura 2-3 - Comparação entre as tensões residuais desenvolvidas na montagem de três barras (a) e as tensões residuais longitudinais formadas ao longo da direção transversal (y) a uma solda de topo (b). 6
Figura 2-4 - Desenvolvimento de tensões residuais longitudinais durante a soldagem. 7
Figura 2-5 - Distribuição típica de tensões residuais em uma solda de topo. (a) Sistema de coordenadas e tensões. (b) Tensões longitudinais. (c) Tensões transversais (linha tracejada: distribuição de tensões quando a solda faz parte de uma estrutura e está sujeita a tensões de reação). 8
Figura 2-6 - Distribuição das tensões σ_x, σ_y e σ_z ao longo da espessura de uma solda. 8
Figura 2-7 - Distribuição de tensões residuais na soldagem de um remendo. 9
Figura 2-8 - Distribuição da tensão residual longitudinal calculada por um modelo computacional para um aço de baixo carbono (limite de escoamento de 250 MPa) e um aço de alta resistência (escoamento de 1400 MPa). 9
Figura 2-9 - Tensões residuais de soldagem de vários aços de alta resistência. 10
Figura 2-10 - Distribuição de tensões em um componente com uma solda de topo submetido a carregamentos crescentes (curvas 1, 2 e 3) e distribuição de tensões residuais após a liberação do carregamento (curva 4). 10
Figura 2-11 – Processo básico de soldagem GMAW (MIG/MAG) 12
Figura 2-12 - Tipos de roseta 14
Figura 3-1 - Posicionamento dos extensômetros 16
Figura 3-2 - Disposição dos extensômetros e dimensões finais do corpo de teste em aço ASTM A36 18
Figura 3-3 - Disposição dos extensômetros e dimensões finais do corpo modelo em API 5L X-80 18
Figura 3-4 - Alinhamento entre as direções a e b com os eixos x e y 19
Figura 4-1 - Direções dos extensômetros em relação aos eixos *x* e *y* do corpo em aço ASTM A36. 21
Figura 4-2 - Tensões nas direções *a* e *c* do corpo em ASTM A36 22
Figura 4-3 - Tensões nas direções x e y do corpo em ASTM A36 22
Figura 4-4 - Tensões nas direções principais do corpo em ASTM A36 23
Figura 4-5 - Tensões cisalhante e equivalente de Von Mises. 23
Figura 4-6 - Tensões lidas após o primeiro corte do modelo 24
Figura 4-7 - Tensões lidas após o segundo corte do modelo 24
Figura 4-8 - Tensões lidas após o terceiro corte do modelo 24
Figura 4-9 - Tensões lidas após o quarto corte do modelo 25
Figura 4-10 - Dimensões finais do modelo 25
Figura 4-11 - Tensões nas direções A e C do modelo 26
Figura 4-12 - Figura 3 6 - Tensões nas direções principais do modelo 27
Figura 4-13 - Tensões cisalhante e equivalente de Von Mises no modelo. 27
Figura 5-1 - Direções principais do corpo de prova 28
Figura 5-2 – Comparação do corpo em ASTM A36 com Masubuchi (1980) e Tada & Paris (1983) 29
Figura 5-3 - Direções principais do modelo 29
Figura 5-4 - Comparação com Masubuchi (1980) e Tada & Paris (1983) 30

LISTA DE TABELAS

Tabela 2-1 - Graduação dos aços API e suas respectivas tensões mínimas de escoamento 3
Tabela 2-2 Especificação para o aço API 5L X-80 3
Tabela 2-3 - Valores do coeficiente de dilatação térmica (a 20^0C) de alguns metais e ligas..... 4
Tabela 3-1 - Especificações do extensômetro PA-09-125RB-120L 17
Tabela 3-2 - Parâmetros de soldagem do teste 17
Tabela 3-3 - Parâmetros de soldagem do modelo 17
Tabela 4-1 - Especificação para o aço ASTM A36 21
Tabela 4-2 - Tensões obtidas no corpo em ASTM A36 22
Tabela 4-3 - Tensões residuais: principais, suas direções e tensões equivalentes do corpo em ASTM A36. 23
Tabela 4-4 - Tensões obtidas no corpo modelo 26
Tabela 4-5 - Tensões residuais: principais, suas direções e tensões equivalentes do corpo modelo 26

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolos Latinos

A	Área	[mm^2]
Ab	Área projetada	[mm^2]
As	Área total	[mm^2]
b	Largura do pico de tensões de tração	[mm]
C	Carbono	
Cp	Calor especifico a pressão constante	[kJ/kg.K]
Eng.	Engenharia	
Fs	Força de cisalhamento	[N]
h	Entalpia especifica	[kJ/kg]
$\dot{m}$	Vazão mássica	[kg/s]
Mn	Manganês	
nd	Fator de segurança	
Q	Vazão volumétrica	[Kg/m^3]
q	Sensibilidade do extensômetro	
T	Temperatura	[^oC]
SSy	Tensão de escoamento torcional	[MPa]
Sy	Tensão de escoamento	[MPa]
Sut	Tensão de ruptura	[MPa]
ν_0	Coeficiente de Poisson do material utilizado para calibração do extensômetro	
ν	Coeficiente de Poisson do corpo de prova	
x’	Direção x do extensômetro	
y’	Direção y do extensômetro	
x	Direção x da peça, perpendicular ao cordão de solda	
y	Direção y da peça, mesma direção do cordão de solda	

Símbolos Gregos

α	Difusividade térmica	[m^2/s]
Δ	Variação entre duas grandezas similares	
ε	Deformação	[μStrain]
ρ	Densidade	[m^3/kg]
η	Eficiência	
σ	Tensão	[MPa]
σ_r	Limite de resistência a tração	[MPa]
σ_e	Limite de escoamento a tração	[MPa]
$E_{abs.}$	Tenacidade ao impacto.	[J]
γ	Distorção	

Subscritos

o	Ambiente, ou inicial
máx.	Máximo
mín.	Mínimo

Siglas

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
Ac3	Temperatura inicial da transformação austenítica
Ac1	Temperatura final da transformação austenítica.
AIMM	Aço inoxidável martensítico macio
API	American Petroleum Institute
ARBL	Aço alta Resistência e Baixa Liga
ASTM	American Society for Testing and Materials
AWS	American Welding Society
ESAB	Elektriska SvetsningsAktieBolaget (Empresa especializada em solda)
GMAW	Gas Metal Arc Welding (Soldagem por arco elétrico com gás de proteção)
GTAW	Gas-Shielded Tungsten Arc Welding (Soldagem por arco elétrico com proteção gasosa e eletrodo de tungstênio).
MAG	Metal Ative Gás (Metal ativo gás)
Mf	Temperatura final da transformação martensítica
MIG	Metal Inert Gas (Metal inerte gás)
Ms	Temperatura inicial da transformação martensítica
Q&T	Temperado e Revenido
RPM	Rotações Por Minuto
TIG	Tungsten Inert Gás (Gás inerte com eletrodo de Tungstênio)
TTPS	Tratamentos térmicos pós-soldagem
ZF	Zona de Fusão
ZTA	Zona Termicamente Afetada

1 INTRODUÇÃO

O transporte de líquidos por dutos atualmente é o modo mais barato e mais utilizado para conduzir óleo e gás. Segundo Caloi (2008) com a crescente demanda do consumo desses produtos, tem-se a necessidade de buscar meios de construir dutos de aços com resistência mais elevada, com diâmetros maiores, espessuras reduzidas e melhor eficiência.

Com o crescimento da demanda mundial por energia, tornou-se necessária a construção de dutos mais resistentes, com pressões de operação mais elevadas, que trabalhassem com a melhor eficiência possível e que ainda permitissem uma redução nos custos de transporte e de construção dos dutos, como diz Hillenbrand (2002) em seu trabalho. As soluções foram aumentar o diâmetro dos dutos ou aumentar a pressão de operação dos mesmos. Para isso foi necessário o desenvolvimento de aços de alta resistência que possibilitassem a maior eficiência desejada e ao mesmo tempo não exigissem que as paredes dos tubos fossem cada vez mais grossas.

A fabricação ou reparo de estruturas e componentes mecânicos por meio do processo de soldagem induz sobre a estrutura ciclos térmicos que geram elevados gradientes de tensões residuais. Normalmente essas tensões reduzem a vida à fadiga do componente, tornando-se necessário à utilização de tratamentos térmicos para o alívio das mesmas. Sabendo que tais tensões devem ser consideradas no projeto do componente a ser soldado, estudos têm sido desenvolvidos no sentido de avaliar e minimizar a ocorrência de tensões residuais durante o processo de soldagem. A determinação destas tensões residuais não é nada trivial e, em muitas situações reais, esses tratamentos térmicos são tecnicamente ou economicamente de difícil aplicação.

1.1 MOTIVAÇÃO

Pelos diversos problemas gerados após o processo de soldagem como as tensões residuais, que tendem em geral a diminuir a vida em fadiga do material este trabalho procura quantificar e qualificar os resultados obtidos da medição das tensões residuais com a metodologia de Eigenstrain com estudos semelhantes que utilizaram outras metodologias como o método do furo cego ou a difração de raios-X.

1.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Esse trabalho tem como objetivo a comparação dos resultados de medição das tensões residuais devido a um passe de solda GMAW(Gas Metal Arc Welding) obtidos com a metodologia de Eigenstrain e outras metodologias no aço API 5L X-80.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 API 5L X-80

Como mostra Caloi (2008), os aços de alta resistência e baixa liga (ARBL) possibilitaram a redução nos custos de construção, devido a uma redução significativa na espessura da parede dos tubos, havendo um impacto considerável na quantidade de material utilizado, nos custos de transporte e de soldagem. Além disso, estes aços viabilizaram a operação de dutos com pressões maiores do que aquelas utilizadas anteriormente, resultando em um maior volume de gás ou petróleo transportado.

Desenvolvidos pela indústria do aço os ARBL atualmente atendem diversos setores industriais como o automobilístico e o de estruturas, devido ao seu elevado limite de resistência, boa tenacidade a baixas temperaturas, boa conformabilidade e boa soldabilidade, devido ao baixo carbono equivalente.

Segundo Caloi et all (2008) o aço API 5L X-80 é bastante utilizado na confecção de dutos mundialmente, porém, no Brasil, a utilização deste aço ainda não está bem consolidada, restando avaliar o seu comportamento em vários aspectos. Sabe-se que o hidrogênio presente nos consumíveis de soldagem, no ambiente, em superfícies sujas, somado a tensões, temperatura e a determinadas microestruturas, é capaz de gerar trincas em um aço. Até pouco tempo atrás, essas trincas eram geralmente formadas na ZTA do material, já que os metais de base eram mais temperáveis que os metais de solda. Entretanto, hoje em dia, com os aços ARBL as trincas induzidas por hidrogênio podem ser encontradas no metal de solda também, Silva (2009).

No início dos anos 70, o aço API 5L grau X-70 foi introduzido pela primeira vez na Alemanha para a construção de dutos de transporte de gás. Isso foi possível com o desenvolvimento da prática de laminação controlada. Desde então, o grau X-70 provou ser um material confiável para a implementação de vários projetos de dutos. O material foi melhorado conforme a técnica de laminação controlada foi sendo aprimorada, e pode ser soldado, sem problemas, com eletrodos celulósicos, com cuidado para evitar a formação de trincas induzidas por hidrogênio, segundo Hillenbrand (2002).

Seguindo esta experiência bem sucedida do aço X-70 e com o desenvolvimento do processo de laminação controlada com resfriamento acelerado, o aço API 5L grau X-80 entrou em uso pela primeira vez em 1985, com a construção de uma seção de 3,2 Km de dutos feitos com este material. O processo de laminação controlada com resfriamento acelerado permitiu a produção de materiais com grau X-80 micro ligado com nióbio e vanádio, com quantidade de carbono mais baixa e boa soldabilidade.

Finalmente, em 1992, houve a primeira construção de duto feita inteiramente de aço X-80. A distância da construção foi de 250 km, realizada na Alemanha, onde foram utilizadas 145.000 toneladas para este projeto. O fator que incentivou esta grande obra foi a redução da espessura dos tubos necessária para a operação com uma pressão de 100 bar.

É importante lembrar que o grau do aço, segundo a norma API 5L, reflete a tensão mínima de escoamento do material expressa em [ksi], assim, o grau X-80 tem tensão mínima de escoamento de 80 ksi. A Tabela 2-1 mostra os graus dos aços API e suas respectivas tensões mínimas de escoamento, em Ksi e MPa.

Tabela 2-1 - Graduação dos aços API e suas respectivas tensões mínimas de escoamento

Grau	Tensões mínimas de escoamento	
	ksi	MPa
X42	45	289
X46	46	317
X52	52	358
X56	56	386
X60	60	413
X65	65	448
X70	70	482
X80	80	551

Fonte: American Petroleum Institute (2001)

As características físico-químicas do API 5L X-80 podem ser vistas na Tabela 2-2:

Tabela 2-2 Especificação para o aço API 5L X-80

Composição Química (Percentual em peso)	C ≤ 0,18%
	Mn ≤ 1,80%
	P ≤ 0,030%
	S ≤ 0,018%
Carbono Equivalente (Ceq)	Ceq ≤ 0,25%
Ensaio de Tração	$\sigma_e \geq 80$ ksi (550 MPa)
	$\sigma_r \geq 90$ a 120 ksi (620 a 827 MPa)
	$\sigma_e / \sigma_r \leq 0,93$
Tenacidade a 0°C no Metal Base	Energia absorvida ≥ 68J

Fonte: American Petroleum Institute (2001)

2.2 TENSÕES RESIDUAIS EM SOLDA

2.2.1 Origem

As tensões residuais são de extrema importância para peças unidas através do processo de soldagem, pois sempre estão presentes e são capazes de modificar as propriedades mecânicas dos materiais envolvidos, principalmente no que diz respeito à vida em fadiga, causando alterações entre o que foi esperado pelo projetista no dimensionamento da peça e o que realmente acontecerá caso essas tensões não forem restritas ao mínimo.

Como Modenesi (2008) disse em seu estudo sobre os efeitos mecânicos do ciclo térmico, quando um material é aquecido, suas dimensões aumentam proporcionalmente à variação de temperatura ($\Delta T = T - T_0$), o que é descrito pela equação de dilatação térmica:

$$\Delta L = L - L_0 = L_0 * \alpha * \Delta T \quad (1)$$

Onde (Δl) é a variação do comprimento inicial (L_0) e α é o coeficiente de dilatação térmica linear. Para pequenos intervalos de temperatura α pode ser considerado como constante, alguns coeficientes podem ser vistos na Tabela 2-3.

Tabela 2-3 - Valores do coeficiente de dilatação térmica (a 20^0C) de alguns metais e ligas.

Material	A (10^{-6}/K)
Alumínio	23
Aço Carbono	13
Aço inoxidável	17.3 – 19
Níquel	13
Tungstênio	4.5

Fonte: http://pt.wikipedia.org/wiki/Dilatacaotermica, acesso em 2011.

De acordo com Modenesi (2008) se um objeto for aquecido e resfriado de modo uniforme e não existirem restrições às suas variações dimensionais, estas não resultam em efeitos mecânicos importantes no objeto, isto é, após o ciclo térmico, o objeto não deverá apresentar nem tensões residuais nem distorções. Contudo, se a variação de temperatura não for uniforme ao longo da peça ou se esta não puder se expandir ou contrair livremente durante o ciclo térmico, tensões residuais e/ou distorções podem se desenvolver.

Como um exemplo inicial, considere três barras de um aço de baixo carbono de mesmo comprimento e seção e unidas em suas extremidades por duas bases, de forma que nenhuma pode se alongar ou contrair independentemente das outras, Figura 2-1. Se a barra central (barra 2) for aquecida enquanto as externas forem mantidas a temperatura ambiente, essa tenderá a se dilatar, mas será impedida pelas outras através das bases, Modenesi (2008). Assim, tensões de compressão se desenvolverão na barra central e, nas barras externas, tensões de tração de magnitude igual à metade do valor na barra central, pois, pela Equação (2):

$$\sigma_1 A_1 + \sigma_2 A_2 + \sigma_3 A_3 = 0 \quad (2)$$

Onde σ_i e A_i são, respectivamente, a tensão média e a área da seção transversal de cada barra. Considerando que as áreas das seções das barras são iguais ($A_1 = A_2 = A_3$) e que o mesmo ocorre com a tensão nas barras externas ($\sigma_1 = \sigma_3$), tem-se:

$$\sigma_1 = -\frac{\sigma_2}{2} \quad (3)$$

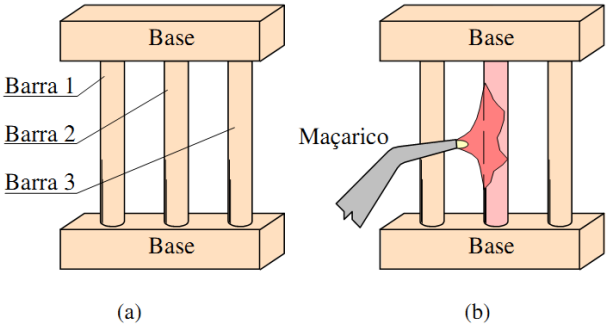


Figura 2-1 - (a) Conjunto de barras presas nas extremidades. (b) Barra central sendo aquecida.
Fonte: Gooch, 1995

A Figura 2-2 ilustra a evolução da tensão longitudinal média na barra central em função de sua temperatura. No início do aquecimento (Figura 2-1), as tensões e deformações resultantes da dilatação da barra central serão elásticas. Como as barras mantêm o mesmo comprimento aproximado, a dilatação térmica tem de ser compensada por deformações elásticas, e a seguinte relação deve ser obedecida:

$$\frac{\sigma_c}{E_t} = \alpha * \Delta T + \frac{\sigma_l}{E} \qquad (4)$$

Onde E e E_t são, respectivamente, os módulos de elasticidade do material à temperatura ambiente e à temperatura (T) da barra central e σ_c e σ_l são os valores de tensão na barra central e nas barras laterais. Como as barras têm a mesma seção, $\sigma_l = -0{,}5\sigma_c$, e, assim:

$$\sigma_c = \frac{-\alpha * \Delta T * 2 * E}{1 + \frac{2 * E}{E_t}} \qquad (5)$$

Quando a tensão na barra central (σc) atinge o limite de escoamento, esta barra passa a se deformar plasticamente (ponto B, Figura 2-2). Considerando num aço com um limite de escoamento de 250 MPa, $E = E_t = 210$ GPa e $\alpha = 1{,}3 \times 10^{-5}$ m/m°C, a temperatura na barra central para o início de sua deformação plástica pode ser estimada, com a Equação (5) , em cerca de 175°C (considerando T_0 = 25°C).

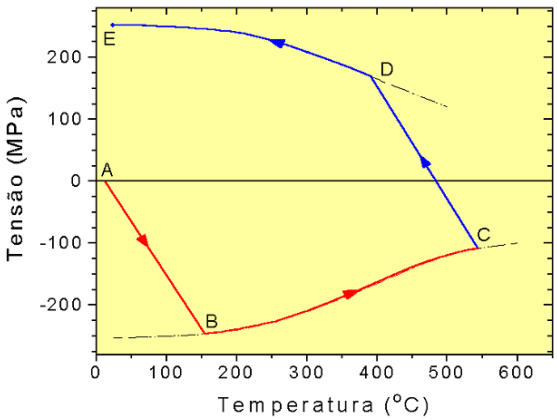


Figura 2-2 - Variação da tensão (σc) com a temperatura na barra central (figura 2.4).
Fonte: Modenesi (2008)

Nesta temperatura, a tensão na barra central atinge o seu limite de escoamento e, acima desta temperatura, ela passa a se deformar plasticamente, isto é, de forma irreversível. Como o limite de escoamento tende a diminuir com a temperatura, o valor da tensão na barra central tende a cair à medida que a sua temperatura aumenta e a barra sofre uma maior deformação plástica (curva BC, Figura 2-2). Se o aquecimento é interrompido no ponto C, a barra central se contrai com a queda da temperatura. Devido às restrições impostas pelas barras externas, as tensões de compressão na barra central são reduzidas e tornam-se nulas acima da temperatura ambiente (pois, devido à sua deformação plástica, a barra se tornou mais curta do que as externas). Com a continuação do resfriamento, tensões de tração passam a atuar nela até que o limite de escoamento (agora sobre tração) seja atingido no ponto D. A partir desta temperatura, a barra central passa a deformar plasticamente até atingir a temperatura ambiente.

Ao final do processo, à temperatura ambiente, como resultado de sua deformação plástica, a barra central ainda terá um comprimento menor do que as externas. Assim, como as barras estão unidas pelas bases, as diferenças de comprimento entre elas serão acomodadas por deformações elásticas que gerarão tensões residuais. Na barra central, estas tensões serão de tração e de valor próximo ao do limite de escoamento do material (Figura 2-2, ponto E). Nas barras externas, para se manter o equilíbrio de forças, existirão tensões de compressão de valor igual à metade da tensão na barra central (supondo que as seções transversais das barras ainda tenham a mesma área).

Uma situação similar pode ser considerada para uma junta soldada, associando-se a região da solda com a barra central e as regiões mais afastadas do metal de base, com as barras externas. Por este raciocínio, pode-se esperar, como consequência da operação de soldagem, o desenvolvimento de tensões residuais de tração na região da solda e de tensões de compressão no metal de base. A Figura 2-3 compara, esquematicamente, a distribuição de tensões residuais na montagem das barras com a esperada em uma solda.

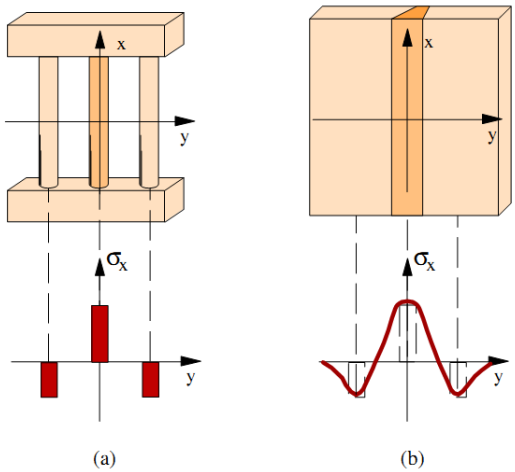


Figura 2-3 - Comparação entre as tensões residuais desenvolvidas na montagem de três barras (a) e as tensões residuais longitudinais formadas ao longo da direção transversal (y) a uma solda de topo (b).
Fonte: Modenesi (2008)

A Figura 2-4 ilustra o desenvolvimento de tensões devido ao aquecimento não uniforme de uma junta soldada, Modenesi (2008). Na seção AA', muito distante da poça de fusão e ainda não aquecida pela fonte de calor, não existem variações de temperatura e o material ainda está isento de tensões. Na seção BB', junto à poça de fusão, o material aquecido tende a se expandir sendo, contudo, restringido pelas regiões mais frias da peça, gerando, assim, tensões de compressão em regiões próximas à ZF (Zona de Fusão) e tensões de tração nas regiões um pouco mais afastadas. Quando o seu limite de escoamento é atingido, o material aquecido deforma-se plasticamente em compressão. Na poça de fusão, como o material está no estado liquido, as tensões são nulas. Com o resfriamento e após a solidificação da solda, o material passa a se contrair, sendo novamente impedido pelas regiões mais frias e afastadas da solda. Assim, na seção CC' surgem tensões de tração junto ao cordão e de compressão nas regiões mais afastadas. Estas tensões aumentam de intensidade levando ao escoamento da região aquecida. Após o resfriamento completo, seção DD', as tensões residuais no centro da solda chegam a níveis próximos ao limite de escoamento do material e existe uma distribuição de tensão similar à mostrada na Figura 2-5b.

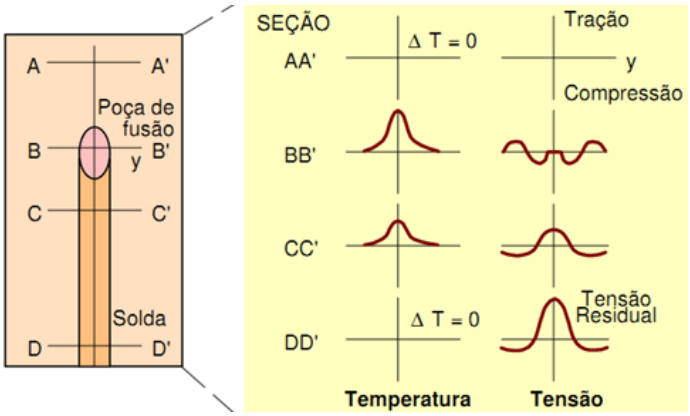


Figura 2-4 - Desenvolvimento de tensões residuais longitudinais durante a soldagem.
Fonte: Modenesi (2008)

A Figura 2-5 mostra esquematicamente a distribuição de tensões residuais longitudinais e transversais em uma solda de topo. A distribuição de tensões longitudinais foi discutida anteriormente e pode ser aproximada empiricamente por Masubuchi (1980) e Tada & Paris (1983):

$$\sigma_{res} = \sigma_{máx}\left[1-\left(\frac{y}{b}\right)^2\right]e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{y}{b}\right)^2} \tag{6}$$

$$\sigma_{res} = \sigma_{máx}\left[\frac{\left(1-\left(\frac{y}{b}\right)^2\right)}{\left(1+\left(\frac{y}{b}\right)^4\right)}\right] \tag{7}$$

Onde:

- $\sigma_{máx}$ é a tensão máxima (no centro da solda) cujo valor é, em geral, próximo do limite de escoamento do material;
- b, a largura do pico de tensões de tração, depende das condições de soldagem e do material;
- y é a coordenada na direção transversal ao cordão;

A distribuição de tensões transversais (Figura 2-5) é caracterizada, em soldas isoladas por valores menores de tensões. Contudo, quando a solda faz parte de uma estrutura incluindo outras partes e soldas, tensões de reação tendem a se somar às tensões de origem térmica resultando em maiores valores de tensões residuais (linha tracejada). Em outros tipos de juntas (soldas de vigas em T ou de tubulações, por exemplo), uma distribuição mais complexa de tensões residuais tende a se formar em função das forças de reação que se desenvolvem pela própria geometria do componente soldado.

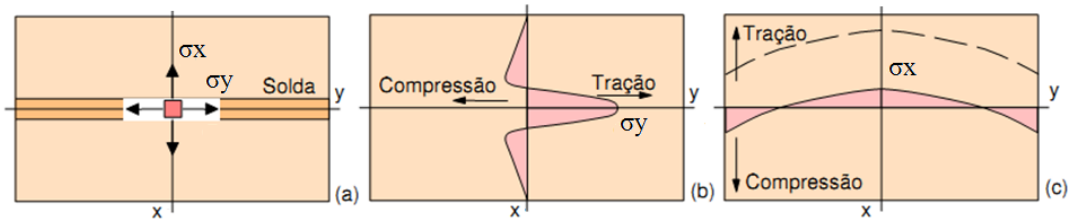


Figura 2-5 - Distribuição típica de tensões residuais em uma solda de topo. (a) Sistema de coordenadas e tensões. (b) Tensões longitudinais. (c) Tensões transversais (linha tracejada: distribuição de tensões quando a solda faz parte de uma estrutura e está sujeita a tensões de reação).
Fonte: Modenesi (2008)

De acordo com Gunnert (1958), Quando o componente soldado apresenta uma grande espessura (cerca de 30 mm), as tensões residuais nesta direção (z) e a variação das tensões em outras direções com a espessura podem se tornar significativas. A Figura 2-6 ilustra a distribuição das tensões σx, σy e σz ao longo da espessura de uma solda de 25mm de espessura de aço carbono depositada com o processo SMAW.

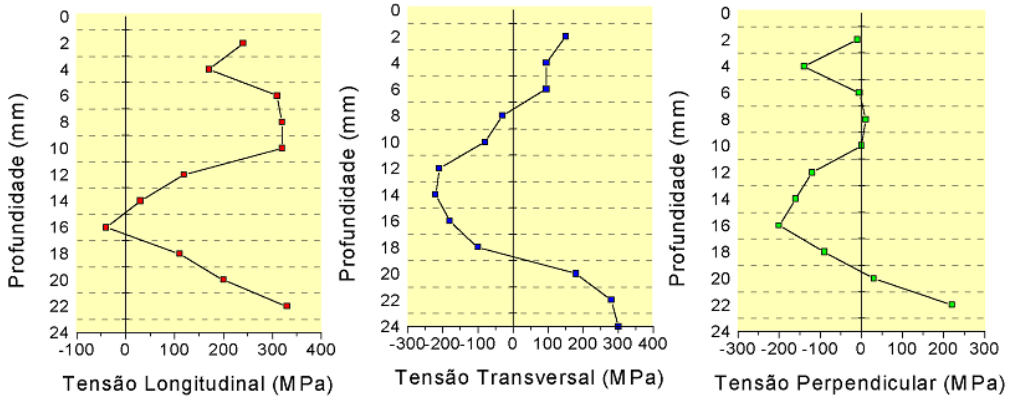


Figura 2-6 - Distribuição das tensões σ_x, σ_y e σ_z ao longo da espessura de uma solda.
Fonte: Gunnert (1958)

Segundo Modenesi (2008), estruturas soldadas tendem a apresentar uma distribuição complexa de tensões residuais que pode ser caracterizada, na região da solda, por esforços de tração em duas (ou três) dimensões. Este estado de tensão tende a dificultar a deformação plástica da região da solda podendo favorecer o desenvolvimento de rupturas localizadas (trincas) nessa região quando essa apresenta baixa ductilidade ou quando a estrutura é colocada em um ambiente agressivo e/ou submetida a solicitações severas.

Em resumo, a distribuição de tensões residuais em um componente soldado é afetada por diversos fatores, incluindo as características do metal de base e da solda (à temperatura ambiente e a altas

temperaturas), a geometria da junta soldada e a sua ligação com outros componentes e as condições de soldagem (e pela distribuição de temperaturas resultante na peça durante a soldagem).

A Figura 2-7 ilustra a distribuição de tensões residuais associada com a soldagem de um remendo ("patch") circular em uma chapa furada. O efeito das soldas em lados apostos do remendo favorece o aparecimento de tensões de tração em todo o remendo.

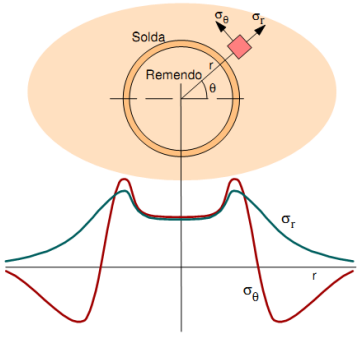


Figura 2-7 - Distribuição de tensões residuais na soldagem de um remendo.
Fonte: Modenesi (2008)

Através de modelos computacionais (Andrews e outros, 1970), a Figura 2-8 mostra distribuições estimadas, através de tensões residuais em soldas de um aço de baixo carbono e de um aço ligado de elevada resistência mecânica. Este último é caracterizado, em relação ao primeiro, por um maior valor da tensão residual máxima e por um pico mais estreito de tensões de tração no centro do cordão. Este efeito foi associado à maior resistência mecânica do aço ligado a temperaturas elevadas, o que restringiu a região deformada plasticamente a uma faixa mais estreita da junta.

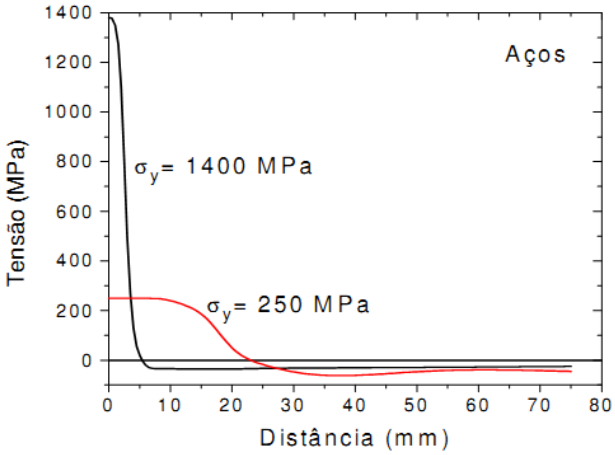


Figura 2-8 - Distribuição da tensão residual longitudinal calculada por um modelo computacional para um aço de baixo carbono (limite de escoamento de 250 MPa) e um aço de alta resistência (escoamento de 1400 MPa).
Fonte: Andrews (1970)

Resultados experimentais indicam que, para aços, a tensão residual máxima no centro do cordão não acompanha o limite de escoamento à medida que este é aumentado (Figura 2-9). Este resultado inesperado estaria associada à tendência dos aços de maior resistência mecânica apresentarem uma maior temperabilidade e uma menor temperatura Ms. Assim, a decomposição da austenita durante a soldagem ocorre a menores temperaturas e, como esta reação é acompanhada por um aumento de

volume, ela tenderia a reduzir as tensões residuais no cordão de solda associadas com a contração do material durante o resfriamento da solda.

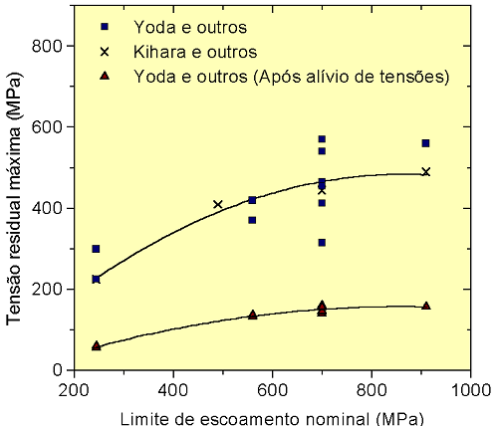


Figura 2-9 - Tensões residuais de soldagem de vários aços de alta resistência.
Fonte: Modenesi (2008)

2.2.2 Consequências das tensões residuais

Modenesi (2008) mostra em seu trabalho que quando um componente soldado contendo uma distribuição inicial de tensões residuais (Figura 2-10, curva 0), é submetido a um carregamento de tração, as tensões residuais se somam diretamente às tensões do carregamento, enquanto não correrem deformações plásticas no componente. Assim, as regiões da solda, nas quais as tensões residuais de tração são mais elevadas, atingem condições de escoamento plástico antes do resto do componente (curvas 1, 2 e 3, Figura 2-10). O desenvolvimento de deformações plásticas, localizadas principalmente a região da solda, tende a diminuir as variações dimensionais que eram as responsáveis pela existência das tensões residuais. Desta forma, quando o carregamento externo é retirado, o nível dessas tensões fica reduzido (curva 4, Figura 2-10). Isto é, as variações dimensionais ocorridas na soldagem e responsáveis pelas tensões residuais são, pelo menos parcialmente, removidas pela deformação plástica causada pelo carregamento posterior.

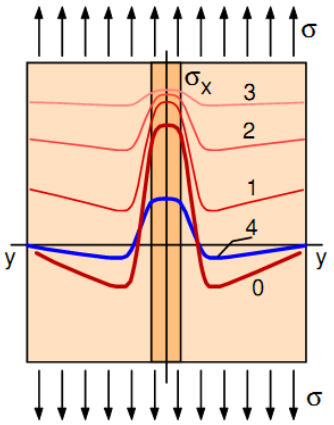


Figura 2-10 - Distribuição de tensões em um componente com uma solda de topo submetido a carregamentos crescentes (curvas 1, 2 e 3) e distribuição de tensões residuais após a liberação do carregamento (curva 4).
Fonte: Modenesi (2008)

As consequências mostradas na Figura 2-10 permite destacar os seguintes aspectos relevantes relativos ao efeito das tensões residuais em um dado componente:

- A presença de tensões residuais é mais importante para fenômenos que ocorrem com baixos níveis de tensão (inferiores ao limite do escoamento do material) como a fratura frágil, a fragilização pelo hidrogênio e a corrosão sobtensão.
- Em estruturas de materiais dúcteis submetidas a um carregamento, quanto maior for o nível das tensões aplicadas, menor será o efeito das tensões residuais. Quando o nível de carregamento for suficientemente elevado, parte da peça pode escoar e, como resultado, as tensões residuais são reduzidas.
- Em estruturas de materiais frágeis submetidas a um carregamento, tensões residuais de tração podem precipitar a ocorrência da falha por fratura frágil.
- Se a estrutura é carregada além de seu limite de escoamento, as suas tensões residuais se tornam desprezíveis.
- Métodos que utilizam alguma forma de solicitação mecânica podem ser usados para diminuir as tensões residuais de um componente soldado.

2.3 PROCESSO DE SOLDAGEM GMAW

De acordo com a empresa ESAB Corte e solda (1904) a maioria dos processos de solda requer a geração de altas temperaturas localizadas de forma a permitir a união de metais. O tipo de fonte geradora de calor é frequentemente utilizado para designar o nome do processo, como por exemplo, a solda oxigás ou por arco eléctrico. O processo de Soldagem por arco elétrico com gás de proteção (Gas metal Arc Welding) era conhecido antigamente como MIG/MAG (Metal Active/Inert Gas).

Um dos maiores problemas na solda reside no fato dos metais reagirem rapidamente com os elementos atmosféricos à medida que a sua temperatura aumenta. O método para proteger a região a ser soldada dos ataques atmosféricos tornou-se a segunda característica mais importante. Estes métodos variam desde coberturas com fluxos, que produzem uma escória protetora, até à utilização de proteções com gases inertes. Em alguns casos chega-se mesmo a “eliminar” a atmosfera através da utilização do vácuo.

Alguns processos foram desenvolvidos para aplicações muito específicas, enquanto outros permanecem flexíveis e cobrem um largo campo de atividades, ESAB (1904). Embora a solda seja essencialmente usada para a união de metais similares ou até mesmo dissimilares, a sua utilização para a reparação e reconstrução de componentes desgastados ou deteriorados é cada vez maior.

O processo pode ser descrito como suprimento continuo de eletrodo consumível, normalmente o mesmo tipo de metal do material base, através do centro de um bocal. Quando o eletrodo se aproxima do material base um arco elétrico é produzido, fazendo o eletrodo e parte da peça derreter e se juntarem. Um constante fluxo de gás é fornecido formando um invólucro protetor em torno da região soldada. Podem-se perceber no processo as seguintes características: Parte do calor fornecido pelo arco é utilizado para derreter a região e o eletrodo continuamente; Parte é perdida antes mesmo de

atingir a peça; O calor fornecido a peça se dissipa em todas dimensões, gerando uma zona termicamente afetada (ZTA) pelos diversos ciclos térmico sofridos, na qual diversos problemas podem ser gerados, entre eles a formação de tensões residuais.

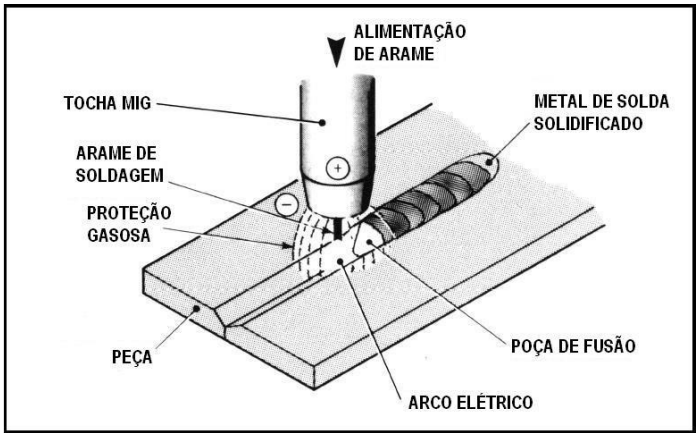


Figura 2-11 – Processo básico de soldagem GMAW (MIG/MAG)
Fonte: ESAB BR (2005)

2.4 AS VARIÁVEIS DO PROCESSO DE SOLDAGEM

Segundo Gouveia (2008) as variáveis mais importantes do processo são: composição química do metal de solda, energia de soldagem, a temperatura de pré-aquecimento, temperatura de interpasse, e do tratamento térmico dado após a soldagem. O tipo de junta e a espessura do material são parâmetros igualmente importantes. Em todo o processo de soldagem, o ciclo térmico da solda é composto de um rápido aquecimento a uma alta temperatura seguido de um rápido resfriamento. O aquecimento e a taxa de resfriamento são governados pela quantidade de energia de soldagem (E), definida em J/mm como:

$$E = \frac{\eta * I * V}{v} \qquad (8)$$

Onde I é a corrente em Ampères, V é a tensão aplicada entre o terminal da fonte de energia e o elétrodo expresso em volts, v é a velocidade de soldagem em mm/s e η a eficiência térmica. Na maioria dos processos de soldagem a arco a eficiência está entre 0.6 e 0.99.

2.5 TEMPERATURA DE PRÉ-AQUECIMENTO E INTERPASSE

De modo a evitar problemas no material, de acordo com Gouveia (2008), o controle da temperatura de pré-aquecimento e interpasse deverá ser de tal forma que evite a fragilização do material, principalmente no que diz respeito à fragilização induzida pelo hidrogênio. Em secções mais espessas, a temperatura de pré-aquecimento e interpasse deve estar acima de Ms para prevenir possíveis trincas durante a fabricação. Após a soldagem o material deve ser resfriado lentamente até a

temperatura ambiente seguido de um tempo adequado para permitir a difusão do hidrogênio durante o processo de transformação.

Segundo Gouveia (2008) o aquecimento pode ser obtido por vários métodos, dentre eles: fornos fechados elétricos ou a combustão, elementos aquecedores elétricos por resistência, equipamentos de aquecimento indutivo, gases quentes, queimadores a gás, dispositivos vibratórios, martelamento etc. O pré-aquecimento tem o objetivo de diminuir a velocidade de resfriamento de uma junta soldada, diminuindo tensões residuais.

O pré-aquecimento em metais com alta condutibilidade térmica, facilita as operações de soldagem. Em aços favorece a difusão do hidrogênio, reduz a ocorrência de ZTA com altos níveis de dureza. Os principais parâmetros para especificar um pré-aquecimento são: a espessura da peça, composição química, o nível de restrição a que a junta está sendo submetida, também o processo de soldagem e seu aporte de energia são variáveis importantes.

2.6 MÉTODOS DE MEDIDA DE TENSÕES RESIDUAIS

Nos últimos anos, várias técnicas de medição das tensões residuais foram desenvolvidas. Lu (1996) classificou estas técnicas em dois grandes grupos: as medições destrutivas e não destrutivas. Para o caso de medições destrutivas, o objetivo principal desta técnica é que o componente esteja no estado de equilíbrio e, destruindo este estado de equilíbrio, pode-se fazer a medida das tensões residuais do componente em questão fazendo-se um relaxamento destas tensões. Porém, para este método só é possível fazer a medida da consequência da relaxação das tensões residuais e não a própria relaxação. As técnicas de medição destrutivas mais comuns são:

- Tensões inerentes ou estimativa de *Eigenstrain;*
- Furo cego;
- Deflexão;
- Ring core;

Os métodos não destrutivos são baseados na relação entre as propriedades cristalográficas ou físicas do material em relação às tensões residuais. O método de difração de raios-X, nêutrons, ultrassônico e magnético são os mais comumente utilizados. A difração de raios-X e nêutrons são baseados na medida da tensão no retículo cristalino em relação ao espaçamento interplanar de um material policristalino. O método da difração de raios-X mede as tensões residuais na superfície. Este método tem excelente precisão, porém uma de suas desvantagens é o fato de só permitir a análise das tensões residuais na superfície do componente a ser analisado e também à portabilidade do equipamento que impedem medidas em campo. O método de difração de nêutrons mede as tensões residuais em relação ao volume da amostra, medindo da mesma forma que o método por raios-X a medida dos espaçamentos interatômicos.

2.6.1 Método do furo cego

A técnica mais utilizada atualmente foi proposta nos anos 30 do século passado por J. Mathar e é baseada na medida da mudança da tensão na superfície do material causada pelo alívio da tensão em um material a ser analisado onde foi feita a usinagem de um furo na superfície. O método ainda é um dos mais utilizados para medida das tensões residuais, por se tratar de uma técnica relativamente simples, rápida e versátil, podendo-se aplicar a uma vasta gama de materiais e componentes. A normalização do processo de medida é seguida pela ASTM E-837. Kandil et al (2001) descreve este método como semi-destrutivo, já que a peça a ser ensaiada não é inutilizada, e o volume de material retirado é pequeno, não afetando a sua utilização posterior. Esta técnica apresenta algumas limitações, necessitando de uma boa preparação da amostra e também um ótimo alinhamento do furo e um controle de sua profundidade, estes fatores citados são os maiores causadores de erros durante os ensaios. O método consiste basicamente na instalação de extensômetros de três braços, mais conhecidos como rosetas, na área a ser analisada, sendo o princípio básico de extensometria elétrica. Após a fixação com adesivos apropriados deve-se ter um intervalo para a cura do adesivo, após esta cura, é feito um furo cego de diâmetros que podem variar conforme o tipo de material a ser analisado. A teoria básica do método é que após a realização de um furo no material que está tensionado, ele irá aliviar estes esforços na vizinhança do furo, então a medida das deformações associadas é feita usando os extensômetros.

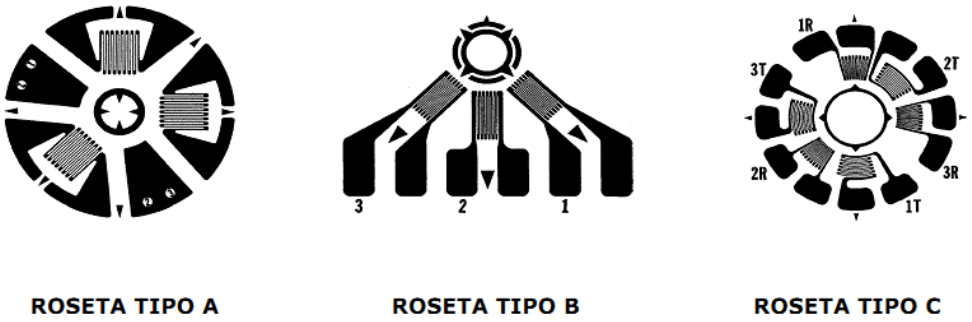


Figura 2-12 - Tipos de roseta
Fonte: ASTM E-837

Os modelos mais usuais de rosetas conforme a norma ASTM E-837 são mostrados na Figura 2-12, a roseta do tipo A é mais indicada para uso geral, a roseta de tipo B é indicada para uso onde há obstáculos, tais como cordões de solda ela também apresenta uma sensibilidade maior que a roseta tipo A em torno de 6% a 12%. A roseta do tipo C é recomendada para situações onde é necessária grande sensibilidade e também estabilidade térmica. O aumento de sensibilidade de uma roseta tipo C em comparação com uma convencional é de 70% a 140%. Segundo Lu (1996), um dos fatores mais importantes na seleção do strain-gage é o seu tamanho, a relação do tamanho do strain-gage está diretamente relacionada com o tamanho da área disponível para fazer a medida das tensões residuais. Também há o fato de menores strain-gages necessitarem furos menores, afetando em menor escala as tensões residuais no material. Porém strain-gages menores também são responsáveis por erros experimentais maiores nas medidas devido à maior dificuldade de controlar o tamanho do furo e

também o diâmetro, há o aspecto de que strain-gages maiores acabam necessitando furos maiores e esta grande quantidade de material retirado durante a perfuração requer uma manipulação cuidadosa.

2.6.2 Método da relaxação de tensões

Segundo Ribeiro (2010) as técnicas baseadas na relaxação de tensões consistem na medição da deformação elástica que ocorre quando um corpo de prova contendo tensões residuais é removido. A mudança de forma resultante da deformação pode ser medida por diferentes tipos de sensores elétricos, denominados extensômetros, sensores mecânicos, ou ainda por utilização de revestimentos frágeis ou fotoelásticos.

A aplicação das diferentes técnicas depende do tipo de sensores usados, da sua forma de colocação e de remoção do material. Quando são utilizados extensômetros ou sensores mecânicos, as deformações elásticas associadas à remoção de material podem ser determinadas quantitativamente, e com a aplicação de equações da teoria da elasticidade, podem-se determinar as tensões residuais inicialmente existentes no material.

Outro método que utiliza o princípio da remoção de material para avaliação das tensões residuais é o método das tensões inerentes, ou das extensões principais, ou a estimativa de Eigenstrain. Nele um corpo de prova livre de tensões residuais é utilizado para realização de um passe de solda, posteriormente extensômetros são colados em sua superfície formando uma linha perpendicular ao cordão, valores iniciais de deslocamentos são anotados para que posteriormente a secção do corpo possam ser subtraídos das novas extensões e as tensões plásticas inicialmente existentes possam ser calculadas, representando as tensões residuais presentes no material após o passe de solda segundo Ribeiro (2010).

3 METODOLOGIA

O método utilizado para a obtenção das tensões residuais no corpo de prova foi o método das tensões inerentes, ou Eigenstrain. Neste método, um corpo de prova é instrumentado biaxialmente por extensômetros lineares (Figura 3-1), após a execução da solda são medidas as extensões nos diversos extensômetros colados no corpo de prova nos dois eixos complanares a superfície soldada. Estes valores representam assim as extensões inerentes à solda, presentes no material, sendo que, as extensões totais podem ser definidas como o somatório das extensões elásticas, plásticas e térmicas.

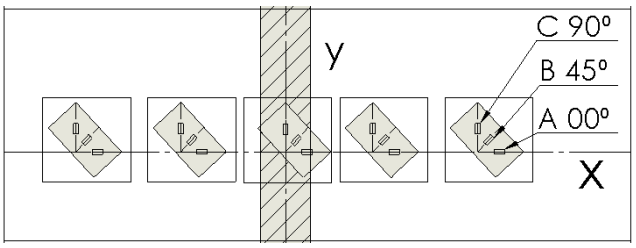


Figura 3-1 - Posicionamento dos extensômetros

Após o fim do ciclo térmico da soldadura, as extensões inerentes serão unicamente constituídas pela soma das extensões elásticas e plásticas, segundo Ribeiro (2010).

$$\varepsilon = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl} \tag{9}$$

Após o seccionamento da peça em pequenas fatias dos locais onde estão colados os diversos extensômetros, faz-se então uma segunda leitura das extensões presentes. Como ao cortarem-se estas fatias, as tensões elásticas são removidas, a leitura final dará unicamente as tensões plásticas inicialmente existentes. Esse fenômeno é causado, pois ao se alterar o formato da peça, as tensões residuais presentes tendem a equilibrar o novo estado de tensão gerando novos deslocamentos, que serão obtidos pelos extensômetros.

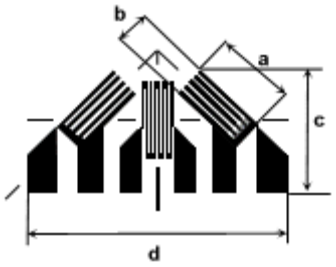
Pela subtração destes valores de extensão dos valores iniciais de extensão inerente, obtêm-se as extensões elásticas inicialmente presentes, as quais servirão para calcular, através das equações da elasticidade, as tensões residuais resultantes do processo de soldagem. Esta suposição baseia-se no pressuposto que o corte só irá alterar a extensão plástica e não introduzirá qualquer alteração elástica. Outro pressuposto assumido é que numa fatia fina do material, a componente de extensão inerente perpendicular à mesma fatia, não irá produzir qualquer tensão.

Para confirmar a metodologia um corpo de prova de aço estrutural ASTM A36 foi instrumentado e testado, para então prosseguir para o corpo de prova modelo em material API 5L X-80.

Os equipamentos utilizados foram:

- Equipamento de aquisição de dados LYNX ADS 2000 com controlador AC2122;
- Extensômetros da empresa Excel Sensores Ind.Com. Exp. Ltda. Tipo: PA-09-125RB-120L.

Tabela 3-1 - Especificações do extensômetro PA-09-125RB-120L

Tamanho e Forma da Grelha	Resistência (Ohms)	Dimensões				
		Cada Grelha		Total		
		A (mm)	B (mm)	C (mm)	D (mm)	
125RB	120	3,18	1,60	6,22	12,80	

As etapas dos processos foram:

- Preparar o corpo de prova para as dimensões propostas, 120 x 60 x 6,35 mm para o corpo em ASTM A36 e 200 x 160 x 20 mm para o corpo em API 5L X-80;
- Limpeza e preparo da superfície do corpo de prova utilizando lixa adequada para aços;
- Marcação de linhas de referência para o passe de solda, cortes e colagem dos extensômetros;
- Realização do passe de solda utilizando o processo GMAW, com os parâmetros de acordo com: Tabela 3-2 e Tabela 3-2. O corpo foi deixado esfriar normalmente até a temperatura ambiente;

Tabela 3-2 - Parâmetros de soldagem do teste

Material	Polaridade	Corrente (A)	Tensão (V)	Diâmetro (mm)
AWS ER70S-6	Inversa	180	23	1

Tabela 3-3 - Parâmetros de soldagem do modelo

Material	Polaridade	Corrente (A)	Tensão (V)	Diâmetro (mm)
AWS ER70S-6	Inversa	240	23	1

- Após o preparo da superfície para colagem dos extensômetros utilizando jateamento de areia e álcool isopropílico cinco extensômetros foram colados em ambas às peças, em orientações de acordo com as figuras: Figura 3-2 e Figura 3-3;

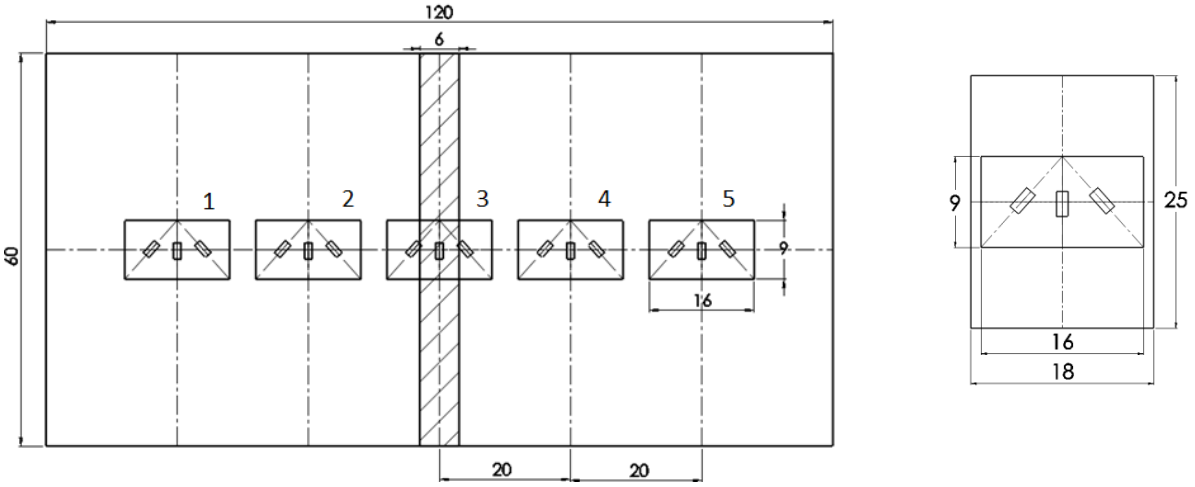


Figura 3-2 - Disposição dos extensômetros e dimensões finais do corpo de teste em aço ASTM A36

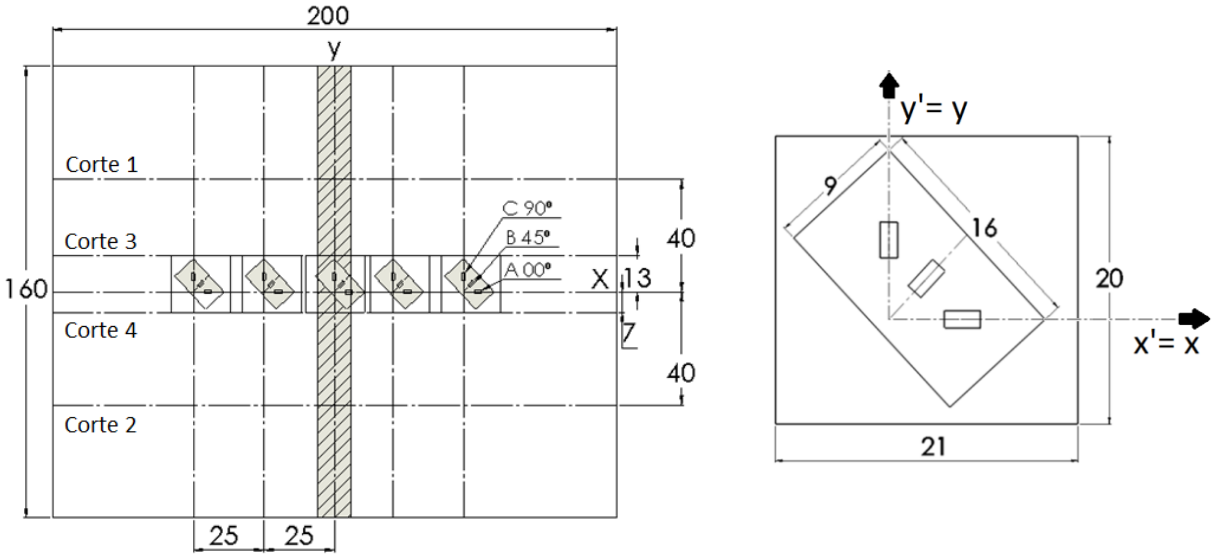


Figura 3-3 - Disposição dos extensômetros e dimensões finais do corpo modelo em API 5L X-80

- A fim de possibilitar a conexão dos extensômetros com o equipamento de aquisição de dados fios de 400 mm foram soldados aos extensômetros. As ligações e os extensômetros foram envolvidos por uma camada de silicone a fim de evitar contato elétrico e protege-los;
- Após a conexão dos extensômetros no ADS 2000 os extensômetros foram balanceados e calibrados;
- Depois de testados o corpo de prova foi seccionado utilizando serra fita com fluido refrigerante até atingir sua dimensão final na direção do cordão de solda (y).
- Devido a impossibilidade da utilização da serra fina os cortes finais foram realizados manualmente com o uso de uma cegueta, atingindo a dimensão final na direção x, formando cinco pedaços do corpo de prova;
- Os resultados colhidos foram então corrigidos e calculados como descrito em 3.1.

3.1 EXTENSOMETRIA

Para a medição das tensões residuais foram utilizados extensômetros do tipo roseta em 0º,45º e 90º, que possui três direções para medição. Segundo Bucinell (2008) esta disposição das direções de medição é usada frequentemente em aplicações onde as direções principais são desconhecidas.

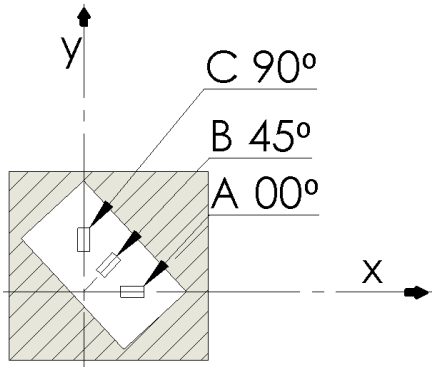


Figura 3-4 - Alinhamento entre as direções a e b com os eixos x e y

Segundo Hoffmann (1989) quando se faz medições utilizando extensômetros roseta, como os utilizados nesse estudo são necessários uma correção dos dados colhidos, pois um problema na leitura surge devido à dependência entre as leituras em cada direção, pois extensômetros em forma de rosetas estão sujeitos a estados de tensão biaxiais. As rosetas dispostas em ângulos de 0º,45º e 90º podem ser corrigidas da seguinte maneira, onde o símbolo " ' " representa os dados colhidos ainda não corrigidos:

$$\epsilon_{0^\circ} = \frac{(1-\nu_0 * q)*(\epsilon_{0^\circ}\prime - q*\epsilon_{90^\circ}\prime)}{1-q^2} \quad (10)$$

$$\epsilon_{45^\circ} = \frac{(1-\nu_0 * q)*[\epsilon_{45^\circ}\prime - q*(\epsilon_{0^\circ}\prime + \epsilon_{90^\circ}\prime - \epsilon_{45^\circ}\prime)]}{1-q^2} \quad (11)$$

$$\epsilon_{90^\circ} = \frac{(1-\nu_0 * q)*(\epsilon_{90^\circ}\prime - q*\epsilon_{0^\circ}\prime)}{1-q^2} \quad (12)$$

Sendo q a sensibilidade da roseta (máx. = 0.03) e ν_0 (0.285) o coeficiente de Poisson dado pelo fabricante para o extensômetro.

Conhecidas as extensões (ε), medidas em microstains, aplicando as expressões derivadas da Lei de Hooke para o estado biaxial de tensões, Eq.(13) e (14), obtém-se as tensões no eixo vertical (Y-Y), paralelo ao cordão de solda, e no eixo X-X, transversal ao cordão de solda.

$$\sigma_x = \frac{E}{(1+\nu_0)*(1-2*\nu_0)} * \left[(1-\nu_0) * \epsilon_x + \nu_0 * \epsilon_y\right] \quad (13)$$

$$\sigma_y = \frac{E}{(1+\nu_0)*(1-2*\nu_0)} * \left[(1-\nu_0) * \epsilon_x + \nu_0 * \epsilon_x\right] \quad (14)$$

$$\epsilon_a = \epsilon_x \quad (15)$$

$$\epsilon_c = \epsilon_y \quad (16)$$

$$\gamma_{xy} = 2 * \epsilon_b - \epsilon_a - \epsilon_c \quad (17)$$

$$\tau_{xy} = G * \gamma_{xy} \quad (18)$$

As Equações (15) e (16) só acontecerão caso a roseta seja alinhada de forma tal forma, como na Figura 3-4.

E de modo a obter o estado de tensão equivalente uniaxial, sendo que este aço tem um comportamento dúctil, pode-se aplicar o critério de Von-Mises, através da Equação (19) de acordo com Shigley et al (2005):

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + {\sigma_1}^2 + {\sigma_2}^2}{2}} \quad (19)$$

Segundo Hoffmann (1989) as tensões principais e suas direções podem ser calculadas através da Equação (20) e (21).

$$\sigma_1, \sigma_2 = E * \left[\frac{\epsilon_a + \epsilon_c}{2*(1-\nu_0)} \pm \frac{1}{2*(1+\nu_0)} * \sqrt{(\epsilon_a - \epsilon_c)^2 + (2 * \epsilon_b - \epsilon_a - \epsilon_c)^2}\right] \quad (20)$$

$$\tan(2\emptyset) = \frac{2*\epsilon_b - \epsilon_a - \epsilon_c}{\epsilon_a - \epsilon_c} \quad (21)$$

São esperadas tensões de tração próximas ao cordão de solda, isso devido às altas tensões a qual será submetida essa região e a fundição do material, que tentará se expandir, mas será impedido pela própria peça, deformando-se plasticamente. Após a diminuição da temperatura essa região deformada irá se retrair, sendo novamente impedida pela própria peça, gerando tração na região central e uma leve tensão de compressão nas extremidades, como o mostrado na Figura 2-5.

4 RESULTADOS EXPERIMENTAIS

4.1 ASTM A36

Primeiramente foi realizado um teste em aço estrutural, ASTM A36, escolhido apenas pela sua viabilidade e disponibilidade. Suas dimensões foram escolhidas com base em trabalhos que utilizaram a mesma técnica das tensões inerentes, como o de Ribeiro (2010). A fim de obter um melhor resultado nas medidas, para não ter que retirar a solda de modo a colar os extensômetros e evitar à inserção de novas tensões no material, as rosetas foram coladas na face oposta ao cordão de solda, o que provoca a leitura da tensão residual com certa profundidade, no caso do ASTM A36 a 6.35mm. Pode ser visto que na Figura 2-5 as direções *a* e *c* do extensômetro não coincidem com as direções do corpo de prova em ASTM A36, de modo a verificar se as direções das tensões principais fossem coincidentes com as direções paralelas e perpendiculares ao cordão de solda.

Tabela 4-1 - Especificação para o aço ASTM A36

Composição Química (Percentual em peso)	C ≤ 0.26%
	Si ≤ 0.40%
	P ≤ 0.04%
	S ≤ 0.05%
	Cu ≤ 0.20%
Ensaio de Tração	$\sigma_e \geq 250$ MPa
	$\sigma_r \geq 400 - 550$ MPa
	E = 210 GPa
	$\nu = 0.3$

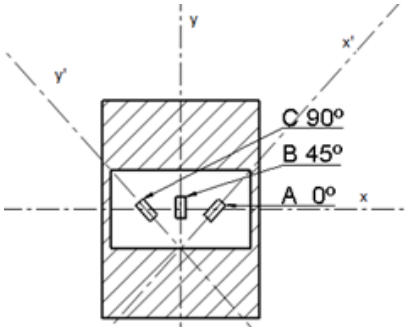


Figura 4-1 - Direções dos extensômetros em relação aos eixos *x* e *y* do corpo em aço ASTM A36.

Após a secção do corpo de prova em cinco pedaços menores a Tabela 4-2 e a Figura 4-2 foram montadas com os resultados colhidos. O extensômetro 4A e 1B tiveram um problema na leitura, portanto foram utilizados os valores de seus equivalentes 2A e 5B respectivamente devido à simetria do fenômeno. Onde a posição 3 coincide com o cordão de solda.

Tabela 4-2 - Tensões obtidas no corpo em ASTM A36

Extensômetro	Valor de Eng. Medido (Strain)	Valor de Eng. Corrigido (Strain)	σ'	τxy
1A	-112,40	-109,22	-35,54	
1B*	-472,00	-476,44		-58,76
1C	-74,50	-70,52	-29,52	
2A	23,70	18,91	20,60	
2B	-350,00	-362,71		-68,14
2C	154,30	152,28	41,36	
3A	682,30	658,21	231,02	
3B	1009,20	992,04		56,07
3C	613,70	588,16	220,12	
4A*	23,70	21,84	11,29	
4B	177,30	178,69		21,35
4C	55,80	54,62	16,39	
5A	-380,40	-384,34	-73,56	
5B	-472,00	-477,88		-62,52
5C	241,90	251,15	25,35	

* Seus valores foram substituídos por seus equidistantes devido a problemas de leitura.

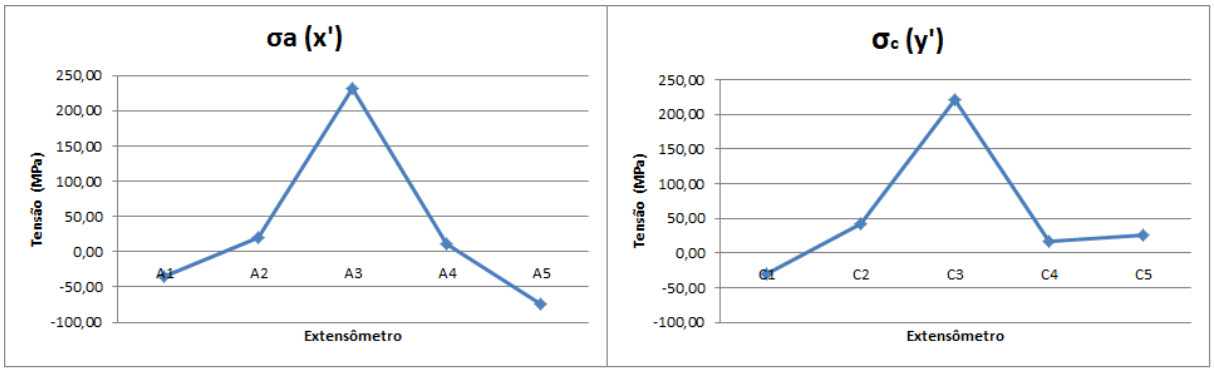


Figura 4-2 - Tensões nas direções *a* e *c* do corpo em ASTM A36

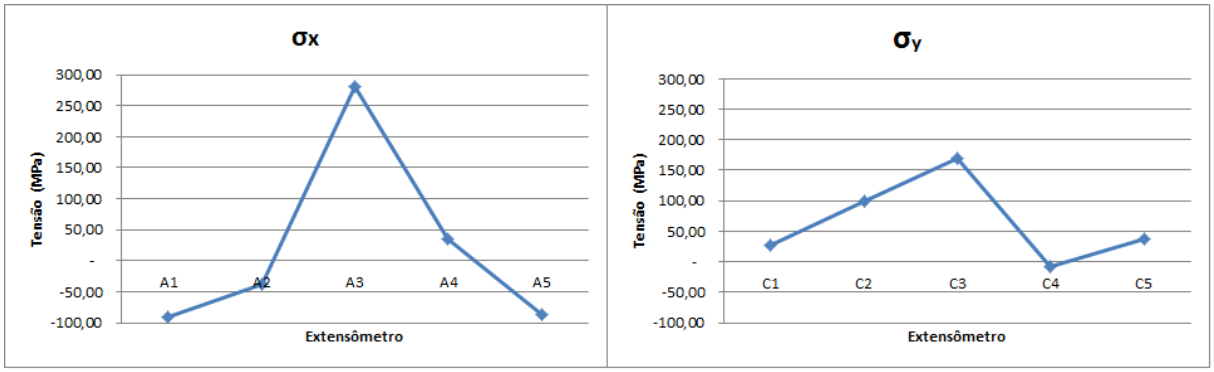


Figura 4-3 - Tensões nas direções x e y do corpo em ASTM A36

Tabela 4-3 - Tensões residuais: principais, suas direções e tensões equivalentes do corpo em ASTM A36.

Nome	Localização	σ1 (MPa)	σ2(MPa)	σ_{eq} Von Mises	Ângulo (^{0})
1*	-40	-91,37	26,31	106,97	43,6
2	-20	-37,95	99,91	123,34	40,8
3	0	281,90	169,24	245,76	42,3
4*	20	-7,67	35,34	39,73	- 41,7
5	40	-103,81	55,60	140,14	26,2

* Seus valores foram substituídos por seus equidistantes devido a problemas de leitura.

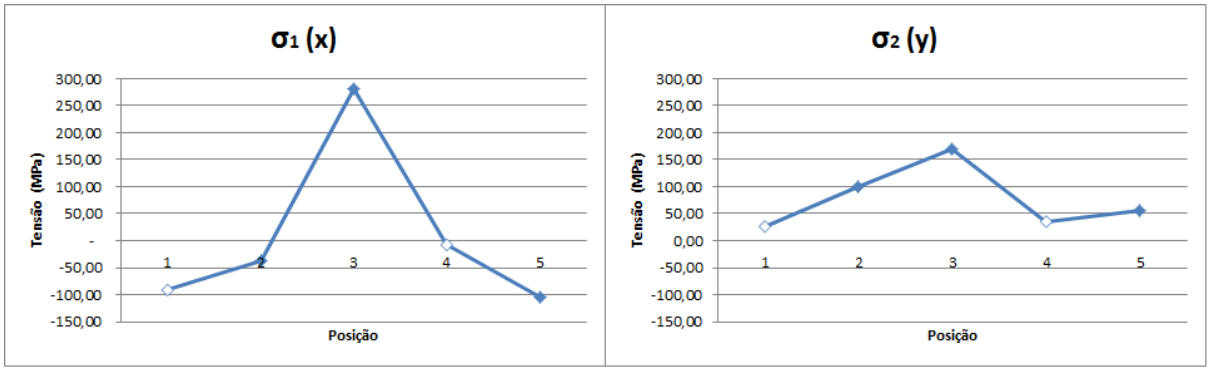


Figura 4-4 - Tensões nas direções principais do corpo em ASTM A36

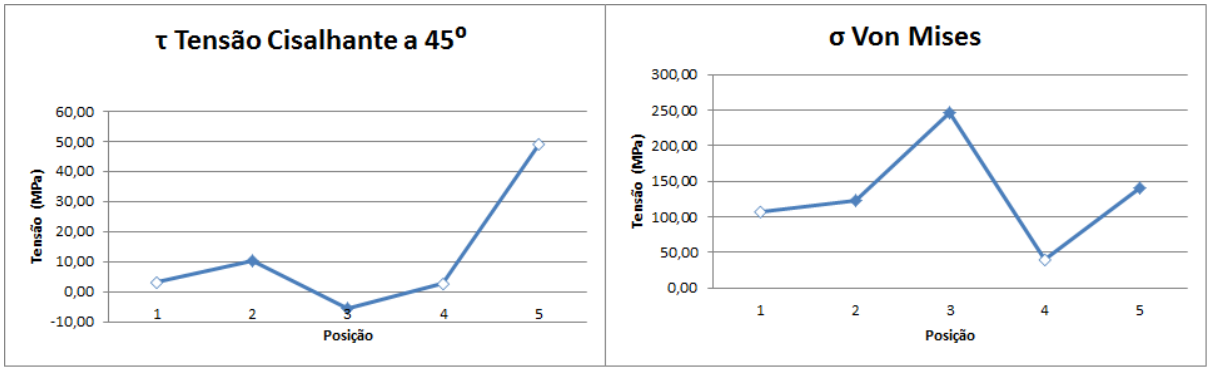


Figura 4-5 - Tensões cisalhante e equivalente de Von Mises.

4.2 MODELO EM API 5L X-80

O modelo final possui dimensões 200 x 160 x 20 mm, com base em trabalhos que utilizaram a mesma técnica das tensões inerentes, como o de Ribeiro (2010). Diferentemente do ASTM A36 os extensômetros utilizados no API 5L X-80 foram rotacionados a fim de que as posições A e C coincidissem com as direções x e y (direção do cordão de solda), respectivamente. Os extensômetros também foram colados na face oposta ao cordão de solda, a 20 mm de profundidade, o que resultou em tensões que não chegaram a atingir a tensão de escoamento do material. Como foi visto em 2.2.1 de acordo com Gunnert (1958) a tensão residual começa a se tornar significativa na direção z em espessuras de chapas maiores, Figura 2-6, que não pode ser calculada no espécime utilizado através da metodologia adotada.

O aquisitor de dados ADS 2000 apresentou um problema em um de seus canais, deixando apenas 14 dos 15 necessários funcionando corretamente, também um problema durante a execução impossibilitou o uso do extensômetro 2A, sendo substituído pelo valor do 4A. Sabendo ser esperada simetria de tensões com relação ao cordão de solda, visto na Figura 2-5, os valores de deslocamentos da posição 5B e 2A foram às mesmas de seus simétricos 1B e 4A, respectivamente, de modo a tentar calcular as tensões principais e suas direções, grandezas que necessitam dessa informação para serem calculadas, diferentemente das tensões nas direções *x* e *y*.

No corpo modelo em API 5L X-80 mais medidas foram tomadas, uma vez em cada um dos primeiros quatro cortes. De modo que uma evolução nas tensões pôde ser acompanhada, Figura 4-6 a Figura 4-9. Os resultados experimentais podem ser encontrados no Anexo I.

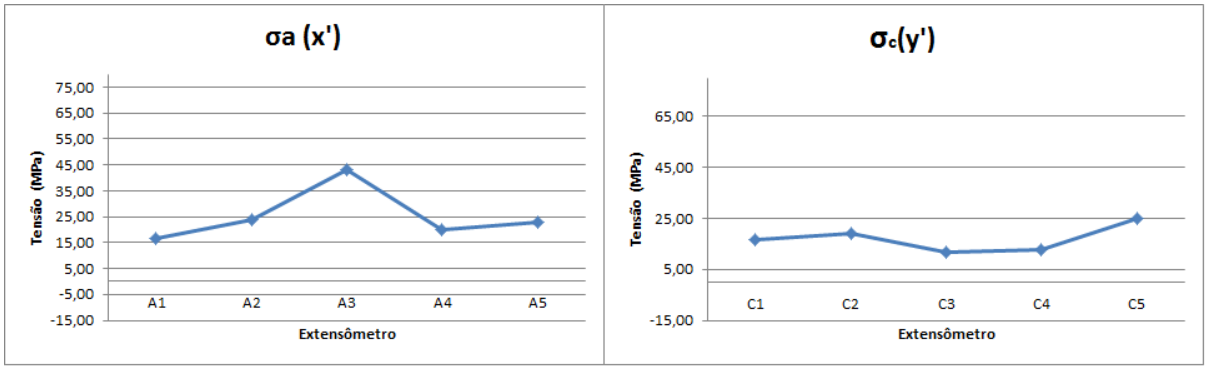


Figura 4-6 - Tensões lidas após o primeiro corte do modelo

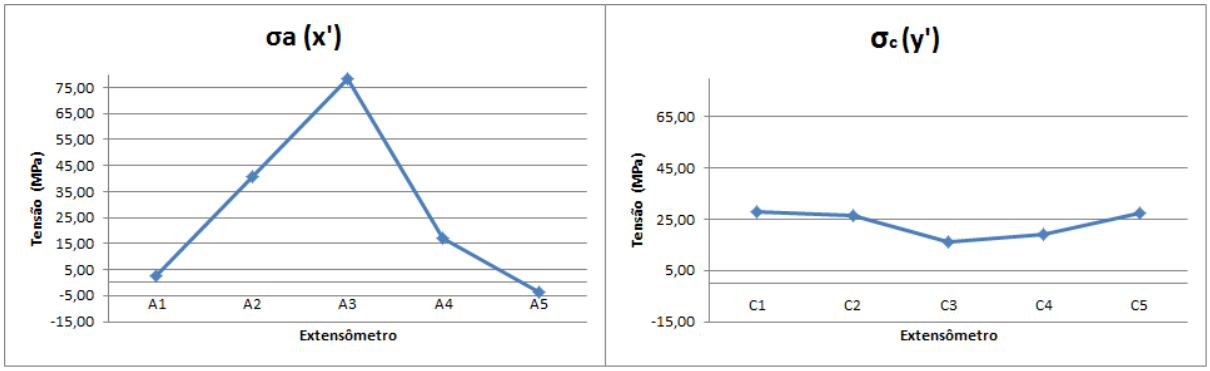


Figura 4-7 - Tensões lidas após o segundo corte do modelo

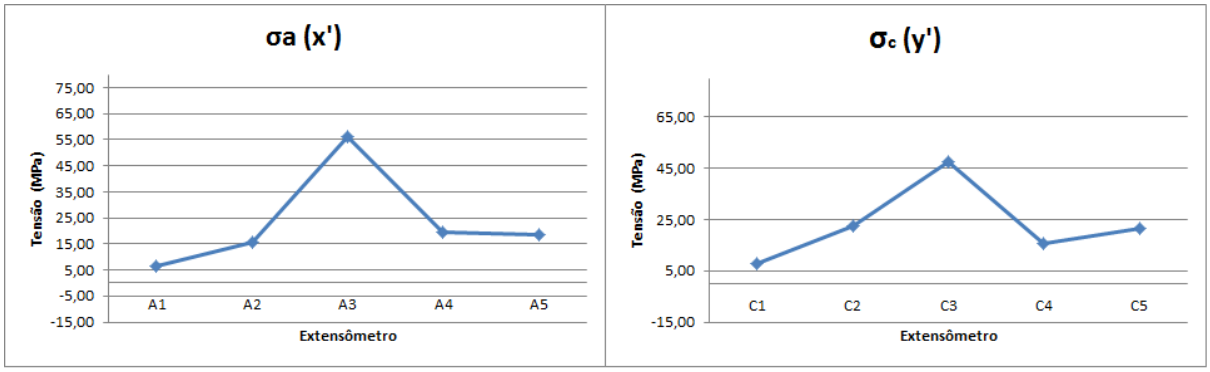


Figura 4-8 - Tensões lidas após o terceiro corte do modelo

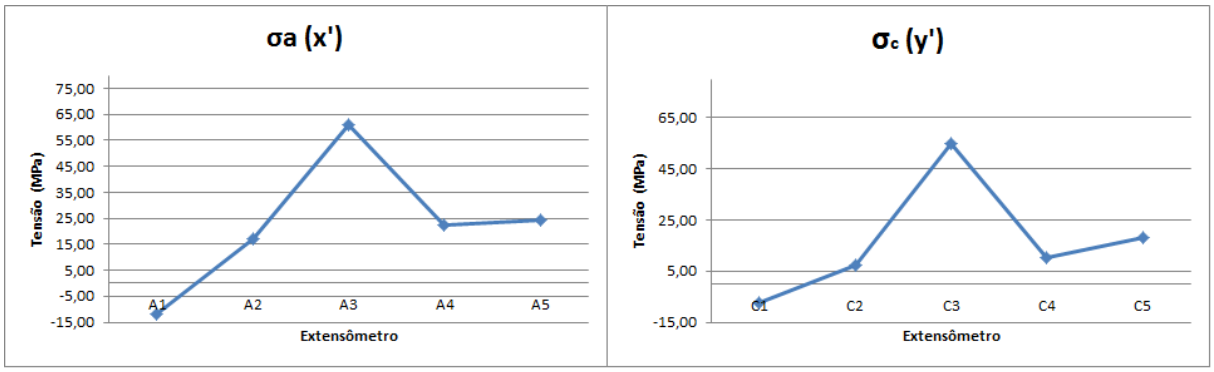


Figura 4-9 - Tensões lidas após o quarto corte do modelo

Quatro cortes iniciais foram realizados apenas para visualizar a evolução dos deslocamentos no corpo de prova ao ser seccionado, todos foram realizados utilizando uma serra fita. Posteriormente o corpo foi seccionado manualmente utilizando uma cegueta em cinco pedaços, com as dimensões finais mostradas na Figura 4-10. Com os resultados obtidos na Tabela 4-4 e Tabela 4-5, os gráficos foram gerados e expostos na Figura 4-11 até a Figura 4-13. Devido ao não funcionamento de um dos canais no aquisitor de dados os valores de deslocamentos da posição 5B foram às mesmas de seu simétrico 1B, também devido a uma falha de leitura a posição 2A foi substituída pela 4A, como mencionado.

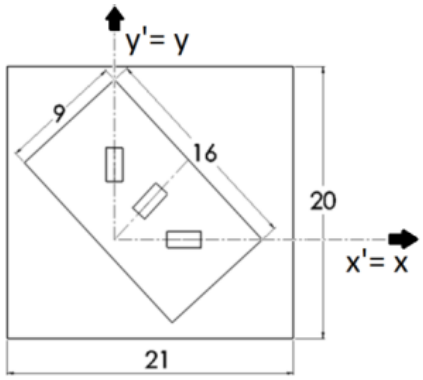


Figura 4-10 - Dimensões finais do modelo

Tabela 4-4 - Tensões obtidas no corpo modelo

Extensômetro	Valor de Eng. Medido (Strain)	Valor de Eng. Corrigido (Strain)	σ'	τxy
1A	56,4	55,9	14,44	
1B	27,4	26,3		-0,24
1C	1,5	-0,2	5,71	
2A*	222	218,8	60,43	
2B	91,9	85,9		-6,37
2C	43,9	36,9	32,13	
3A	252,6	239,8	97,75	
3B	117,5	101,9		-29,03
3C	356,4	345,8	114,24	
4A	222	218,9	60,05	
4B	164,3	160,0		5,18
4C	39,8	32,9	31,09	
5A	112,0	108,2	37,28	
5B*	27,4	21,9		-11,73
5C	94,0	89,9	34,42	

* Seus valores foram substituídos por seus equidistantes devido a problemas de leitura.

Tabela 4-5 - Tensões residuais: principais, suas direções e tensões equivalentes do corpo modelo

Nome	Localização	σ1 (MPa)	σ2(MPa)	σ_{eq} Von Mises	Ângulo (^{0})
1	-40	14,45	5,71	12,60	-1,6
2*	-20	61,80	30,76	53,52	-12,4
3	0	75,82	136,17	118,18	37,2
4	20	60,95	30,19	52,78	10,1
5*	40	47,68	24,03	41,29	-

* Seus valores foram substituídos por seus equidistantes devido a problemas de leitura.

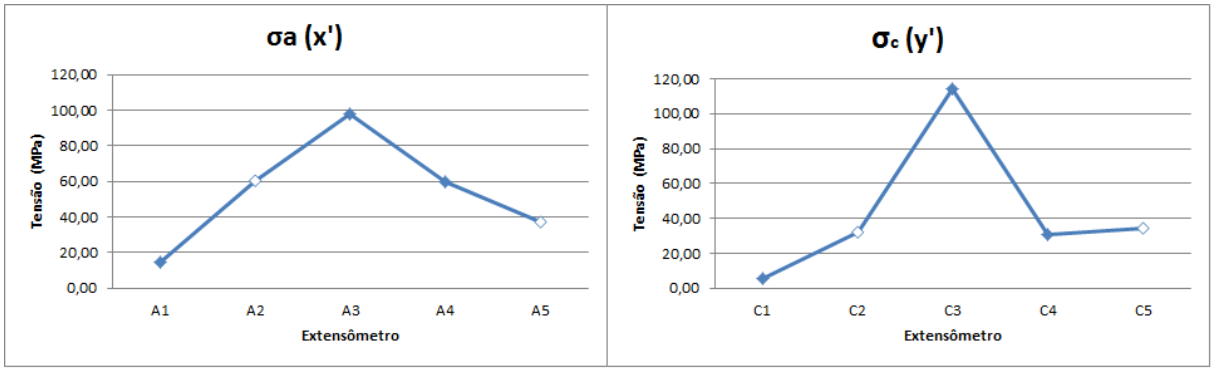


Figura 4-11 - Tensões nas direções A e C do modelo

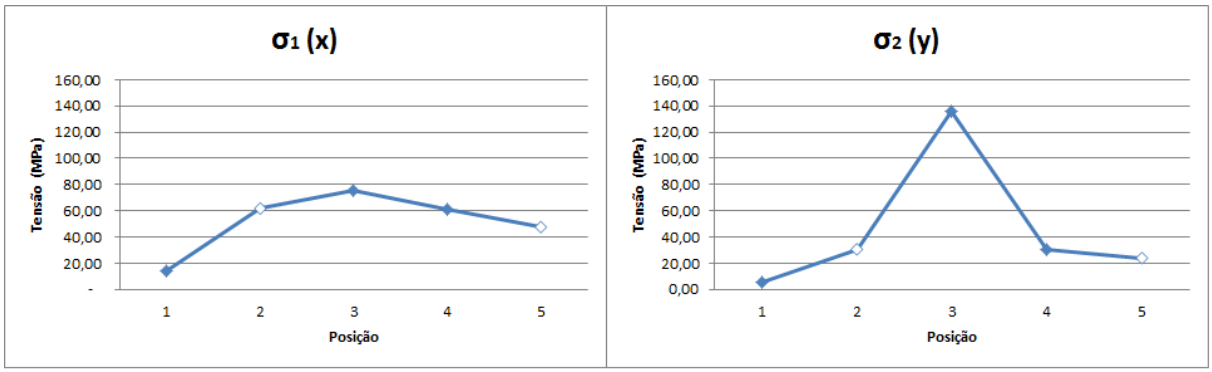


Figura 4-12 - Figura 3 6 - Tensões nas direções principais do modelo

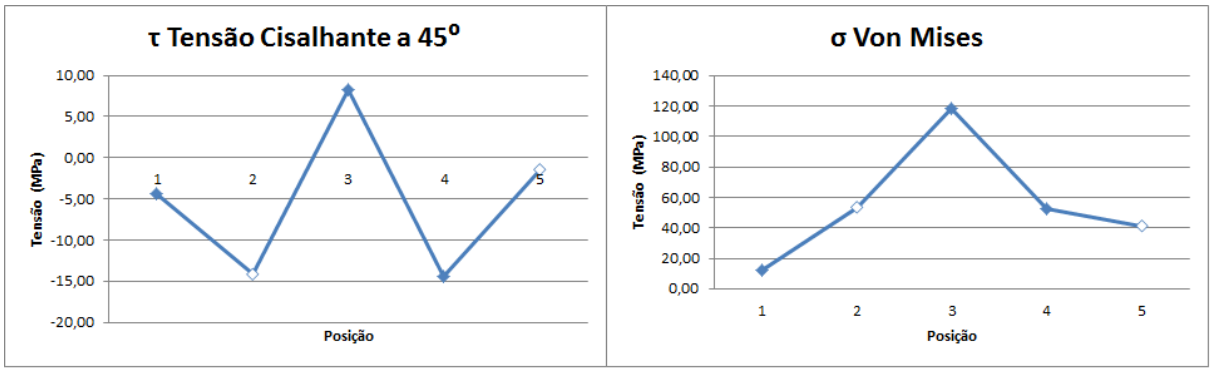


Figura 4-13 - Tensões cisalhante e equivalente de Von Mises no modelo.

5 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

5.1 ASTM A36

As tensões residuais calculadas tiveram quantitativa e qualitativamente os resultados esperados da literatura. A curva obtida possui tração da ordem da tensão de escoamento do material no cordão de solda (centro) e tensões se dirigindo de grandes para pequenas trações, também aparentam estar se encaminhando para leve compressão nas extremidades como é previsto por Masubuchi et all (1980).

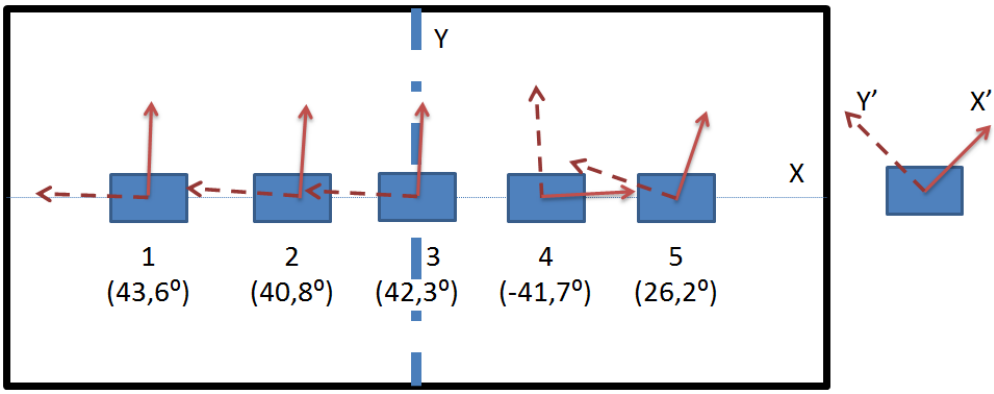


Figura 5-1 - Direções principais do corpo de prova

Um teste feito para comprovar que as tensões principais estariam nas direções paralelas e perpendicular ao cordão de solda foi à colagem dos extensômetros em uma angulação que não coincidisse as direções *a* e *c* do extensômetro com as direções *x* e *y* (direção do cordão de solda) da peça. Por isso a colagem a 45^0, e o resultado foi o esperado, dando em média uma angulação próxima de 45^0 como se pode ver na Tabela 4-3, e também observar na Figura 5-1 que a tensão cisalhante fica próxima de zero, comprovando que as direções principais estão próximas. Obs.: O extensômetro 4B falhou, não sendo possível calcular sua angulação, entretanto para fins de demonstração seu valor em microstains foi substituído pelo extensômetro simétrico a ele, 2B, devido à simetria do fenômeno.

A Figura 5-2 mostra as tensões residuais obtidas no corpo em ASTM A36 na direção *y* comparada com os gráficos de Masubuchi (1980) e Tada & Paris (1983) utilizando suas fórmulas empíricas (6) e (7). Nota-se que as curvas ficam muito próximas umas das outras, com tensões de tração no centro e leves trações e até compressões nas extremidades como era previsto.

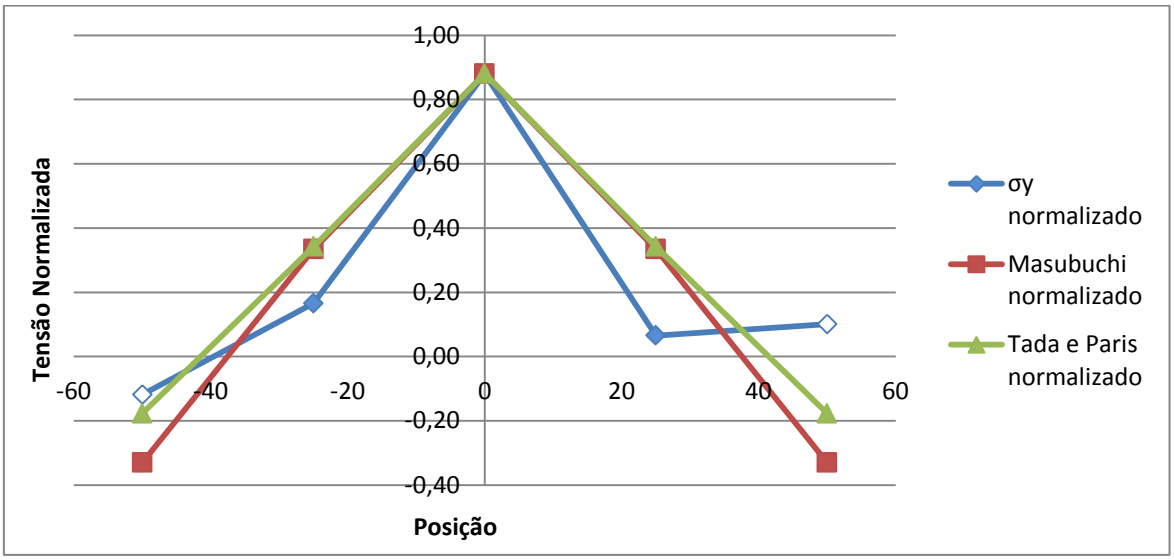


Figura 5-2 – Comparação do corpo em ASTM A36 com Masubuchi (1980) e Tada & Paris (1983)
Obs.: Os marcadores não preenchidos representam as posições onde algum extensômetro falhou.

5.2 MODELO EM API 5L X-80

No processo de aquisição de dados do corpo em API 5L X-80 foram feitas várias medidas durante os cortes parciais, a fim de que se pudesse visualizar gradativamente o relaxamento das tensões residuais de acordo com que se fosse realizado os cortes. Os gráficos contidos entre: Figura 4-6 à Figura 4-9, mostraram, principalmente na direção *a* ou *x*, que o campo de tensões esperado já se evidencia desde o primeiro corte.

Pode-se notar na Tabela 4-5 que os ângulos das direções principais ficam em torno de 0^0, e na Figura 5-3 que a tensão cisalhante também se aproxima de zero, novamente confirmando que as direções principais se alinham com as direções paralelas e perpendiculares ao cordão de solda. Obs.: O extensômetro 5B falhou, não sendo possível calcular sua angulação, entretanto para fins de demonstração seu valor em microstains foi substituído pelo extensômetro simétrico a ele, 1B, devido à simetria do fenômeno.

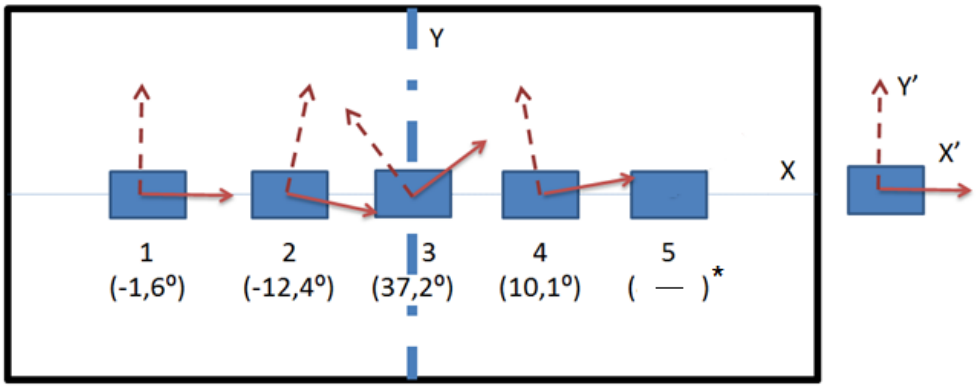


Figura 5-3 - Direções principais do modelo
* A posição 5 não pode ser calculado pois não houve leitura no extensômetro 5B, não podendo portanto ser rotacionado.

A Figura 5-4 mostra as tensões residuais obtidas no API 5L X-80 na direção *y* comparada com os gráficos de Masubuchi (1980) e Tada & Paris (1983) utilizando suas fórmulas empíricas (6) e (7). Nota-se que as curvas ficam muito próximas umas das outras, com tensões de tração no centro e leves trações nas extremidades.

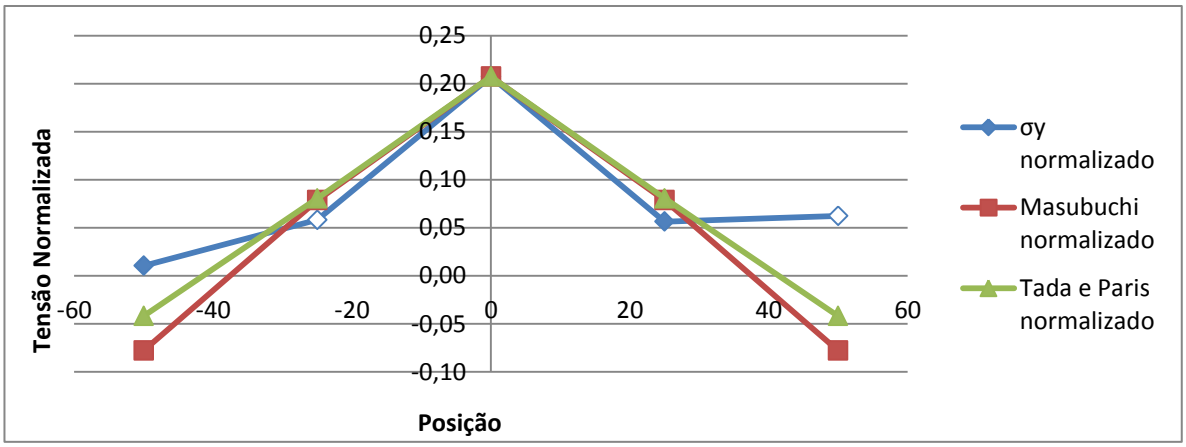


Figura 5-4 - Comparação com Masubuchi (1980) e Tada & Paris (1983)
Obs.: Os marcadores não preenchidos representam as posições onde algum extensômetro falhou.

6 CONCLUSÃO

Os resultados obtidos em ambos os experimentos mostraram que a metodologia de Eigenstrain gerou bons resultados. No corpo em ASTM A36 tanto o gráfico como as tensões obtidas foram de acordo com o encontrado na literatura, tensões da ordem da tensão de escoamento na região de solda e baixas ou até tensões compressivas ao se deslocar paralelamente do cordão de solda. Os ângulos principais obtidos também foram significativos, mostrando que as tensões principais se posicionam na direção perpendicular e paralela ao cordão de solda.

O modelo também apresentou bons resultados, foi possível confirmar a coincidência entre as direções principais e as direções do cordão de solda, comprovada pela angulação das tensões principais como também pela tensão de cisalhamento próxima de zero. Qualitativamente os resultados se aproximaram da teoria de tensões residuais de Masubuchi (1980) e Tada & Paris (1983).

Em trabalhos futuros a fim de obter resultados mais amplos seria necessário à utilização de mais extensômetros, de modo que as curvas de tensão residual possam ser mais bem definidas e com uma extensão maior. Também para uma melhor confirmação dos resultados, principalmente no que diz respeito à influência do corte nas leituras obtidas um corpo de prova após ser tratado termicamente para retirada das tensões residuais poderia ser instrumentado com extensômetros e seccionado manualmente, comprovando ou não a influencia do corte.

7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS; Boiler and Pressure Vessel Code, Section II, Part C, Edition 2004, Addenda 2006.

ASTM E-837, "Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method"; Annual Book of ASTM Standards, Vol 03.01. ASTM International, 2002.

ASTM E837-08, Standard test method for determining residual stresses by the hole-drilling strain- gage method, 2008

BUCINELL, RONALD B, Ph.D, Analysis of a Strain Gage Rosette, Union College, Department of Mechanical Engineering, Schenectady, NY 12308

CALOI, GISELLE, , "Análise da soldabilidade do aço API 5L X-80 por meio dos Testes Tekken e de Implante", Dissertação de Mestrado, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2008.

FOLKHARD, E. Welding Metallurgy of Stainless Steels. New York – Wiem: Springer Verfaf, 1988. p. 98, 181.

GIMENES, LUIZ, JR. Tratamento Térmico Em Juntas Soldadas, 1997.

GOOCH, T. G. Heat Treatment of Welding 13%Cr-4%Ni Martensitic Stainless Steel for Sour Service. Welding Research Supplement. Julho, 1995, p 213-222.

GOUVEIA, R.B., A influência da temperatura de interpasse na tenacidade do metal de solda na soldagem multipasse do aço inoxidável martensítico CA6NM pelo processo TIG, Universidade Federal do Paraná, 2008.

GUNNERT, R. Method for Measuring tri-axial residual stresses, Doc. IIW X-184-57-OE, Commission X of the International Institute of Welding, 1958.

HILLENBRAND, H. G.; HECKMANN, C. J.; NIEDERHOFF, K. A. X80 line pipe for large-diameter high strength pipelines. APIA 2002, Annual Conference, 2002, p. 15.

HILLENBRAND, H. G.; KALWA, C. High strength line pipe for project cost reduction. World Pipelines, V. 2, n. 1, Jan./Fev. 2002.

HILLENBRAND, H. G. et al. Procedures, considerations for welding X-80 line pipe established. Oil & Gas Journal, p. 47 – 56, Set. 1997.

HOFFMANN, KARL, An Introduction to Measurements using Strain Gages, 1º Edição, Hottinger Baldwin Messtechnik, Alemanha, 1989.

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

LU, J., "Handbook of Measurement of Residual Stresses". SEM, Inc. 1996, p-4.

MAROEF, I. Weldability of High Alloys: Final Report. Center of Welding, Joining and Coatings Researches, 2003.

MASUBUCHI, K. Analysis of Welded Structures, Pergamon Press, 1980.

MODENESI, PAULO J. Efeitos mecânicos do Ciclo Térmico. Universidade Federal De Minas Gerais. Minas Gerais, 2008.

NETO, N. F. S. Caracterização de soldas em aços API 5L com diferentes arames tubulares e temperaturas de preaquecimento. Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2003.

NUNES, R. M.;NUNES, R. M. ; M. METZ ; T. K. HIRSCH; ROCHA, AS. Análise de tensões residuais em barras de aço AISI 1048 produzidas por trefilação combinada. Congresso anual da ABM, 2008, Santos. Congresso Anual da Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, 2008. Vol. 1, p. 341-350.

PRADO, E. M.,Influência das variáveis do processo MIG/MAG Convencional e MIG Pulsado nas propriedades mecânicas de juntas soldadas com arame ER410NiMo - Dissertação de mestrado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da UFPR, Curitiba, 2004.

RIBEIRO. R. S., JOÃO CARLOS. Análise de Tensões Residuais e Deformações em Soldadura. Universidade Nova de Lisboa, Monte da Caparica, 2010.

SHIGLEY, J.E. et al.: Projeto de Engenharia Mecânica. 7a edição. Porto Alegre: Bookman, 2005.

SILVA, GILBERT: ROSA, JORGE. Metalurgia da Soldagem, Lorena, 2009.

STEEL FOUNDERS' SOCIETY OF AMERICA. Steel Castings Handbook: Supplement 8 - High Alloy Data Sheets Corrosion Series, 2004.

TADA, H AND PARIS, P. C., The stress intensity factor for a crack perpendicular to the welding bead, International Journal of fracture, 1983.

8 ANEXOS

		Pág.
Anexo I	Tabelas de resultados dos cortes parciais do modelo	34

Anexo I .1 - Tensões obtidas no corpo modelo após o corte 1.

Extensômetro	Valor de Eng. Medido (Strain)	Valor de Eng. Corrigido (Strain)	σ'	τxy
1A	47,20	45,38	16,48	
1B	-7,90	-10,89		-8,59
1C	47,70	45,89	16,56	
2A	76,30	74,28	23,70	
2B	106,80	105,42		7,08
2C	46,10	43,44	18,90	
3A	176,20	175,25	42,91	
3B	54,90	51,38		-3,71
3C	-18,60	-23,68	11,95	
4A	70,50	69,21	20,07	
4B	28,90	26,73		-2,79
4C	23,20	20,90	12,55	
5A	62,3	59,52	22,93	
5B*	-7,90	-12,16		-11,91
5C	75,4	72,90	25,01	

* Seus valores foram substituídos por seus equidistantes devido a problemas de leitura.

Anexo I .2 - Tensões principais obtidas no corpo modelo após o corte 1.

Nome	Localização	σ1	σ2	Ângulo (^{0})
1	-50	21,56	3,96	44,9
2	-25	24,10	8,83	35,8
3	0	37,14	5,26	-6,9
4	25	17,32	7,88	-18,6
5*	50	30,76	6,28	42,6

* Seus valores foram substituídos por seus equidistantes devido a problemas de leitura.

Anexo I .3 - Tensões obtidas no corpo modelo após o corte 2.

Extensômetro	Valor de Eng. Medido (Strain)	Valor de Eng. Corrigido (Strain)	σ'	τxy
1A	-36,4	-39,78	2,50	
1B	23,4	21,29		-3,17
1C	124	124,02	27,99	
2A	142	139,27	40,83	
2B	17,9	12,54		-12,21
2C	51,1	46,44	26,38	
3A	330,2	329,13	78,12	
3B	95,2	89,15		-6,26
3C	-59,1	-68,42	16,25	
4A	46,9	44,80	17,28	
4B	177,7	178,38		19,52
4C	57	55,12	18,89	
5A	-63,7	-67,09	-3,64	
5B*	23,4	21,86		-1,69
5C	132,3	133,06	27,52	

* Seus valores foram substituídos por seus equidistantes devido a problemas de leitura.

Anexo I .4 - Tensões principais obtidas no corpo modelo após o corte 2.

Nome	Localização	σ1	σ2	Ângulo (^{0})
1	-50	24,94	- 1,37	7,1
2	-25	40,41	11,53	-30,0
3	0	68,06	4,87	-5,9
4	25	33,98	- 6,03	-43,9
5*	50	24,9	- 6,45	3,2

* Seus valores foram substituídos por seus equidistantes devido a problemas de leitura.

Anexo I .5 - Tensões obtidas no corpo modelo após o corte 3.

Extensômetro	Valor de Eng. Medido (Strain)	Valor de Eng. Corrigido (Strain)	σ'	τxy
1A	17,00	16,13	6,61	
1B	96,00	96,81		11,70
1C	24,30	23,59	7,77	
2A	33,80	31,26	15,73	
2B	173,00	173,41		18,35
2C	75,70	74,05	22,39	
3A	175,60	170,44	56,14	
3B	60,40	52,80		-13,79
3C	122,90	116,63	47,77	
4A	62,40	60,75	19,39	
4B	41,70	39,61		-1,30
4C	37,70	35,52	15,46	
5A	48,1	45,68	18,57	
5B*	96	94,60		5,94
5C	67,4	65,39	21,64	

* Seus valores foram substituídos por seus equidistantes devido a problemas de leitura.

Anexo I .6 - Tensões principais obtidas no corpo modelo após o corte 3.

Nome	Localização	σ1	σ2	Ângulo (^{0})
1	-50	17,55	- 6,44	-43,6
2	-25	33,82	- 4,36	-40,0
3	0	54,88	25,42	-36,7
4	25	15,83	11,09	-17,0
5*	50	21,81	9,27	-37,9

* Seus valores foram substituídos por seus equidistantes devido a problemas de leitura.

Anexo I .7 - Tensões obtidas no corpo modelo após o corte 4.

Extensômetro	Valor de Eng. Medido (Strain)	Valor de Eng. Corrigido (Strain)	σ'	τxy
1A	-40,90	-40,16	-11,60	
1B	24,30	26,42		7,96
1C	-13,00	-11,67	-7,16	
2A	66,50	65,80	17,28	
2B	53,90	52,93		2,86
2C	4,40	2,38	7,40	
3A	185,30	179,30	61,01	
3B	89,00	80,96		-12,08
3C	148,40	141,62	55,15	
4A	85,30	84,34	22,37	
4B	88,20	87,30		6,46
4C	7,90	5,30	10,07	
5A	80,3	78,37	24,31	
5B*	24,3	21,18		-5,70
5C	41,8	39,05	18,19	

* Seus valores foram substituídos por seus equidistantes devido a problemas de leitura.

Anexo I .8 - Tensões principais obtidas no corpo modelo após o corte 4.

Nome	Localização	σ1	σ2	Ângulo (^{0})
1	-50	1,19	- 15,69	-37,4
2	-25	15,28	3,80	15,4
3	0	57,60	32,17	-38,3
4	25	21,57	3,51	23,5
5*	50	23,02	9,83	-31,2

* Seus valores foram substituídos por seus equidistantes devido a problemas de leitura.