

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

ESTUDO DAS TENSÕES RESIDUAIS DECORRENTES DO PROCESSO DE SOLDAGEM EM
CHAPAS DE API 5L X80

por

João Júnior Lopês

Monografia apresentada ao Departamento de Engenharia Mecânica da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos para obtenção do diploma de Engenheiro Mecânico.

Porto Alegre, junho de 2014.



Universidade Federal do Rio Grande do Sul

Escola de Engenharia

Departamento de Engenharia Mecânica

ESTUDO DAS TENSÕES RESIDUAIS DECORRENTES DO PROCESSO DE SOLDAGEM EM
CHAPAS DE API 5L X80

por

João Júnior Lopês

ESTA MONOGRAFIA FOI JULGADA ADEQUADA COMO PARTE DOS
REQUISITOS PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE
ENGENHEIRO MECÂNICO
APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELA BANCA EXAMINADORA DO
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

Prof^a. Dra. Thamy Cristina Hayashi
Coordenadora do Curso de Engenharia Mecânica

Área de Concentração: **Projeto e Fabricação**

Orientador: Prof. Dr. José Antônio Esmerio Mazzaferro

Comissão de Avaliação:

Prof. Dr. Mário Roland Sobczyk Sobrinho

Prof. Dr. Rodrigo Rossi

Prof. Dr. Tiago Becker

Porto Alegre, junho de 2014.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a minha família que permitiu e me apoiou para que eu pudesse correr atrás dos meus sonhos.

Agradeço a UFRGS, em especial a todo o Departamento de Engenharia Mecânica, pelo ensino de qualidade e pelos crescimentos pessoal e profissional proporcionados.

Agradeço ao professor José Antônio Esmerio Mazzaferro pela orientação e apoio durante todo o trabalho.

Agradeço aos engenheiros Amauri Mosquen, Marcelo Favaro Borges, Otávio de Oliveira Pinto, Rafael Menezes Nunes e Roberto Gomes Moojen pelo auxílio e pelo apoio nos momentos de dúvida durante a realização desse trabalho.

Agradeço a toda equipe do LS&TC, em especial ao professor Ivan Guerra Machado, por possibilitar a realização de parte deste trabalho nas suas instalações.

Agradeço a toda equipe do LAMEF, em especial aos professores Telmo Roberto Strohaecker e Carlos Eduardo Fortis Kwietniewski, por todas as oportunidades.

Agradeço a toda equipe do grupo Proeng-EC, pelo apoio em todos os momentos.

Agradeço aos grandes amigos que fiz nessa caminhada.

LOPÊS, J.J., **Estudo das tensões residuais decorrentes do processo de soldagem em chapas de API 5L X80**. 2014. 14. Monografia (Trabalho de Conclusão do Curso em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2014.

RESUMO

Considerando a atual alta demanda por materiais de alta resistência baixa liga na indústria de óleo e gás, e os desafios existentes para a união dos mesmos, propõe-se neste trabalho o estudo das tensões residuais decorrentes da soldagem nesses materiais, as quais podem prejudicar ou até mesmo ajudar o seu desempenho em campo. Para isso, procederam-se soldas de topo em chapas de aço API 5L X80 pelo processo MAG, que posteriormente tiveram suas tensões analisadas pelo processo de difração por raios x. Foram soldados três corpos de prova, num total de oito passes por corpo de prova (um passe inferior ao chanfro, o passe de raiz, e seis passes de enchimento e reforço). Mediram-se perfis de tensão longitudinais e transversais à direção de soldagem na superfície inferior das chapas. As análises ocorreram em três etapas: logo após o passe inferior, depois do passe de raiz e depois dos passes de enchimento e reforço. Paralelamente, desenvolveu-se um modelo numérico fazendo-se uso de um aplicativo comercial com o intuito de verificar a capacidade de previsão destas tensões. Comparando os resultados, observou-se convergência qualitativa entre os modelos numérico e experimental para as curvas de tensão na direção longitudinal a de soldagem.

PALAVRAS-CHAVE: tensão residual, aços alta resistência baixa liga, soldagem, difração por raios x, modelo numérico.

LOPÊS, J.J., **Study of the residual stresses due welding process at API 5L X80 plates**. 2014. 14. Monografia (Trabalho de Conclusão do Curso em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2014.

ABSTRACT

Considering the current high demand for high strength low alloy steel materials on oil and gas industry and the challenges in joining them, this work proposes the study of stresses due to welding in these materials. For this, butt welds are carried out on plates of API 5L X80 steel by the MAG process, which were subsequently analyzed by x-ray diffraction. Three samples were welded, with each of them being subject to a total of eight passes (one pass below the chamfer, the root pass, and six build-up and reinforcement passes). Stress profiles were measured longitudinally and transversely to welding direction on the plates. The analyzes were carried out in three steps: after the lower pass, after the root pass and then after the build-up and reinforcement passes. In parallel, it was developed a numerical model with commercial software in order to verify the feasibility of stress prediction. Comparing the results, there was convergence between the experimental and numerical models for the stress curves in the longitudinal direction of welding.

KEYWORDS: residual stress, high strength low alloy steels, welding, x-ray diffraction, numerical model.

ÍNDICE

	Pág.
1. INTRODUÇÃO.....	1
2 OBJETIVOS.....	1
3 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....	1
3.1 Tensões residuais.....	1
3.1.1 Tensões residuais decorrentes da soldagem.....	2
3.1.2 Medição das tensões residuais.....	3
3.1.2.1 Difração por raios-x.....	3
3.1.3 Modelamento da soldagem voltado à análise das tensões residuais.....	5
4 METODOLOGIA.....	5
4.1 Procedimento experimental.....	5
4.1.2 Soldagem.....	5
4.1.3 Medição da tensão residual.....	7
4.2 Modelo numérico.....	9
5 RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	10
6 CONCLUSÕES/TRABALHOS FUTUROS.....	14
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	15
APÊNDICE.....	16

1. INTRODUÇÃO

Para o Brasil, país que procura se posicionar como potência mundial nos âmbitos tecnológico e socioambiental, o desenvolvimento da sua matriz energética é tratado com absoluta importância. Dentre as fontes de energia da matriz uma que está em franco desenvolvimento é a exploração do petróleo e de seus derivados. A partir das recentes descobertas do setor, em águas profundas, por exemplo, iniciou-se uma corrida tecnológica para aparatar a indústria tornando-a capaz de processar os produtos provenientes dessas descobertas, viabilizando o seu consumo.

O presente trabalho se contextualiza no estudo de processos de soldagem para sistemas de distribuição de óleo e gás natural, ou seja, nos oleodutos e gasodutos. O Brasil tem sido responsável por uma grande demanda por tubos para a construção de dutos de alta vazão. Os tubos são usualmente fabricados com aços alta resistência baixa liga (ARBL), por apresentarem níveis relativamente altos de resistência mecânica e boa soldabilidade, além de serem mais interessantes economicamente, em relação aos tubos tratados termicamente [Silva, 2009]. Os tubos ARBL utilizados nesta aplicação seguem a norma API 5L (American Petroleum Institute – Specification for Line Pipe). Para a união dos tubos, faz-se uso da soldagem por eletrodo revestido orbitalmente a circunferência do tubo, usualmente. Procedem-se assim para todos os passes da junta em função do baixo preço de equipamento e da sua eficácia quanto ao atendimento aos parâmetros de junta previamente especificados.

Como alternativa, avalia-se os processos de soldagem MAG (Metal Active Gas) e por arame tubular (FCAW-Flux Core Arc Welding), que apresentam como vantagens maior produtividade, devido a um maior fator de operação, e o fato de não exigirem uma elevada habilidade por parte do soldador. No entanto, para o processo MAG particularmente, tem-se uma incerteza quanto ao desempenho estrutural e às tensões e distorções provenientes da união de tubos ARBL, tendo-se então uma lacuna no conhecimento a qual é objeto deste trabalho.

2. OBJETIVO

O objetivo geral do presente trabalho é estudar as tensões residuais provenientes da soldagem pelo processo MAG em chapas de aço API 5L X80. Dentre os objetivos específicos estão medir o estado de tensões antes da soldagem e após o depósito de cordões de solda pelo método da difração por raios x, verificar a evolução das tensões, e verificar se é possível prever este estado de tensões utilizando o software comercial Abaqus™.

3. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

3.1. Tensões residuais

Definem-se tensões residuais como tensões existentes no material sem que o mesmo esteja sujeito a carregamentos externos e/ou a gradientes de temperatura [Nunes, 2012]. As magnitudes das tensões residuais podem chegar a ser da ordem da tensão de escoamento do material, e seu surgimento se dá basicamente durante processos de fabricação, tais como por deformação plástica (forjamento, laminação, etc.), usinagem, soldagem, tratamentos térmicos e/ou termoquímicos, entre outros.

São caracterizadas por apresentarem-se em equilíbrio, ou seja, a resultante das forças e momentos produzidos no corpo é nula. Entretanto, juntamente à tensão de carregamento em serviço, elas podem agregar ou reduzir a magnitude das solicitações a que a peça é submetida. As tensões residuais tratativas são consideradas usualmente mais perigosas devido ao fato de que somadas a carregamentos tratativos de serviço, podem atingir valores superiores a resistência à ruptura do material levando a possíveis falhas catastróficas, ou reduzir a vida em fadiga da peça. Já as compressivas amortizariam o valor total de carga, inibindo o início e a propagação de trincas [Soares, 1998].

3.1.1. Tensões residuais decorrentes da soldagem

Quando provenientes da soldagem, as tensões residuais são geradas internamente à peça, por escoamentos localizados ocorridos durante o processo, longitudinal e transversalmente a direção de soldagem. Podem-se apresentar tanto em estado trativo quanto compressivo, função da zona em análise, conforme figura 3.1, sendo elas a região de metal base (MB), da zona afetada pelo calor (ZAC) ou de metal de solda (MS). A região de metal base compreende a região da peça a ser soldada que não sofre alteração microestrutural devida ao processo. A zona afetada pelo calor compreende a região que sofre alteração microestrutural em função do elevado aporte térmico a que é submetida devida à proximidade da zona de mistura, entretanto não é fundida durante o processo. O metal de solda compreende a região que sofreu fusão durante o processo.

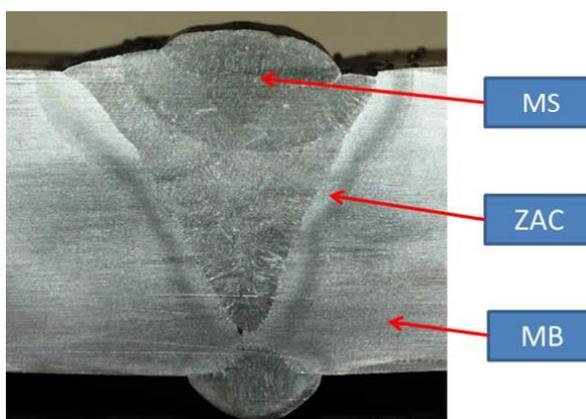


Figura 3.1 – Regiões da união soldada.

As tensões referidas apresentam um comportamento característico, referenciado pela literatura como, por exemplo, por Masubuchi [1980]. Tem-se um campo de tensões nulo no metal base, considerando que ele não apresente nenhum estado de tensões iniciais, tornando-se inicialmente compressivo e depois trativo ao ponto que se aproxima da zona afetada pelo calor atingindo, mantendo-se assim sobre o metal de solda, conforme figura 3.2.

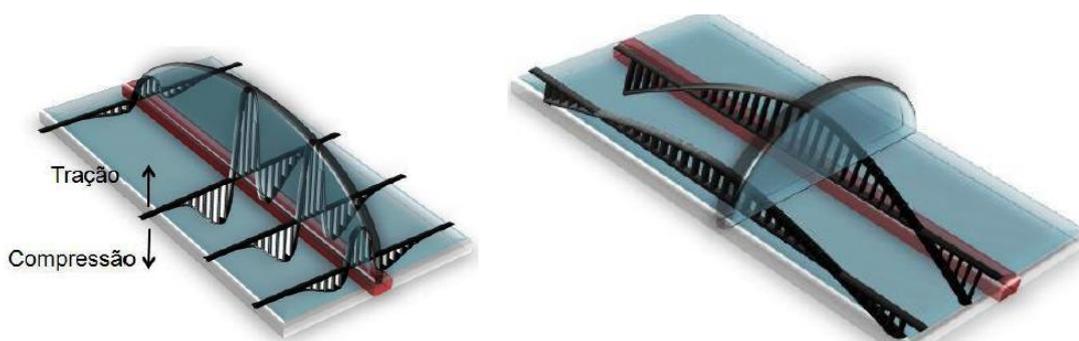


Figura 3.2 – Regiões da união soldada, da esquerda para direita, tensões longitudinais e tensões transversais ao cordão. [Araújo, 2012]

Fatores como aporte térmico, número de passes e grau de restrição da união soldada influem qualitativamente e quantitativamente no valor de tensão residual gerada. Os aspectos termomecânicos que regem o processo são os seguintes [Stefen et al., 2008]:

- Contração de resfriamento irregular, função do aporte térmico e da plastificação também irregulares durante a soldagem para determinadas superfícies.
- Taxas de resfriamento desuniformes entre as regiões.

- Mudança nas propriedades termomecânicas, função das transformações de fase a que o material é submetido em dadas temperaturas, como tensão de escoamento, condutividade e calor específico, por exemplo.
- Temperatura máxima durante o processo, por influir diretamente na extensão da zona afetada pelo calor. Está correlacionada à temperatura inicial da peça e à energia de soldagem.
- Velocidade de resfriamento, que tem efeito inverso ao do parâmetro anterior e se apresenta como principal fator para determinação de microestruturas provenientes do processo, as quais caracterizarão estados de tensão residual [Okumura e Taniguchi, 1982].
- Condições de contorno externas (vinculações): influem diretamente no valor de tensão residual por restringirem as deformações.

3.1.2. Medição das tensões residuais

Para a medição da tensão residual existem atualmente diversas técnicas, cada uma adaptada a características específicas de cada peça a ser analisada, tais como isotropia, composição química, homogeneidade e geometria. Fatores como viabilidade técnica e econômica também são usualmente considerados para a escolha do método adequado.

Os métodos mais utilizados se subdividem em destrutivos e não destrutivos. Os destrutivos caracterizam-se por tornar a peça em análise inapta a utilização para a qual foi projetada, destruindo parte ou a totalidade da peça. Exemplificam os métodos de medição destrutivos o método do furo cego, a remoção de camadas e o seccionamento. Os métodos não destrutivos, pelo contrário, tem efeito nulo quanto à integridade a peça em análise. Exemplificam os métodos de medição não destrutivos a difração de nêutrons, ultrassom, técnicas magnéticas e em especial, a difração por raios-x.

3.1.2.1. Difração por raios x

A técnica da difração por raios x consiste basicamente em correlacionar a tensão residual com o espaçamento entre os planos cristalinos do material, partindo-se do pressuposto que em um material policristalino isento de tensões residuais, a distância entre os planos cristalográficos é a mesma em todas as direções. Para isso, faz-se uso de um feixe de raios x monocromáticos, avaliando os picos de difração quando incididos sobre a peça em análise [Nunes, 2012]. “Em um material com tensões residuais, o espaçamento pode ser usado como um *strain-gage*, dando a medida da deformação na direção do vetor de difração.” [Nunes, 2012]. Caracteriza o método a determinação de um campo de tensões em camadas com profundidades não maiores que 25 μm (para profundidades maiores do que 25 μm , até 100 μm , faz-se necessário proceder-se técnicas como ataque eletrolítico, por exemplo).

Para a medição precisa dos espaçamentos entre os planos cristalinos, usa-se a Lei de Bragg, equação 1, na qual n é um número inteiro, λ é o comprimento de onda de radiação utilizada, θ é a metade do ângulo de espelhamento, e “ d ” é o espaçamento interplanar médio, conforme figura 3.3 [Fitzpatrick e Fry, 2005].

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

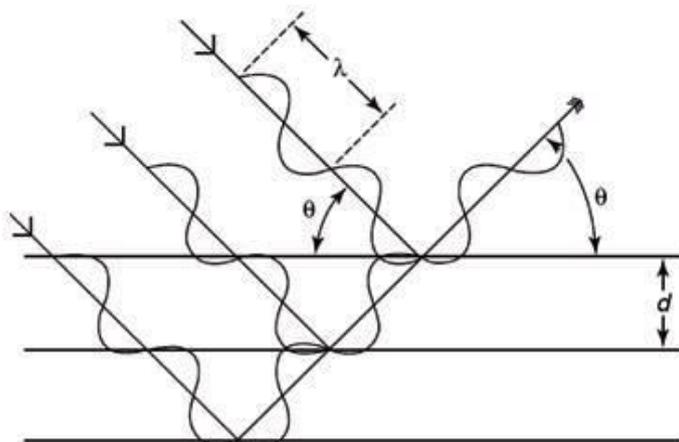


Figura 3.3 – Espelhamento e difração de raios-x num arranjo cristalino [Fitzpatrick e Fry, 2005].

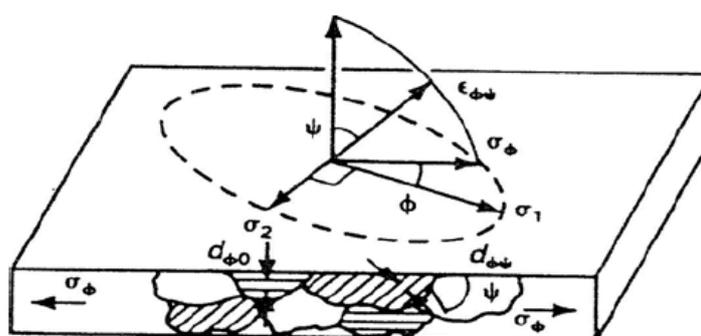


Figura 3.4 - Estado biaxial de tensões adotado (σ_1 e $\sigma_2 = t$. principais)[Prévey, 1986].

A partir da premissa de se ter um estado biaxial de tensões na superfície de medição, conforme figura 3.4, considerando assim as tensões normais na superfície nulas, pode-se calcular a tensão residual a partir da equação 2, na qual σ_φ é a tensão residual superficial na direção dada pelo ângulo φ (formado entre a componente x no plano da superfície em análise e a linha de medição), $d_{\varphi\psi}$ é o espaçamento interplanar definido pelos ângulos, ψ é o ângulo entre a direção normal à superfície e a linha de medição), d_{φ_0} é o espaçamento entre os planos livre de quaisquer tensões, “E” é o módulo de Young e ν é o coeficiente de Poisson. A linearidade da equação 2 para tensão residual implica que a relação entre a deformação do retículo cristalino (segunda parte da equação, em parênteses) e o $\text{sen}^2\psi$ será uma reta, cujo coeficiente angular será função dos demais fatores da equação. O valor de σ_φ pode então ser avaliado a partir da declividade da linha reta para vários ângulos de inclinação ψ , resultando na equação 3. Em cada ponto de medição são determinados picos de difração para um número que varia de 4 a 10 valores de ângulo ψ . Esta variação no ângulo ψ é essencial para materiais policristalinos, uma vez que estes apresentam, geralmente, muitos grãos orientados de forma aleatória, conforme figura 3.5 [Oliveira et al., 2009].

$$\sigma_\varphi = \frac{E}{(1+\nu)\text{sen}^2(\Psi)} \cdot \left(\frac{d_{\varphi\psi} - d_{\varphi_0}}{d_{\varphi_0}} \right) \quad (2)$$

$$\sigma_\varphi = \frac{E \cdot \text{cotg}(\theta_0) \Delta\theta_\varphi}{(1+\nu)\text{sen}^2(\Psi)} \quad (3)$$

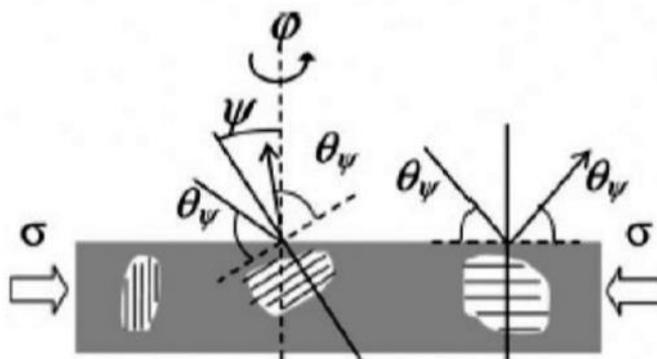


Figura 3.5 – Análise da difração em materiais policristalinos [Oliveira, 2009].

“A escolha do plano de difração para a realização de medição de tensões residuais é muito importante para a garantia de uma precisão de medida satisfatória. Ângulos de medição maiores garantem uma precisão de medida maior. Na prática estes ângulos de difração (2θ) são da ordem de 120° .” [Nunes, 2012]. A incerteza do método é afetada por três fatores principais: tamanho de grão, impurezas e vazios. Uma forma de qualificar o valor de tensão proveniente do método é através análise da largura a meia altura do pico de difração (FWHM – Full Width at Half Maximum). O valor de FWHM é função de imperfeições cristalinas, deformações, condições ambientais e de experimento [He, 2009]. De acordo com Hauk, 1997, o valor de tensão residual e o FWHM estão correlacionados no caso de metais deformados plasticamente e superfícies sujeitas a tratamentos mecânicos; correlação essa que é função do grau de dureza do material. Observa-se que um aumento na largura dos picos de difração sugere um aumento nas tensões residuais ou uma queda no tamanho de grão.

3.1.3. Modelamento da soldagem voltado à análise das tensões residuais

O modelamento do processo de soldagem é complexo, exigindo profundo conhecimento do processo e elevada capacidade computacional. Deve-se isso ao fato de se tratar de um sistema físico abrangente que envolve campo transiente de temperaturas, mudanças de fase, microestruturais, entre outros fatores. Esse modelamento passou a se tornar viável somente a partir do terceiro quarto do século 20, com o advento e popularização dos computadores cada vez mais potentes. A partir desse desenvolvimento estudam-se modelos cada vez mais refinados permitindo que, por exemplo, Armentani, Esposito e Sepe, 2007, observassem uma sensível queda nas tensões fruto de um aumento na condutividade do material base, e que Zhu e Chao, 2002, observassem a baixa influencia dos módulos de Young e de dilatação nas tensões residuais geradas [Araújo, 2012].

4. METODOLOGIA

4.1. Procedimento experimental

4.1.1. Soldagem

Neste trabalho fez-se uso de seis chapas do aço API 5L X80, com 50 mm de comprimento, 28 mm de largura e 100 mm de profundidade. Para a solda de topo, usinou-se um chanfro de 30° com um nariz de 4 mm em ambas as chapas. A fim de induzir tensões residuais por restrição à deformação e para que se mantivesse a referência nas medições posteriores, a cada par de chapas devidamente posicionadas foram soldados dois insertos de aço ASTM A36 nas dimensões 9,525 x 10 x 76,200 mm, conforme figura 4.1.

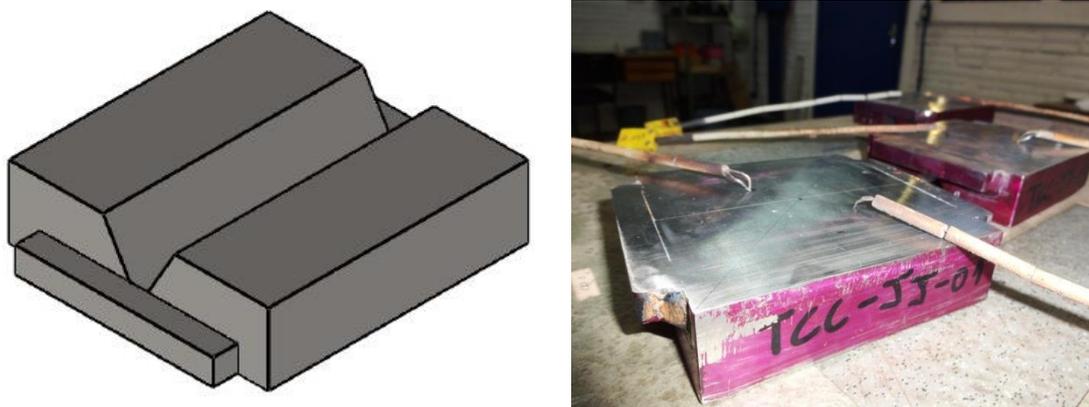


Figura 4.1 – Corpos de prova (da esquerda para direita, desenho em CAD e corpos anteriormente a primeiro passe).

A soldagem procedeu-se nas instalações do LS&TC (Laboratório de Soldagem e Técnicas Conexas dessa universidade), fazendo-se uso de um robô de soldagem, marca YASKAWA MOTOMAN, conectado a uma fonte de soldagem, marca FRONIUS, modelo TransPlus Synergic 4000, conforme figura 4.2. Usou-se para todos os passes arame ER80S-G (ESAB OK AristoRod™ 13.26) com diâmetro de 1,2 mm alimentado a velocidade de 6 m/min nominais. Trata-se de um arame não cobreado indicado para aplicações onde há automatização do processo, com propriedades mecânicas semelhantes ao metal base (limite de escoamento: 540 MPa; limite de ruptura: 625 MPa), caracterizando uma solda *evenmatch*, na qual as propriedades mecânicas do metal base são semelhantes às do consumível. Em todos os passes manteve-se também a mesma vazão de gás de proteção (Argônio + 25% CO₂) igual a 15 l/min. O rendimento térmico admitido foi de 80%. Fazendo-se uso das equações 4 e 5 citadas por Machado, 1996, avalia-se a taxa de fusão usada em ambos os passes e o consumo específico de gás como 3,17 kg/h e 283,54 l/kg respectivamente. Equações nas quais “F” se refere à taxa de fusão em kg/h, “D” ao diâmetro do arame em mm, “d” à massa específica do arame em g/cm³, “W” à velocidade de alimentação do arame em m/min, “C” ao consumo específico de gás em l/kg e “V” à vazão de gás em l/min.

$$F = 0,0471 \cdot D^2 \cdot d \cdot W \quad (4)$$

$$C = 60 \cdot V / F \quad (5)$$



Figura 4.2 – Robô e fonte utilizados.

Inicialmente, procedeu-se o primeiro passe na superfície inferior das chapas, a fim de evitar uma possível falta de penetração, fruto de uma baixa energia de soldagem aplicada.

Num segundo momento, procedeu-se o segundo passe, de raiz, ao fundo do chanfro. E em um terceiro momento, procederam-se os passes de enchimento de reforço da junta, perfazendo um total de seis passes nessa etapa. As etapas de soldagem estão ilustradas na figura 4.3.

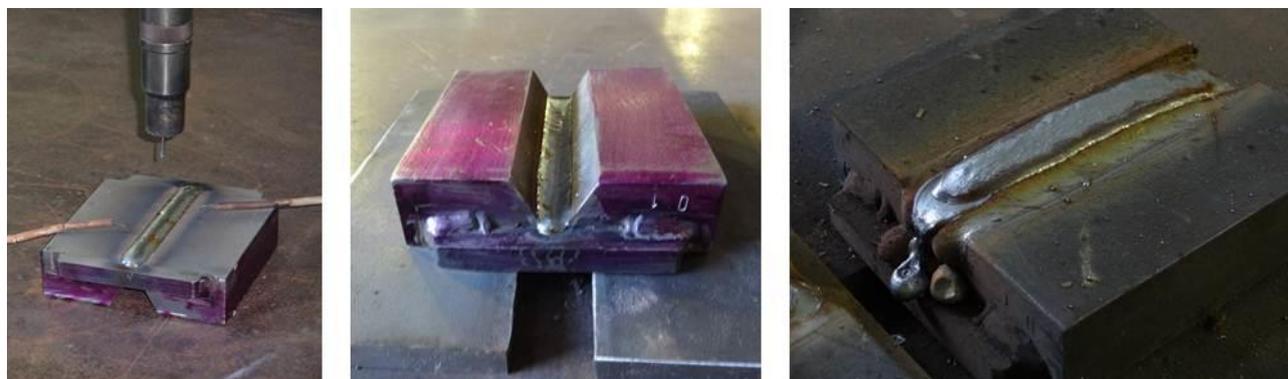


Figura 4.3 – Etapas da soldagem (da primeira à terceira, da esquerda para a direita).

A partir dos parâmetros das soldagens, mostrados na tabela 4.1, e em função do gás de proteção utilizado, comparados aos citados por Machado, 1996, avalia-se a transferência de metal como por curto circuito. Para o cálculo da energia de soldagem adotou-se a equação 4 [Machado, 1996].

$$Energia\ de\ soldagem = \frac{Rendimento \times Tensão \times Corrente}{Velocidade} \quad (4)$$

Tabela 4.1 – Parâmetros de soldagem

Etapa:	Tensão [V]:	Corrente [A]:	Energia de soldagem [kJ/mm]:	Velocidade [mm/s]:
Primeira	20,2	220	1,185	3,0
Segunda	22,5	267	0,686	7,0
Terceira	22,5	269	1,614	3,0

Na terceira etapa, como houve a deposição de vários passes, avaliou-se a temperatura de interpasse na periferia do cordão, fazendo uso de um pirômetro. Os valores foram medidos instantes antes da execução do próximo passe, nos valores de 26, 100, 135, 135, 180 e 180 graus Celsius, respectivamente a cada um dos passes.

4.1.2 Medição da tensão residual

As medidas de tensão de tensão residual procederam-se nas instalações do LAMEF (Laboratório de Metalurgia Física dessa universidade), fazendo-se uso do difratômetro General Electric – Seifert Charon XRD M, conforme Figura 4.4. O mesmo apresenta capacidade para medição de tensões residuais em peças de até 4 kg e dimensões de até 150 mm, justificando a geometria adotada para os corpos de prova.



Figura 4.4 – Difratorômetro de raios x utilizado.

Para as medições usaram-se colimadores de 3 e 4 mm, caracterizando a resolução das análises. O módulo de Young e o coeficiente de Poisson adotados foram de 209996 MPa e 0,27992 respectivamente. Estes valores foram obtidos da biblioteca do sistema operacional do software utilizado para aquisição de dados do difratômetro, para medição de aços baixa liga com granulometria fina. O método empregado foi o $\text{sen}^2\psi$ com medidas realizadas para $\psi=0^\circ$, $22,78^\circ$, $33,21^\circ$, $42,13^\circ$, $50,768^\circ$ e 60° .

Foram feitas medidas em quatro etapas, avaliando as tensões longitudinalmente e transversalmente à direção de soldagem. Inicialmente, verificando o estado inicial de tensões residuais, e posteriormente ao passe inferior, ao de raiz, e aos de enchimento e reforço, simulados no modelo. Adotou-se, a fim de evitar efeitos de borda, uma linha perpendicular ao cordão de solda centralizado em relação ao corpo de prova, na superfície oposta aos chanfros, com comprimento total de 60 mm na qual se procedeu as medições, conforme figura 4.5. Avaliou-se além dos valores de tensão residual, a incerteza da medição assim como os valores de FWHM médio para cada ponto, fazendo-se uso do software de análise do software específico do difratômetro. No total foram medidos 394 pontos.

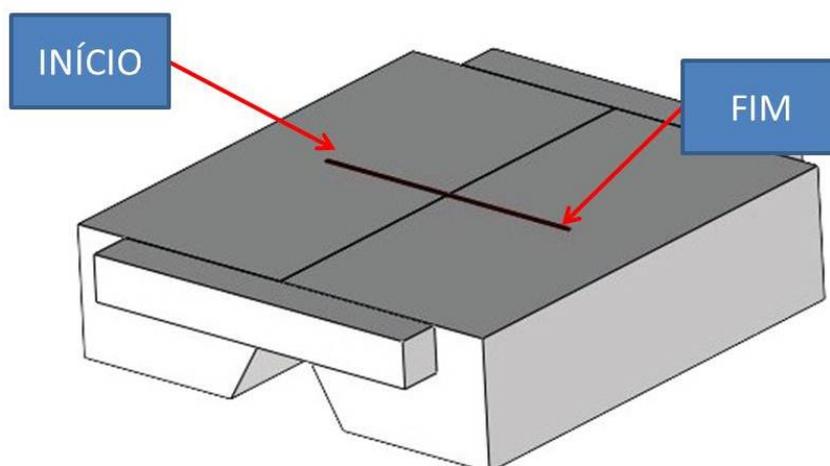


Figura 4.5 – Posicionamento do perfil de análise nos corpos de prova.

Após a execução da difratometria em sua última etapa, mediu-se empenamento entre as chapas das amostras. Para isso, fez-se uso de um equipamento de medição tridimensional da marca ZEISS, modelo Contura G2. E finalmente, cortaram-se as amostras a fim de verificar a geometria dos cordões em uma macrografia simples.

4.2. Modelo numérico

Paralelamente à execução da parte experimental, iniciou-se o modelamento da soldagem no software Abaqus™. O modelo adotado foi tridimensional, visto que a relação de largura por comprimento não permite a adoção de um modelo bidimensional. A geometria adotada no modelo é idêntica à soldada e medida. Os insertos foram tratados como parte do metal base. Observa-se que no modelo foram feitas partições a fim de aperfeiçoar a geração da malha e de reproduzir a geometria dos cordões reais. O perfil dos cordões foi avaliado a partir dos simples corte, lixamento e ataque de uma seção de um corpo de prova, conforme figura 4.6.

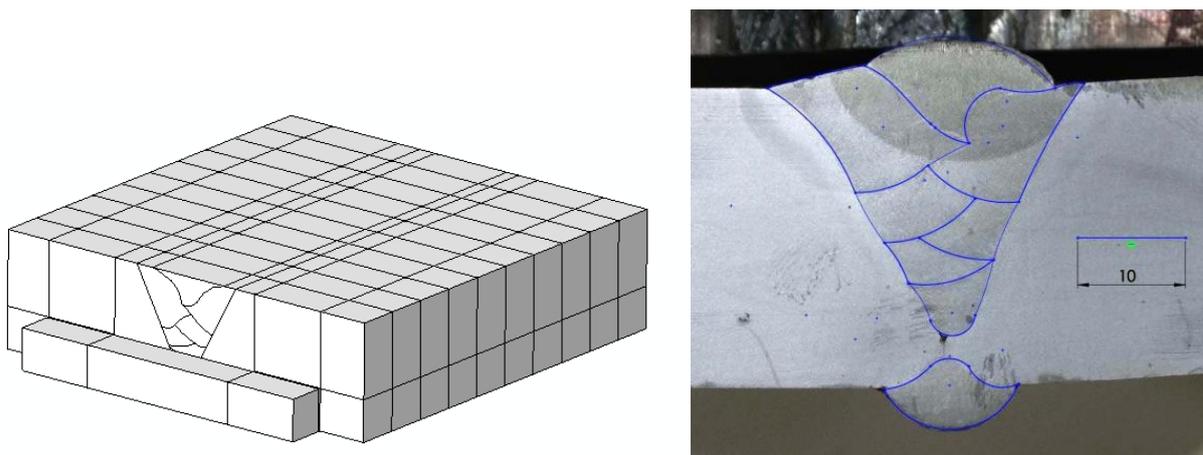


Figura 4.6 – Modelo do corpo de prova e geometria dos cordões, medida experimentalmente (unidades em mm)

Os dados de material foram importados da biblioteca do software Sysweld™, que possui uma base de dados do material-base de interesse. Considerou-se para o modelo, a curva do ensaio de tração completa, calores específico e latente de fusão, condutividade, densidade, coeficiente de dilatação térmica, temperaturas *solidus* e *liquidus*. Todos os dados foram avaliados considerando as suas variações em função da temperatura. Em função de se tratar de uma solda evenmatch utilizou-se as mesmas propriedades em todo o modelo.

A malha de elementos finitos gerada foi formada por 32574 elementos, conforme figura 4.7, apresentando refino localizado no cordão (tamanhos globais de elemento no valor de 1 e 3,5mm no cordão e na periferia, respectivamente). Usaram-se elementos dos tipos DC3D8, DC3D6 e DC3D4 (elementos para transferência de calor de 8, 6 e 4 nós); e dos tipos C3D8, C3D6 e C3D4 (elementos estruturais de 8, 6 e 4 nós).

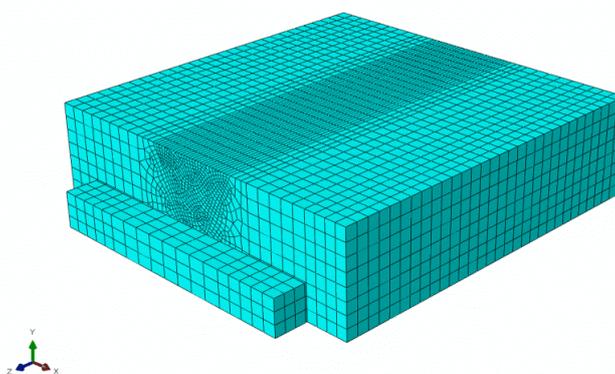


Figura 4.7 – Malha do modelo

O modelo se subdivide em dois: um de transferência de calor e outro estrutural, sendo o segundo diretamente dependente do primeiro. Em ambos discretiza-se os passes do cordão, e esses também são discretizados em incrementos longitudinais de massa, que são ativados ao longo do processamento, simulando a deposição. No modelo térmico, o aporte de energia corresponde à temperatura de fusão do material, além de ser efetuado em duas etapas, na primeira se aquece as superfícies de interface entre o incremento e a peça, posteriormente ativa-se a região na temperatura especificada, conforme figura 4.8. Caracteriza também o modelo a simulação de períodos de deposição idênticos aos nominais empregados nos experimentos, utilizando a mesma velocidade de soldagem empregada, e os intervalos para resfriamento de 100 e 1000 segundos entre os passes, nos quais o corpo é submetido a um coeficiente de convecção especificado. Os tempos de 100 segundos são decorridos entre os passes de enchimento e reforço, já os de 1000 segundos, seguidos de retorno da peça à temperatura ambiente, caracterizam os passes anteriores às análises no difratômetro.

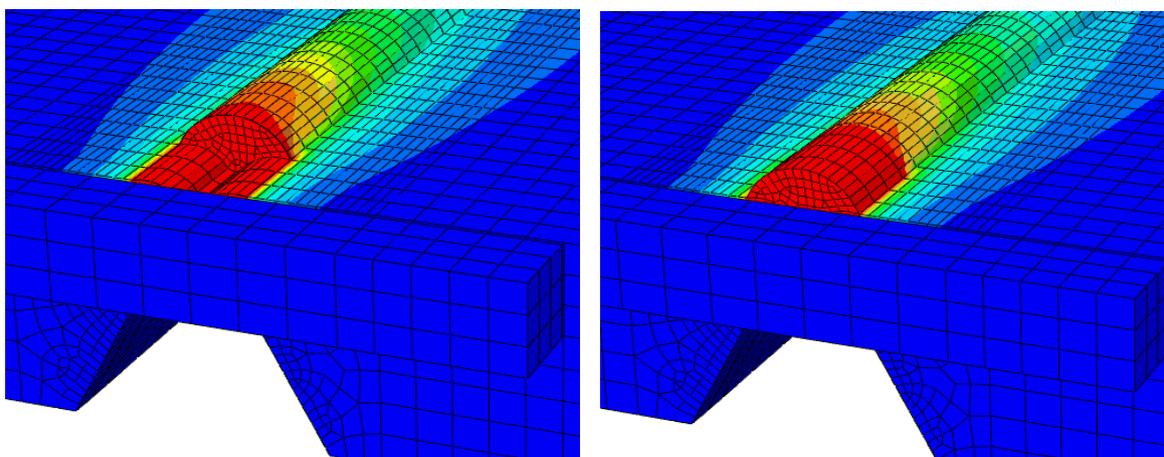


Figura 4.8 – Modelo de aporte térmico adotado (gradiente de cores em função da temperatura).

Concluído o processamento do modelo térmico processou-se o modelo estrutural, para o qual os gradientes de temperatura de cada região são considerados como entrada de dados, nos mesmos intervalos de tempo, permitindo que se calculem as deformações resultantes e por consequência as tensões residuais do processo. A fim de reduzir perturbações dinâmicas no modelo, atribui-se condições de contorno em quatro nós: um no vértice na superfície inferior do corpo de prova sofrendo engaste, e aos outros três vértices que compõem o plano são atribuídos conjuntos mola-amortecedor de baixíssimos coeficientes de rigidez e amortecimento nas três direções ortogonais.

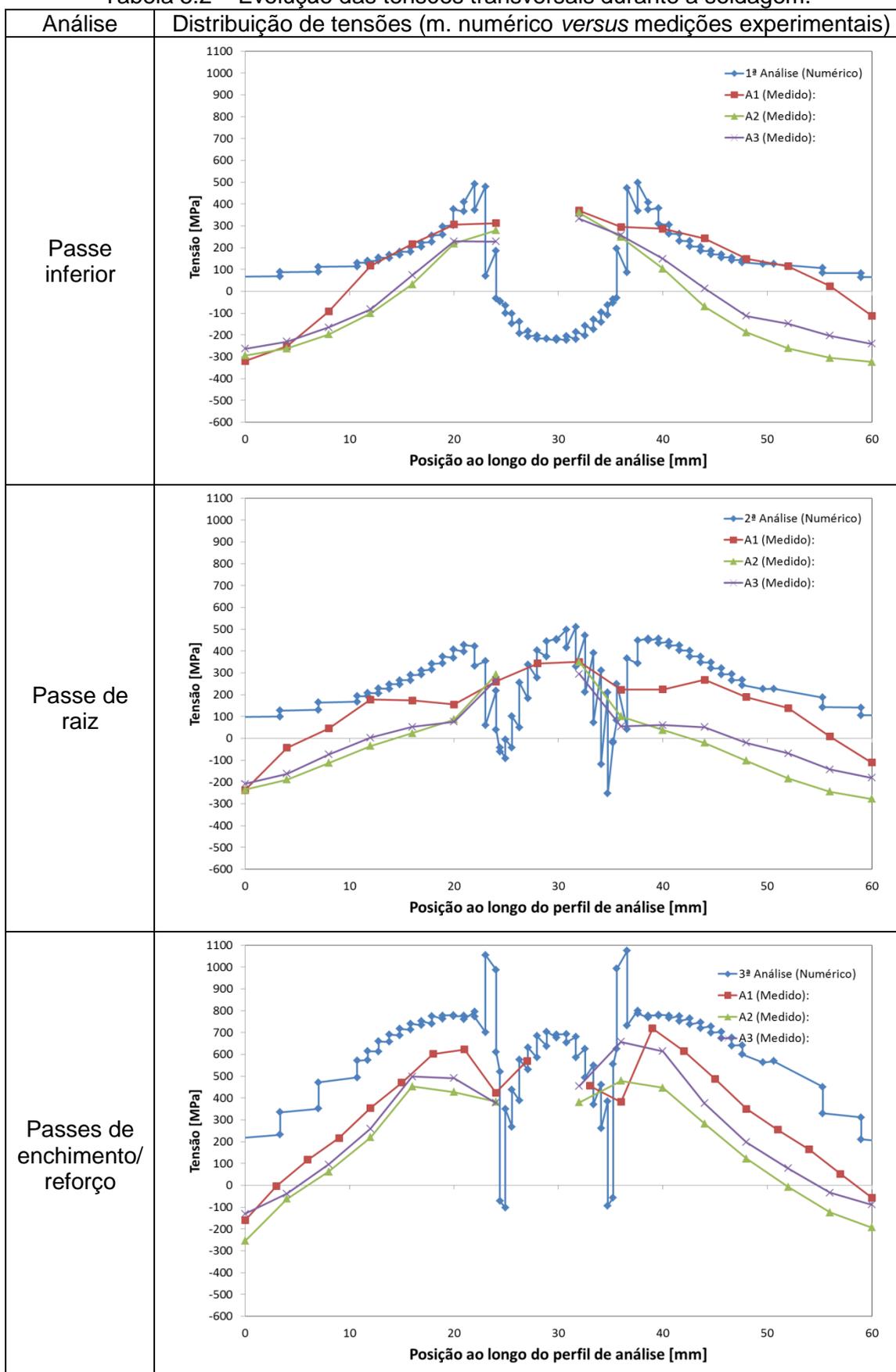
5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Os resultados obtidos nas simulações foram comparados com os dados correspondentes dos testes experimentais, conforme ilustrado nas tabelas 5.1 e 5.2, sabendo que o cordão posiciona-se de 24 a 34 mm aproximadamente na seção transversal em análise. Os corpos de prova foram identificados como A1, A2 e A3, respectivamente. As três análises se referem às três etapas de medição (pós-passes inferior, de raiz, e enchimento/reforço).

Tabela 5.1 – Evolução das tensões longitudinais durante a soldagem.

Análise	Distribuição de tensões (m. numérico versus medições experimentais)
<p>Passe inferior</p>	
<p>Passe de raiz</p>	
<p>Passes de enchimento/reforço</p>	

Tabela 5.2 – Evolução das tensões transversais durante a soldagem.



Pode-se notar que em todas as situações não houve dispersão muito grande nos valores das tensões longitudinais e transversais medidas nos três corpos de prova para uma mesma condição (após cada um dos passes em que as medições foram realizadas).

O comportamento das tensões medidas na direção longitudinal ao cordão está de acordo com a literatura existente sobre o assunto, caracterizando-se fundamentalmente por altas tensões de tração no centro do cordão de solda geradas pela contração do metal fundido e contração nas regiões adjacentes. Após o passe de raiz pode-se observar uma sutil redução nos valores das tensões medidas após o passe inferior. Na medição final observa-se um alívio ainda maior das tensões (principalmente redução da compressão residual em regiões mais afastadas do centro do cordão) por efeito de revenimento causado pelos sucessivos depósitos posteriores. Pode-se observar também que o modelo numérico consegue representar qualitativamente o efeito, entretanto as curvas apresentam-se deslocadas, podendo indicar a presença de tensões residuais pré-existentes nas chapas antes da soldagem. Tal suposição é reforçada pelo fato de que as curvas mostrando os resultados numéricos e experimental após os passes de enchimento encontram-se mais próximas na região central do cordão, após o alívio destas tensões residuais pelos sucessivos passes.

As tensões medidas na direção transversal ao cordão também se comportam de acordo com o esperado, tração mais elevada no centro dos cordões de solda. Neste caso o efeito da massa de metal depositado é preponderante em relação ao alívio produzido pelos sucessivos passes. Desta forma, a magnitude das tensões trativas tende a crescer com a quantidade de metal depositada. Isso pode ser confirmado pelos valores crescentes das máximas tensões de tração medidas em cada uma das etapas.

O único caso em que as simulações apresentam uma divergência significativa em relação aos testes experimentais correspondentes ocorre na figura XX, quando se avaliam as tensões decorrentes do passe de raiz. Neste caso específico, a análise numérica das tensões transversais produzidas após o primeiro cordão de solda apresenta uma tensão compressiva no centro do cordão. Tal comportamento contraria os perfis encontrados na literatura, como o proposto pela AWS, 2007 e por Masubuchi, 1980, e aquele descrito anteriormente e observado no primeiro gráfico da figura 5.2. Credita-se esse efeito à uma ineficiência por parte da malha, na qual os elementos do cordão de solda não conseguem se contrair de forma realística durante o resfriamento. Com o transcorrer da deposição a distribuição de tensões se modifica em função do empenamento gerado e do aquecimento produzido pelos passes posteriores, sobrepondo-se a distribuição compressiva na região de análise, conforme figura 5.3.

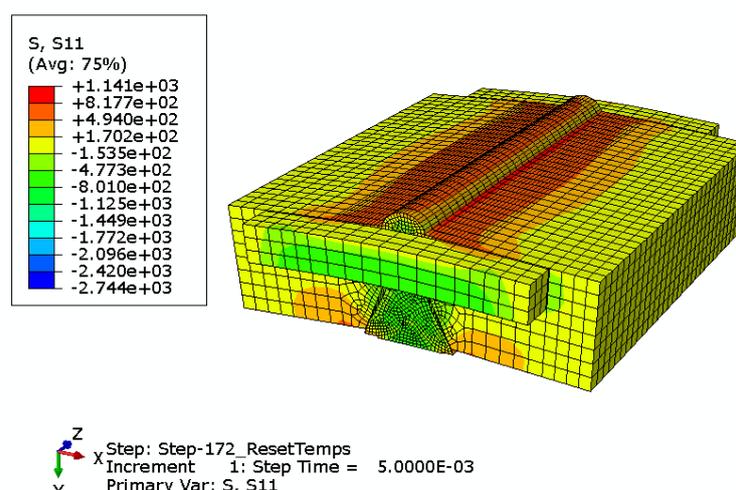


Figura 5.3 - Tensão transversal à linha de soldagem, avaliadas pelo modelo numérico (valores finais; unidade: Pascal; fator de escala: 1:1).

Duas possibilidades para solucionar essa divergência seriam o refino ainda maior da malha, o que refletiria em um tempo computacional inviável considerando a capacidade de

processamento disponível; ou de uma forma ainda mais complexa, a inserção de uma malha dinâmica, na qual os elementos se fragmentariam durante o processamento, tendo como sinal uma relação altura/largura pré-especificada, em função das deformações geradas. Colocam-se essas duas possibilidades como melhorias para trabalhos futuros.

Os valores de tensão medidos, assim como as incertezas de medição e os valores de FWHM estão no apêndice. Analisando os valores de FWHM, observa-se uma baixa credibilidade dos valores de tensão sobre o cordão de solda, creditadas à superfície irregular do cordão. Para melhor visualização dos dados esses pontos não estão plotados nos gráficos.

Num segundo momento avaliou-se o empenamento das chapas comparando o modelo numérico com o medido na medidora tridimensional, obtendo-se os valores apresentados na tabela 5.1. O desvio pode ser creditado às propriedades do material utilizadas e ao estado de tensões inicial não considerado.

Tabela 5.1 – Empenamento das chapas.

Amostra:	Empenamento [°]:
TCC-JJ-01	2.050
TCC-JJ-02	1.905
TCC-JJ-03	1.7
Média	1.885
Modelo	3.549

E como observado nas figuras 3.1 e 4.7, observa-se uma falta de fusão em todos os corpos de prova, provocada pela baixa energia de soldagem empregada no segundo passe (passe de raiz). A baixa energia de soldagem citada ocorreu em função da elevada velocidade de soldagem empregada, considerando que os parâmetros de corrente e tensão mantiveram-se basicamente os mesmos. Esta descontinuidade só foi descoberta na etapa final do trabalho quando os corpos de prova foram cortados para execução da metalografia. Na construção do modelo fora desconsiderado esse fato, por não representar efeito considerável aos perfis de tensão.

6. CONCLUSÕES / TRABALHOS FUTUROS

A partir do trabalho pode-se concluir que:

1. Conseguiu-se medir o estado de tensões na superfície inferior das chapas utilizando o método da difração por raios x, durante diferentes etapas do processo de soldagem, obtendo resultados coerentes com os disponíveis na literatura.
2. Ao longo dos passes houve alívio das tensões residuais na direção longitudinal ao cordão, em cada ponto medido, provocada pelo aquecimento causado pelos passes subsequentes. As tensões residuais tratativas medidas na direção transversal ao cordão de solda cresceram ao longo dos passes, com o aumento da massa de metal de solda depositado.
3. Tem-se uma convergência qualitativa comparando as tensões longitudinais à direção de soldagem do modelo numérico com o experimental. No entanto observa-se um desvio em termos quantitativos, podendo ser solucionado em um trabalho futuro com uma melhor análise quanto às propriedades do material e introdução do estado inicial de tensões nas chapas.
4. O modelo numérico proposto apresentou divergências, principalmente na região do metal de solda, em relação ao estado de tensões residuais medidas na direção transversal ao cordão de solda. As distorções angulares obtidas no modelo numérico ficaram acima dos valores medidos.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Araújo, D. B.; **“Estudos de distorções em soldagem com uso de técnicas numéricas e de otimização”**, tese de doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Brasil, 2012.

Armentani, E., Esposito, R., Sepe, R.; **“The influence of thermal properties and preheating on residual stresses in Welding”**. Computational Materials Science and Surface Engineering, 2007.

American Welding Society; **“Welding Handbook, Welding Science & Technology”**, AWS, 9th Edition, Volume 1, 2007.

Fitzpatrick, M. E.; Fry, A. T.; **“Determination of residual stress by x-ray diffraction”**, Measurement Good Practice Guide, nº 52, p.5, National Physical Laboratory, Reino Unido, 2005.

Hauk, V.; **“Structural and residual stress analysis by non-destructive methods”**, Elsevier Science, p.530, Oxford, 1997.

He, B. B.; **“Two-dimension x-ray diffraction”**, editora Willey, p.426, 2009.

Machado, I. G.; **“Soldagem & Técnicas Conexas – Processos”**, capítulo 08, 1996.

Masubuchi, K.; **“Analysis of Welded Structures”**, Pergamon Press, capítulo 3, 1980.

Mirim, D. C.; **“Investigação da tensão residual na soldagem laser entre o aço carbono AISI 1010 e o aço inoxidável AISI 304”**, São Paulo, 2011.

Nunes, R. M.; **“Estudo de distorção de barras cilíndricas de aço ABNT 1045 em uma rota de fabricação envolvendo trefilação combinada e têmpera por indução”**, p.44, 2012.

Okumura, T.; Taniguchi, C.; **“Engenharia de soldagem e aplicações”**, 1. Ed. Rio de Janeiro: Ed. LTC, 1982.

Oliveira, G. L. G.; Miranda, H. C.; Farias, J. P.; **“Avaliação das Tensões Residuais em Tubos de Pequeno Diâmetro Soldados pelo Processo TIG Orbital”**, Soldagem e Inspeção. São Paulo, Vol. 14, No. 2, p.114-121, Abr/Jun 2009

Prevý, Paul S.; **“X-ray Diffraction Residual Stress Techniques”**, Metals Handbook. 10. Metals Park: American Society for Metals, p.380-392, 1986.

Silva, M. C.; **“Determinação experimental da tenacidade à fratura da zona termicamente afetada de junta soldada de aço API 5L X80”**, 2009.

Soares, M. C. B. V.; **“Influência das tensões residuais no comportamento em fadiga e fratura de ligas metálicas”**, Tese de doutorado, Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, Autarquia Associada à Universidade de São Paulo, São Paulo, 1998.

Stefen, S. F. et al.; **“Efeito de redistribuição das tensões residuais de soldagem”**, São Paulo, 2011.

Zhu, X. K., Chao, Y. J.; **“Effects of temperature-dependent material properties on welding simulation”**, Computers & Structures, 2002

Tabela 7.1 – Valores medidos (primeira análise).

		Medição posterior ao passe inferior							
		Longitudinal				Transversal			
Amostra:	Posição [mm]:	Tensão [Mpa]:	Incerteza [Mpa]:	FWHM [°]:	Posição [mm]:	Tensão [Mpa]:	Incerteza [Mpa]:	FWHM [°]:	
TCC -JJ - 01	0	-525,5	4,6	2,5766	0	-320,1	12,2	2,4851	
	4	-490,4	4,7	2,5255	4	-251,7	7	2,425	
	8	-441,9	4,7	2,4913	8	-93,2	6,9	2,3989	
	12	-293,7	4,5	2,5184	12	116,5	9,1	2,4295	
	16	-184,4	4,7	2,4368	16	216,9	6,5	2,3524	
	20	252	5	2,4455	20	306,1	5	2,2124	
	24	-204,4	10,3	2,2557	24	312,4	7,7	2,234	
	28	203,3	13,5	2,031	28	658,4	16,4	2,4207	
	32	257,3	9,6	2,2899	32	369,5	7,7	2,2545	
	36	459,5	7,9	2,3876	36	294,7	10,2	2,1576	
	40	122	4,2	2,2544	40	286,5	8,4	2,2776	
	44	-201,9	7,2	2,4473	44	242,1	5,4	2,3622	
	48	-350,6	4,4	2,5327	48	148,8	5,6	2,4316	
	52	-349,8	4,7	2,5706	52	114,8	7,6	2,4598	
56	-359	6,2	2,5686	56	23	6,5	2,4479		
60	-440,5	4,7	2,4927	60	-112,7	6	2,3816		
TCC -JJ - 02	0	-476,4	5,1	2,5431	0	-294,3	6,5	2,4542	
	4	-506	5	2,5715	4	-262	8,2	2,4858	
	8	-489,1	5,6	2,5894	8	-197,8	8,2	2,467	
	12	-438,4	5	2,4871	12	-101,1	11,2	2,3619	
	16	-261,9	4,4	2,3897	16	31,8	5,6	2,27	
	20	272,1	5,4	2,3647	20	218,9	4,9	2,1554	
	24	-848,3	12,4	2,2735	24	278,6	9,4	2,2077	
	28	-242,7	19,2	2,1457	28	536,4	16	2,5953	
	32	253,3	6,8	2,2294	32	359,1	8,6	2,2741	
	36	437,3	6,6	2,292	36	248,5	8,8	2,2738	
	40	-50,1	4,4	2,2529	40	103,3	4,7	2,249	
	44	-424,4	4	2,3808	44	-70,7	5,8	2,2911	
	48	-508,4	6,2	2,4514	48	-188,3	5,1	2,328	
	52	-519,6	4,4	2,4775	52	-260,8	7,9	2,3744	
56	-526,7	4,3	2,4662	56	-305,8	5,4	2,3643		
60	-508,4	5	2,4988	60	-324,2	5,3	2,4137		
TCC -JJ - 03	0	-517,1	5,2	2,5863	0	-263,1	6,4	2,495	
	4	-527,9	5,7	2,6705	4	-230,3	7,6	2,5433	
	8	-484,7	7,7	2,6364	8	-166,1	8,1	2,545	
	12	-414,4	5,6	2,5689	12	-82,1	7,1	2,4657	
	16	-151,7	6,3	2,4769	16	73,5	8	2,3351	
	20	387,8	4,5	2,2443	20	228,8	6,5	2,1714	
	24	-1314,3	16,7	2,2291	24	227,6	9	2,1316	
	28	261,2	15,3	2,0189	28	777,1	10,3	2,3277	
	32	557,2	13,3	2,6421	32	332,1	9	2,2027	
	36	414,6	4,6	2,1792	36	256,8	7,1	2,1453	
	40	-63,5	4,2	2,2808	40	148,2	6,9	2,26	
	44	-379,7	5	2,4452	44	13	5,8	2,344	
	48	-476,1	5,3	2,4829	48	-113,5	5,4	2,3519	
	52	-470,6	4,3	2,5162	52	-148	7,3	2,3916	
56	-510	4,5	2,5362	56	-203,8	8,5	2,4293		
60	-534,5	4,5	2,6738	60	-240,6	5,9	2,5634		

Tabela 7.2 – Valores medidos (segunda análise).

Amostra:	Medição posterior ao passe de raiz							
	Longitudinal				Transversal			
	Posição [mm]:	Tensão [Mpa]:	Incerteza [Mpa]:	FWHM [°]:	Posição [mm]:	Tensão [Mpa]:	Incerteza [Mpa]:	FWHM [°]:
TCC -JJ - 01	0	-538,8	5,2	2,5461	0	-238,1	7,4	2,4521
	4	-355,8	5	2,6357	4	-43,9	8,3	2,5631
	8	-393,7	4,5	2,467	8	45	6,3	2,4009
	12	-301,8	6,1	2,4612	12	177,7	8,4	2,365
	16	-213,8	4,4	2,3975	16	173,6	6,9	2,2603
	20	92,4	4,7	2,2566	20	154,6	6,8	2,1368
	24	-193	8	1,9564	24	259,1	12,9	1,885
	28	142,8	9,4	1,7938	28	342,3	19,1	1,7954
	32	159	9,7	1,772	32	349,8	13,3	1,8884
	36	301,5	9,8	1,8625	36	222,2	13	2,0883
	40	-100,7	9,6	2,1725	40	224	8,2	2,2065
	44	-248,7	4,5	2,4194	44	267,8	5,3	2,3189
	48	-374,1	5,2	2,514	48	189	5,4	2,3943
	52	-367,3	5,1	2,5538	52	138,4	6,6	2,4204
56	-410,2	4,8	2,5555	56	7,8	6,4	2,4268	
60	-481,1	4,2	2,4806	60	-111,4	5,3	2,341	
TCC -JJ - 02	0	-506,5	4,7	2,524	0	-235,3	6,7	2,4158
	4	-523,4	4,7	2,5356	4	-189,6	7,1	2,4377
	8	-494,5	4,3	2,548	8	-113,8	10,8	2,4217
	12	-434,6	3,9	2,4415	12	-35	6,5	2,3066
	16	-282	3,8	2,3556	16	22,9	5,5	2,215
	20	98,9	6,8	2,1901	20	86,1	5	2,0908
	24	-260,7	6,5	1,8405	24	291,9	5,6	1,9824
	28	157,5	13	1,831	28	575,4	13,5	2,3455
	32	373,3	5	1,8741	32	350,1	9,3	2,0155
	36	229,5	4,6	2,0906	36	100,6	6,5	2,2296
	40	-154,1	5,1	2,1689	40	37,5	7,8	2,1862
	44	-427,8	3,7	2,347	44	-20,6	5,8	2,2553
	48	-515,1	4,3	2,4233	48	-103,5	6,1	2,2939
	52	-537,5	4,3	2,4578	52	-184,7	5,1	2,3375
56	-553,1	4,2	2,454	56	-244,5	5,6	2,3342	
60	-544	4,2	2,4953	60	-277,6	5,7	2,375	
TCC -JJ - 03	0	-556,4	6	2,5883	0	-208,8	7,9	2,4569
	4	-550,6	6,7	2,649	4	-162,3	6,5	2,52
	8	-491,8	7,6	2,5999	8	-74,7	7	2,4773
	12	-405,65	5,7	2,5207	12	2,8	8,5	2,3913
	16	-213,9	5,1	2,4332	16	51,8	6,4	2,2782
	20	147,7	5,7	2,1299	20	75,9	6	2,1077
	24	-1219,3	26,7	1,9442	24	266,6	7	1,996
	28	232,2	17,6	1,8235	28	646,1	11,7	2,2968
	32	606,8	10,4	2,3322	32	294,1	11,4	1,9878
	36	232,2	7,2	2,0555	36	53,8	8,5	2,0793
	40	-111	5,5	2,1585	40	60,3	5,3	2,1902
	44	-362,1	4,2	2,3611	44	51	5,8	2,2746
	48	-475	6	2,44	48	-21	4,6	2,2956
	52	-491,4	4,6	2,4897	52	-69,3	9,9	2,3397
56	-537,4	5	2,5164	56	-143,1	5,9	2,3737	
60	-553,6	5,8	2,6329	60	-181,3	7	2,4142	

Tabela 7.3 – Valores medidos (terceira análise).

Amostra:	Medição posterior aos passes de enchimento e reforço.							
	Longitudinal				Transversal			
	Posição [mm]:	Tensão [Mpa]:	Incerteza [Mpa]:	FWHM [°]:	Posição [mm]:	Tensão [Mpa]:	Incerteza [Mpa]:	FWHM [°]:
TCC -JJ - 01	0	-363,7	5,5	2,2898	0	-160,7	5,8	2,2452
	3	-224	9,7	2,33	3	-3	9,1	2,2936
	6	-219,3	6,9	2,3529	6	116,7	56	2,319
	9	-246	8,1	2,3265	9	216,2	7,4	2,2973
	12	-163,2	9,5	2,3264	12	354,2	6,3	2,2894
	15	-106,4	5,9	2,3206	15	470,2	5,5	2,3095
	18	57,3	5,5	2,3175	18	602	6,6	2,2864
	21	264,4	10,6	2,3686	21	622,2	7,1	2,2528
	24	418,9	14,3	2,1443	24	423,6	11,3	2,2311
	27	289,1	18,6	1,786	27	570,2	8	2,0597
	30	51,7	7,6	1,7334	30	780,6	7,1	2,1137
	33	17,1	8,7	2,125	33	455,7	4,3	2,0437
	36	252,9	6,2	2,1515	36	382,2	7,6	2,0304
	39	177,8	6,8	2,0702	39	719	5,7	2,1627
	42	-25,2	7,2	2,2236	42	615,2	6,5	2,2557
	45	-115,9	7,8	2,3354	45	486,4	5,5	2,314
48	-201,4	6,6	2,3845	48	349,7	7,9	2,3236	
51	-218,4	6	2,3781	51	254,9	6,8	2,3015	
54	-220,5	7,1	2,4795	54	164,1	6,1	2,3886	
57	-276,8	5,6	2,5365	57	52,2	7,5	2,4333	
60	-326,6	7	2,4076	60	-56,5	5,4	2,309	
TCC -JJ - 02	0	-344,7	7,2	2,3497	0	-254,7	5,6	2,3032
	4	-331,4	8,8	2,3802	4	-62	6,8	2,315
	8	-303,7	6,3	2,3727	8	62,7	7,1	2,3109
	12	-257,3	6,6	2,3348	12	219,7	7,5	2,2634
	16	-86,6	5,7	2,2811	16	453,2	5,7	2,2316
	20	267,7	6,9	2,1846	20	427,4	7,9	2,1405
	24	-350,5	11,6	1,7905	24	382,8	6,5	1,9959
	28	130,9	22,7	1,858	28	878,5	9,2	2,2955
	32	237,9	7,5	2,1764	32	379,3	8,1	2,0264
	36	256,1	6,2	2,1032	36	478,6	7,2	2,172
	40	-23,9	5,7	2,2	40	446,4	5,8	2,221
	44	-210,2	5,1	2,3029	44	282,5	4,6	2,243
	48	-273	5,4	2,327	48	121,7	5,4	2,2425
52	-297,1	5,5	2,3495	52	-7,8	5,6	2,2556	
56	-345,3	5,6	2,3125	56	-124,3	4,8	2,2355	
60	-348,4	8,9	2,2461	60	-193,7	4,8	2,2567	
TCC -JJ - 03	0	-358,5	7,8	2,411	0	-131,2	8,3	2,3374
	4	-330,2	8,7	2,402	4	-37,9	9,3	2,3469
	8	-280,1	7,7	2,4	8	95,5	7,5	2,3364
	12	-212,7	7,7	2,3701	12	259,8	7,6	2,3269
	16	-18,7	6,5	2,3452	16	498,4	6,3	2,2901
	20	323,3	5,8	2,1931	20	490,7	7	2,1557
	24	-1002,1	12,6	1,8915	24	378	7,8	2,0137
	28	122,4	14,3	1,8092	28	942,1	16,3	2,1135
	32	321,2	20,3	2,3057	32	454,5	6,7	2,0308
	36	304	6,3	2,1191	36	657,1	7,3	2,247
	40	56,4	5,7	2,2589	40	614,1	5,1	2,2864
	44	-166,8	6,1	2,3316	44	376,1	5,6	2,3002
	48	-259	5,3	2,3493	48	197,3	5,6	2,251
	52	-284,5	6,5	2,3669	52	78	6,8	2,2684
56	-331,5	6,5	2,3719	56	-34,4	4,8	2,2817	
60	-316,7	6,4	2,392	60	-88,7	5,3	2,358	