

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

**DESENVOLVIMENTO DE UM DISPOSITIVO PARA AVALIAÇÃO
DE GERAÇÃO DE TENSÕES EM SOLDAGEM**

4011
621.791
A447d
TES/ MEM

Dissertação apresentada à
Universidade Federal de Uberlândia por:

DANIEL DE ALMEIDA

como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Eng. Mecânica

Aprovada por:

Prof. Américo Scotti, PhD – (UFU) – Orientador
Prof. Augusto José de Almeida Buschinelli, Dr. Eng. (UFSC)
Prof. Valtair Antônio Ferraresi, Dr. Eng. (UFU)

SISBI/UFU



1000198600



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COORDENAÇÃO DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO
EM ENGENHARIA MECÂNICA

Av. João Naves de Ávila, 2160 - Campus Santa Mônica - Uberlândia - MG - 38400-902
Fone: 0XX342394149- FAX: 0XX342394282

ALUNO: Daniel de Almeida

NÚMERO DE MATRÍCULA: 5001614-5

ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: Materiais e Processos de Fabricação

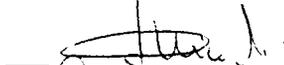
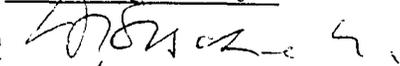
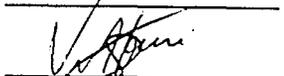
PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA: NÍVEL MESTRADO

TÍTULO DA DISSERTAÇÃO:

“Desenvolvimento de um Dispositivo para Avaliação de Geração de Tensões em Soldagem”

ORIENTADOR: Prof. Dr. Américo Scotti

A Dissertação foi APROVADA em reunião pública, realizada no Anfiteatro do Bloco 1E do Campus Santa Mônica, em 25 de agosto de 2000, às 14:00 horas, com a seguinte Banca Examinadora:

| NOME | ASSINATURA |
|------------------------------------------------|-------------------------------------------------------------------------------------------|
| Américo Scotti, Prof. Dr. | UFU  |
| Augusto José de Almeida Buschinelli, Prof. Dr. | UFSC  |
| Valtair Antonio Ferraresi, Prof. Dr. | UFU  |

Uberlândia, 25 de agosto de 2000.

Aos meus pais, Antônio e Laureci
Aos meus filhos, Maikell, Adrielly e Lane
À minha esposa Maria Aparecida

MEUS AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Américo Scotti, pela orientação, apoio e incentivo durante todo o trabalho;

A todos os funcionários e professores do antigo DEEME (hoje FEMEC) que contribuíram para a realização do trabalho, em especial aos técnicos da Oficina Mecânica;

A todos os colegas do Laboratório LAPROSOLDA, pela amizade, respeito dedicados durante todo o trabalho. Em especial aos colegas Warley, Admilson e André pela amizade e apoio na longa jornada;

À CAPES – Fundação Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior pelo apoio Financeiro (bolsa);

A Deus seja dada a Honra e a Glória por este trabalho.

SUMÁRIO

| | |
|----------------------------------------------------------------------------------------------------------|------|
| Lista de Símbolos | vi |
| Resumo | viii |
| Abstract | ix |
| 1 – Introdução | 1 |
| 2 – Revisão Bibliográfica | 3 |
| 2.1 – Introdução | 3 |
| 2.2 – Tensões Térmicas em Soldagem | 3 |
| 2.2.1 – Mecanismo Básico | 5 |
| 2.2.2 – Tensões Residuais em Soldagem | 11 |
| 2.3 – Métodos para Avaliar Tensões Residuais | 15 |
| 2.3.1 – Método do Furo cego | 19 |
| 2.3.2 – Técnicas de Revestimento Fotoelástico | 20 |
| 2.3.3 – Técnicas Difração de Raio-X | 22 |
| 2.3.4 – Técnicas do Método Numérico | 24 |
| 2.4 – Aparelhos que Avaliam Tensões Residuais | 25 |
| 2.5 – Métodos de Controle e Redução de Tensões Residuais e/ou Deformações | 28 |
| 2.5.1 – Tratamento Térmico de Alívio de Tensão | 28 |
| 2.5.2 – Tratamento de Alívio de Tensões por Vibração | 28 |
| 2.5.3 – Tratamento de Alívio de Tensão por Martelamento | 29 |
| 2.5.4 – Utilização Correta de Procedimentos de Montagens para Evitar Deformações | 30 |
| 2.5.5 – Outros Métodos para Redução da Geração de Tensão | 31 |
| 3 – Procedimento Experimental I - Avaliação do Equipamento Original para Avaliação de Geração de Tensões | 35 |
| 3.1 – Descrição do Sensor de Tensão | 35 |
| 3.2 – Princípio de Funcionamento da Haste Sensora | 35 |
| 3.2.1 – Extensometria | 37 |
| 3.2.2 – Ligações dos Extensômetros na Haste Sensora | 39 |
| 3.3 – Descrição dos Corpos de Prova | 42 |
| 3.4 – Descrição da Bancada de Teste | 42 |
| 3.5 – Descrição do Sistema de Monitoramento | 43 |

| | |
|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| 3.6 – Calibração do Sensor de Tensão | 45 |
| 3.7 – Avaliação da Sensibilidade | 46 |
| 3.8 – Aquecimento da Haste Sensora | 50 |
| 3.9 – Aplicação do Equipamento | 51 |
| 3.9.1 – Resultados da 1ª Série (Efeito de Diferente Número de Passes) | 52 |
| 3.9.2 – Resultados da 2ª Série (Repetibilidade) | 54 |
| 3.9.3 – Resultados da 3ª Série (Efeito do Pré-Aquecimento) | 55 |
| 3.9.4 – Discussão dos Resultados | 56 |
| 3.10 – Avaliação da Estabilidade do Sensor de Tensões | 56 |
| 3.10.1 – Discussão dos Resultados dos Ensaios Para Verificar a Estabilidade do Sensor de Tensões | 63 |
| 4 - Procedimento Experimental II – Desenvolvimento e Avaliação do Equipamento Modificado para Avaliação de Geração de Tensões | 65 |
| 4.1 – Projeto de Construção de uma nova Haste Sensora | 65 |
| 4.1.1 – Dimensionamento da Haste Sensora | 65 |
| 4.1.2 – Cálculo da Espessura “e” | 67 |
| 4.1.3 – Colagem dos Extensômetros | 67 |
| 4.1.4 – Calibração da nova Haste Sensora | 68 |
| 4.1.5 – Avaliação da Histerese para a Flexão da nova Haste Sensora | 69 |
| 4.1.6 – Calibração dos esforços de Tração/Compressão | 69 |
| 4.1.7 – Verificação da Estabilidade da Nova Haste Sensora de Tensões | 70 |
| 4.1.8 – Discussão | 71 |
| 4.2 – Aplicação do Equipamento com a Nova Haste Sensora | 71 |
| 4.2.1 – Resultados | 73 |
| 4.2.2 – Discussão | 77 |
| 4.3 – Simulação dos Esforços de Distorção Angular | 78 |
| 4.4 – Simulação Numérica do Corpo de Prova Quanto à Distorção Angular | 80 |
| 4.4.1 – Metodologia | 80 |
| 4.4.2 – Resultados e Discussões | 82 |
| 4.4.3 – Considerações Finais | 85 |
| 5 – Conclusões | 86 |
| 6 – Propostas para Trabalhos Futuros | 87 |
| 7 – Referências Bibliográficas | 88 |

Lista de Símbolos

| | |
|-----------------|-----------------------------------------------------------------------|
| A | - Área total da seção quadrática |
| A1 | - Área do retângulo 1 |
| A2 | - Área do retângulo 2 |
| b | - Lado da seção quadrática |
| C | - Constante fotoelástica |
| c | - Ponto crítico de solitação |
| Do | - Distância entre planos de átomos |
| d1 | - Distância entre a linha neutra e o centro geométrico do retângulo 1 |
| dD | - Variação dos planos cristalográficos |
| E | - Módulo de elasticidade |
| E ^m | - Módulo de elasticidade do material |
| E ⁿ | - Módulo de elasticidade do revestimento |
| e | - Espessura |
| F1 | - Força máxima devido ao esforço de tração |
| F2 | - Força máxima devido ao esforço de momento de fletor |
| HI | - Energia de soldagem |
| I | - Corrente |
| I _a | - Momento de inércia da seção A |
| I _x | - Momento de inércia do retângulo |
| K _t | - Fator de sensibilidade transversal |
| L _n | - Linha neutra |
| N | - Ordem da franja no ponto |
| n | - Coeficiente de segurança |
| n1 | - Números inteiros |
| R | - Resistência |
| S _a | - Sensibilidade à deformação axial |
| S _{eq} | - Tensão equivalente da teoria de Von Mises |
| S _g | - Gage factor |
| S _{mf} | - Tensão normal devido ao momento fletor |
| S _r | - Tensão normal resultante |
| S _s | - Sensibilidade à deformação por cisalhamento |
| S _t | - Sensibilidade transversal |
| S _{t1} | - Tensão normal devido a tração |
| S _{yt} | - Tensão de escoamento do material |
| t | - Espessura do revestimento |
| V | - Tensão |
| V _{tc} | - Queda de tensão proporcional às deformações |
| y | - Distância da linha neutra ao ponto crítico |
| v | - Coeficiente de Poisson |
| γ _{at} | - Deformação de cisalhamento |
| γ ^m | - Coeficiente de Poisson do material |
| γ ^r | - Coeficiente de Poisson do revestimento |
| ΔE | - Variação de tensão |
| ΔR | - Variação da resistência |
| Δθ | - Variação do ângulo de difração |
| ε | - Deformação |
| ε _a | - Deformação normal ao longo do eixo axial |

| | |
|--------------------|--------------------------------------------------|
| ϵ_f | - Deformação devido aos esforços de flexão |
| ϵ_n | - Deformação devido aos esforços normais |
| ϵ_t | - Deformação normal ao longo do eixo transversal |
| $\epsilon\Delta t$ | - Deformação devido à variação de temperatura |
| θ | - Ângulo de difração |
| λ | - Comprimento de onda da irradiação |
| $\varphi; \psi$ | - Direções de movimento de rotação |
| τ | - Tensão residual |
| τ_x | - Tensão residual longitudinal |
| τ_y | - Tensão residual transversal |
| μd | - Microdeformação |

Almeida, D, 2000, "Desenvolvimento de um Dispositivo para Avaliação de Geração de Tensões em Soldagem", Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia–MG

Resumo

Um dos maiores problemas em operação de soldagem é a geração de tensões térmicas que podem se manifestar na forma de tensões internas, na forma de empenamento ou mesmo ruptura da junta. Este fato deve-se à utilização de uma fonte de calor para fundir ou coalescer os metais, o que implica numa difusão de calor por todas as direções. Deste modo, durante a soldagem ocorrem expansões e contrações térmicas nas regiões aquecidas, sendo parte delas restringidas pelas partes frias, gerando campo de tensões complexos. Estas tensões, denominadas de tensões residuais, permanecem após se completar a soldagem, podendo-se manifestar como redução das propriedades mecânicas.

Desta forma, é necessário utilizar procedimentos (técnicas e parâmetros) adequados para obter soldagem com o nível de tensões o menor possível. A avaliação de tensões residuais em juntas soldadas é normalmente um processo complexo e de alto custo, por envolver pessoal especializado e equipamentos específicos. Uma solução viável, no entanto, poderia ser a simulação das tensões geradas em corpos de prova.

Para tentar superar o problema de avaliação do nível de tensões ocorridos em juntas soldadas, a proposta deste trabalho foi desenvolver um dispositivo para medir os níveis de tensões geradas em juntas soldadas, a partir de corpo de prova de pequenas dimensões. Tal dispositivo visa avaliar a eficiência de várias técnicas aplicadas na prática para redução de tensões, técnicas essas aplicadas principalmente em soldagem de manutenção.

O dispositivo trata-se de uma "haste sensora" de esforços de tração/compreensão e flexão que permite determinar as resultantes de tensões geradas em um corpo de prova soldado, colocado sob restrição de movimento. O dispositivo foi inicialmente calibrado através de carregamento estático colocando-se uma célula de carga no lugar do corpo de prova, comparando-se as leituras da haste sensora com as da célula. Durante esta fase houve a necessidade de se reprojeter geometricamente a haste para evitar instabilidade de leitura. Após calibrado, o mesmo foi avaliado através de dois procedimentos de soldagem aplicados em corpos de prova. O primeiro com a variação da temperatura de pré-aquecimento na soldagem de passes de raiz e o segundo com a variação do número de passes para preencher o mesmo volume de solda. Os resultados obtidos demonstram que o dispositivo tem sensibilidade suficiente para diferenciar níveis de tensões geradas em cada caso.

Palavras Chave: Soldagem, tensões residuais, deformações, análise de tensões

kAlmeida, D, 2000, "Development of one Equipment for Evaluation of Induced Stress by Welding Thesis", M. Sc. Dissertation, Federal University of Uberlandia, MG, Brazil

Abstract

One of the largest problems in welding operations is the generation of thermal stress that appears in the form of residual stress, deformation or even joint collapse. This fact is due to the source of heat used to melt or to coalesce the metals, what implicates in a thermal diffusion for all directions. Consequently, during the welding, thermal expansions and contractions happen in the heated areas, and part of them is restrained by the cold parts, generating in a complex stress field during cooling.

To minimize the generation of stress, the use of appropriate procedures (techniques and parameters) is demanded. The evaluation of the induced stress in welded joints is usually a complex process and highly cost, for involving specialized personnel and specific equipment. A viable solution, however, could be the simulation of the induced stress in proof specimens.

To try overcoming the problem of stress evaluation in welded joints, in this work was proposed to develop a simple and economical device to measure the levels of stress induced in welded joints, working with proof specimens of small dimensions. Such a device seeks to evaluate the efficiency of several techniques applied in practice for reduction of thermal stress, techniques that are usually applied in maintenance welding.

The developed device is a "sensor bar" for both tension/compression and bending efforts, in which is possible to determine the resultant induced stress in a real welded specimens placed under movement restriction. The device was initially calibrated through static loading by placing a load-cell in the place of the specimens and by comparing the reading of the sensor with the ones from the cell. During this phase and in preliminary tests there was the need of redesigning geometrically the bar to avoid reading instability. After re-calibration, the sensor was evaluated through two welding procedures. The first one used variation of the pre-heating temperature in the welding of root passes and the second one employed variation of the number of passes to fill out the same volume of welds. A misbehavior of the bending stress in relation to the expected values was verified and, through Finite Element Analysis, the results were justified. The obtained results demonstrate that the device has enough sensibility to differentiate levels of generated tensions in each case.

Keywords: Welding, residual stress, deformation, stress analysis

Capítulo I

Introdução

Durante as soldagens, expansões térmicas ocorrem nas regiões aquecidas e parte delas são restringidas pelas regiões frias. Durante o resfriamento, a restrição para a contração torna-se ainda maior e as tensões não aliviadas naturalmente (deformação ou ruptura) geram campos de tensões bastante complexos. Estas tensões, conhecidas como tensões residuais, permanecem após se completar a soldagem. No caso particular da soldagem de manutenção, os problemas se agravam, tanto pelo grau de restrição e pela menor tolerância para empenamentos, quanto pela maior dificuldade em se usar tratamentos de alívio de tensões em componentes já prontos. Além disto, os métodos térmicos de alívio de tensões são evitados sempre que possível, devido ao custo, complexidade de equipamento e tempo despendido, além de poderem provocar alterações metalúrgicas indesejáveis em alguns tipos de aço.

As tensões residuais surgem da ação de várias fontes, como fundição, usinagem, tratamento térmico e principalmente pela ação da soldagem. As tensões residuais podem atingir níveis tão altos a ponto de provocar diversos tipos de alterações, sejam elas contrações transversais, longitudinais e distorção angular, ou mesmo influenciar no comportamento mecânico, como limite de fadiga do material. Podem também manifestar-se numa intensidade tal a romper a junta soldada.

Existem vários métodos para tentar controlar as tensões residuais ou minimizar os seus efeitos, desde um bom projeto para minimizar a quantidade de material depositado até uma simples pré-inclinação de partes da junta, passando por técnicas tais como seqüência e números de passes, amantigamento, pré-aquecimento, entre outros que têm sido sugeridos na literatura especializada.

Desta forma, o controle do nível de tensão gerado numa soldagem torna-se um desafio tecnológico. Este desafio tem sido superado através de seleção correta de procedimentos de soldagem, incluindo os processos (alta concentração de energia), parâmetros (baixa energia) e técnicas operacionais (seqüência e ordem de passes, etc.).

A soldagem encontra na manutenção mecânica uma das suas mais importantes aplicações. Entretanto, também apresenta problemas críticos devido a geração de tensão. Estes problemas ocorrem porque na maioria das vezes as peças estão fixas a outros componentes, o que aumenta em muito o seu grau de restrição, além do que, materiais como

ferro fundido ou aços de alta resistência tornam o problema (geração de tensões) maior, por possuírem um alto limite de escoamento.

O ferro fundido por exemplo, apesar de grande aplicação em vários tipos de peças e componentes de máquinas são altamente susceptíveis à problemas relacionados com geração de tensão: como o ferro fundido tem baixa ductilidade, tensões residuais concentram-se na região soldada ao invés de serem distribuídas e/ou absorvidas plasticamente pelo material. Estas tensões, aliadas também à alta fragilidade do ferro fundido, podem levar componentes soldados ao colapso.

Torna-se necessário, então, utilizar procedimentos (técnicas e parâmetros) adequados para obter soldagem com nível de tensão o mais baixo possível. Entretanto, a seleção otimizada destes procedimentos é difícil, pois pouca literatura técnica específica é encontrada e, quando isto acontece, o que se verifica são inúmeras recomendações genéricas ou muito específicas, quando não são antagônicas. Outra razão que dificulta a seleção otimizada de parâmetros é a dificuldade no desenvolvimento de técnicas viáveis, que possibilitem a medição das tensões ocorridas em soldagem.

O objetivo deste trabalho foi, portanto, projetar e construir um dispositivo simples e econômico para medir tensões residuais de soldagem, possibilitando avaliar a influência de várias técnicas aplicadas na soldagem de manutenção na redução de tensões.

Capítulo II

Revisão Bibliográfica

2.1 - Introdução

Qualquer que seja o processo de soldagem, no qual o calor é fator intrínseco para a união, tensões térmicas surgirão como consequência. Estas tensões podem provocar falhas, deformações ou mesmo ficarem armazenadas no material, dependendo da intensidade, localização e direção das tensões e das propriedades e formas dos materiais.

A ciência da "Mecânica da Fratura" (teoria da Elasticidade/Plasticidade) é a que estuda as inter-relações entre tensões e deformações dos materiais. Apesar da complexidade, principalmente em regimes térmicos não estáveis como em soldagens, previsões de campos de distribuição de tensões originários de uma soldagem e as consequências sobre o produto final são exequíveis e a cada dia tornam-se mais precisos. Todavia, esta tarefa se adequa mais aos projetistas, sendo o pessoal de fabricação responsável pelo controle da soldagem, controlar e minimizar a geração de tensões e as suas consequências.

2.2 Tensões Térmicas em Soldagem

Nos processos de soldagem utilizam-se uma fonte de calor para fundir ou coalescer os metais, o que implica numa difusão de calor em todas as direções. Por isto durante a soldagem ocorrem expansões térmicas nas regiões aquecidas e parte delas são restringidas pelas regiões frias. Durante o resfriamento, a restrição para a contração torna-se ainda maior, gerando campos de tensões bastante complexos[1].

Tensões térmicas na soldagem são tensões que existem nas junções soldadas sem a atuação de forças ou momento externos. Tais tensões se formam durante o processo de soldagem e resfriamento, como consequência de deformações temporárias, locais e heterogêneas, em escala macro e microscópica do cordão de solda, regiões afetadas pelo calor e material base.

Na soldagem por fusão, as partes dos materiais a serem unidos são fundidos através do fornecimento de energia térmica, sendo que no final do processo de aquecimento tem-se uma

ligação entre as partes através de uma “poça de fusão”, que contém material de base fundido e normalmente material de adição. Durante o início da solidificação da poça de fusão, criam-se tensões térmicas nas regiões vizinhas ao cordão de solda, devido aos grandes gradientes de temperatura, os quais variam com a posição e tempo. Com a continuidade do resfriamento da solda, as tensões térmicas continuam variando com a posição e temperatura e tendem a aumentar devido ao ΔT . Durante este resfriamento até a temperatura ambiente, paralelamente às variações de temperatura e tensões térmicas, ocorrem também fenômenos metalúrgicos e mecânicos tais como, deformações plásticas e transformações de fase. Todos estes efeitos podem gerar tensões residuais na junção soldada [2]. Devido às diferentes formações dos estudos de tensões térmicas (físicos, metalúrgicos, mecânicos, etc.) há na literatura uma certa confusão na terminologia utilizada. Por isto, para a condução deste trabalho propõe-se as definições abaixo [1], as quais são específicas para soldagem e serão adotadas daqui para frente:

TENSÕES TÉRMICAS – (“Thermal Stress”) São tensões geradas no material durante o aquecimento e resfriamento imposto pelo processo de soldagem.

TENSÕES RESIDUAIS – (“Residual Stress”) São tensões internas de origens térmicas que permanecem no material após o resfriamento. Estas tensões podem estar localizadas ou distribuídas pela peça. Tensões residuais de origem que não os ciclos térmicos de soldagem, preexistentes ou não, não são consideradas neste texto, ao menos que devidamente especificadas.

TENSÕES DE REAÇÃO – (“Reaction Stress”) São tensões causadas pela restrição externa ao movimento do material.

ESCOAMENTO – Deformação microscópica do material (movimento de discordância) sem alteração macroscópica da forma ou dimensão final. O limite de escoamento do material é atingido localmente e não uniformemente em toda seção.

DEFORMAÇÃO ELÁSTICA – (“Elastic Strain”) Deformação do material sob a ação de uma tensão no regime elástico, portanto sem escoamento (variação permanente da forma e/ou dimensão). O limite de escoamento do material não é atingido.

DEFORMAÇÃO PLÁSTICA – (“Plastic Strain”) Deformação do material sob a ação de uma tensão no regime plástico, portanto com escoamento (variação permanente da forma e/ou dimensão). O limite de escoamento do material é atingido, podendo ter sido apenas em algumas localidades.

ALÍVIO DE TENSÃO – (“Stress Relief”) Processo de escoamento do material conseguido pela diminuição à restrição do movimento da discordância com aplicação de calor (redução do limite de escoamento) vibração ou mesmo eliminação da restrição mecânica que esteja impedindo a redução das restrições internas.

DISTORÇÃO – (“Distortion”) Deformação plástica causada pelas tensões térmicas modificando a forma do material longitudinalmente e/ou transversalmente. Como após soldado o material pode ter porções sob tensão de tração e outras de compressão, esta deformação pode se dar de várias formas de sentido em uma única peça. Usa-se o termo distorção para a forma mais genérica quando há deformação nas três dimensões (“Buckling Distortion”), como ilustrado na Figura 2.1 quando a distorção se dá em um único sentido costuma-se denominá-la de empenamento (“Bending Distortion”), enquanto a deformação no sentido rotacional ao eixo da solda, dá-se o nome de distorção angular, (“Angular Distortion”). A palavra deformação, num sentido mais amplo, é muitas vezes utilizado no lugar da palavra distorção, com sentido mais restrito.

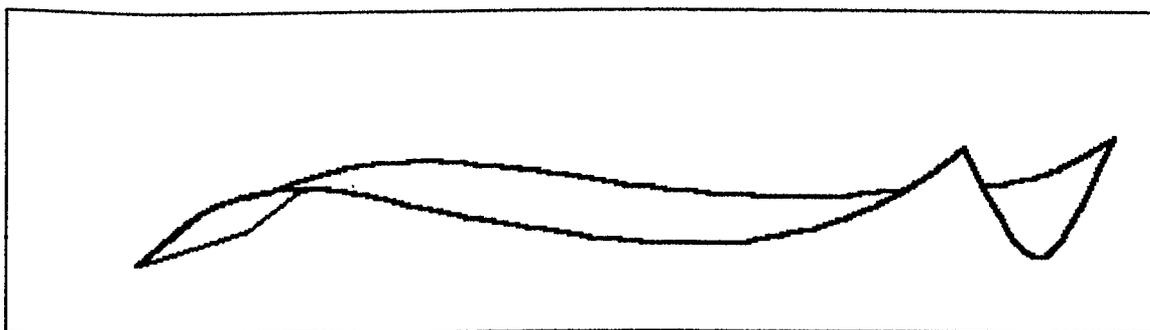


Figura 2.1 - Deformação (distorção) nas três dimensões de uma chapa.

2.2.1 Mecanismo Básico

O entendimento do fenômeno de geração de tensões e deformações em soldagem, passa pelo entendimento do comportamento do material sob ação de um ciclo térmico, uma vez que tensões térmicas são as causas para Tensões Residuais e Distorções.

Para entender o fenômeno, supõe-se uma barra sem qualquer restrição (Figura 2.2) e aquecida no centro. Durante o aquecimento, a barra dilata-se proporcionalmente à temperatura de aquecimento, volume aquecido e coeficiente de dilatação do material. Ao se resfriar, como não há restrição ao movimento, retorna-se à dimensão original.

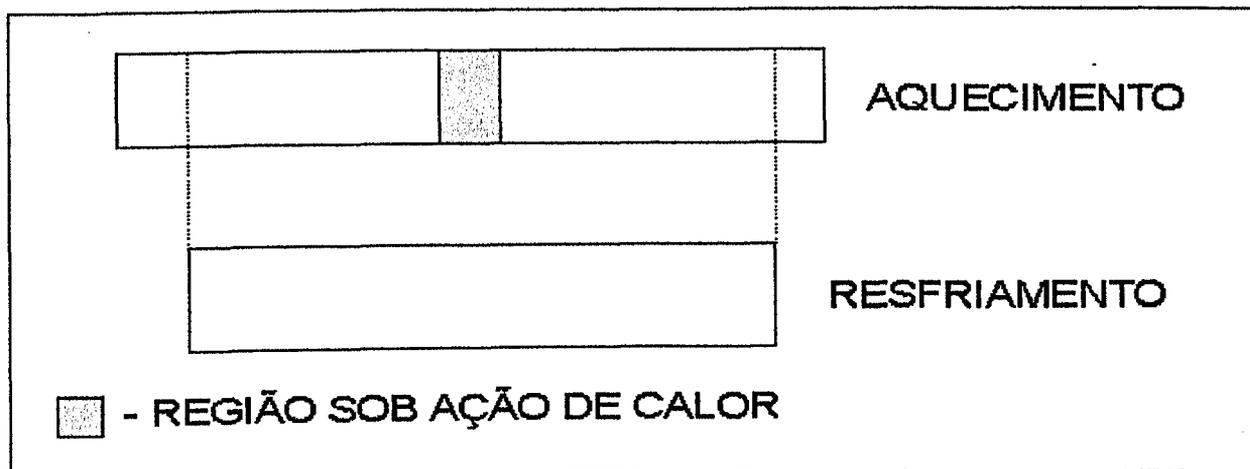


Figura 2.2 - Modelo de aquecimento e resfriamento de um barra livre [1].

O caso apresentado na Figura 2.2 é improvável de acontecer na prática, pois além da necessidade de um aquecimento muito uniforme em toda a seção, o próprio peso da barra (atrito) restringe o movimento livre durante o aquecimento e resfriamento. Adota-se agora a Figura 2.3, onde as barras "B" e "A" são rigidamente fixadas no suporte "S" [1].

Se o centro da barra "A" é aquecido, a tendência à dilatação da mesma fará com que ela fique sob compressão, enquanto as barras "B" ficam sob tração. Se as dimensões e os materiais das barras forem os mesmos, a tensão de tração a que cada barra "B" estará sujeita será a metade da tensão de compressão da barra "A" (tensão de reação). Quanto maior a temperatura na região aquecida da barra A maior será a dilatação e maior as tensões (térmicas) em "A" e "B". Entretanto, os materiais metálicos têm uma característica de ter seu limite de escoamento reduzido com o aumento da temperatura, o que provoca uma deformação plástica do material pela ação da própria tensão térmica. Numa hipótese em que o limite de escoamento da região aquecida da barra "A" alcançasse o valor zero, após o aquecimento esta região ficaria deformada, mas nenhuma tensão térmica estaria ainda agindo sobre a barra "A" e, conseqüentemente, sobre as barras "B" (como apertar o centro de uma barra de manteiga em estado cremoso, deformando-se o centro mas sem reação nas pontas) [1].

Ao se resfriar esta mesma barra "A", novamente deformações elásticas seriam criadas na barra "A" (agora, no caso, de tração devido à contração), passando a comprimir as barras "B". Porém, ao contrário do período de aquecimento, o limite de escoamento passa a crescer com a redução de temperatura, dificultando o aparecimento de deformação plástica. Como resultado, ao fim do resfriamento, a barra "A" mantém a deformação plástica originada no aquecimento, aliada a uma tensão de tração resultante do resfriamento. As barras "B" (não aquecidas), por outro lado, passam a ficar sob compressão, mantendo o equilíbrio de forças.

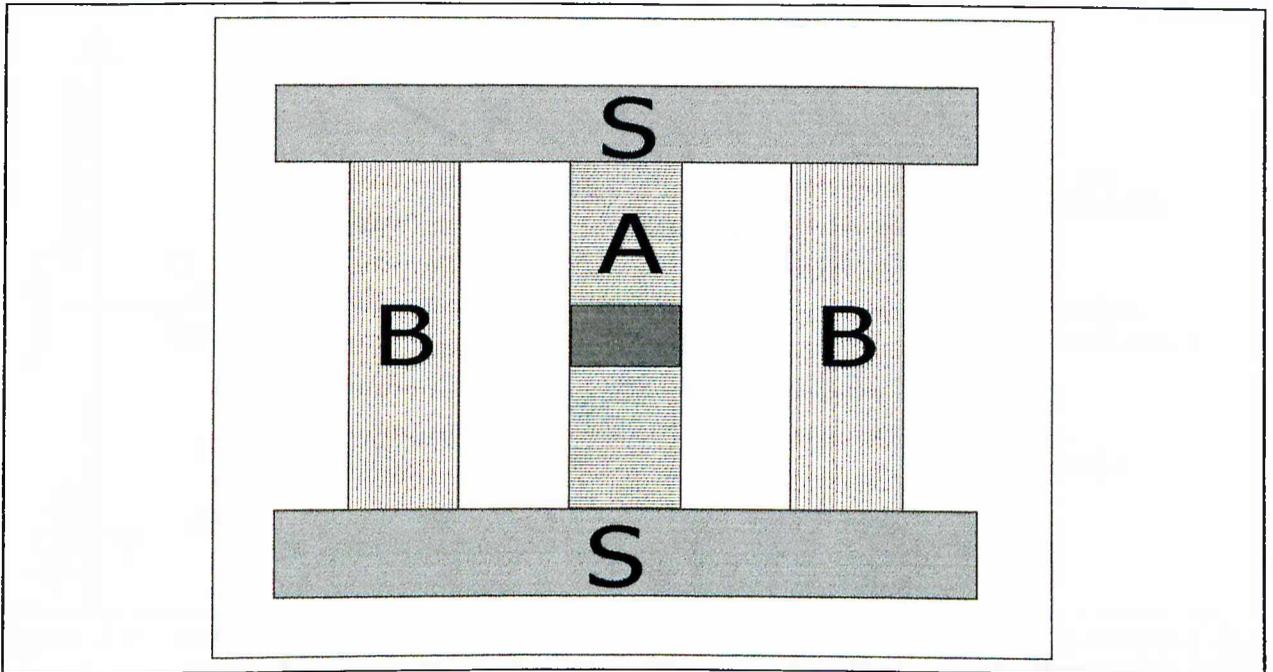


Figura 2.3 - Modelo de aquecimento e resfriamento de uma barra sob restrição [1].

Estas tensões resultantes nas barras "A" e "B" são chamadas tensões de origem térmica, onde, por analogia com soldagem, a barra "A" corresponde à região soldada (zona fundida + zona afetada pelo calor) e as barras "B" às regiões adjacentes (metal de base) não aquecidos. A Figura 2.4, procura demonstrar graficamente este fenômeno.

Ao iniciar o aquecimento da região de solda (barra "A" na Figura 2.3), tensão de compressão vai se desenvolvendo (linha O-P), até se atingir o limite de escoamento no ponto P (o limite de escoamento é decrescente com a temperatura, como mostra as linhas P-Q e R-T). Como o material tem restrição de movimento (barras "S" na Figura 2.3), a tensão já atingida em P e qualquer tensão resultante da dilatação após a temperatura de P (T_p) vão fazer com que o material deforme-se plasticamente, restando como tensão atuante um valor de compressão igual ao limite de escoamento do material na dada temperatura, no caso a temperatura no ponto Q (deformação elástica).

Ao iniciar o resfriamento em T_q a seção aquecida da barra "A", Figura 2.3, passa a contrair, criando, pelo efeito de restrição das barras "S", tensões de tração. Similarmente ao ocorrido a compressão, entre T_{amb} e T_p (linha O-P) as tensões de tração gerados são também crescentes até encontrar com o ponto R, (linha Q-R) onde atinge-se o limite de escoamento. Como o limite de escoamento é crescente com o resfriamento, ao contrário do que ocorre na compressão, a tensão de tração continua crescente até atingir o ponto T (linha R - T), naturalmente com valores sempre iguais ao limite de escoamento (o restante da compressão é compensada pela deformação plástica).

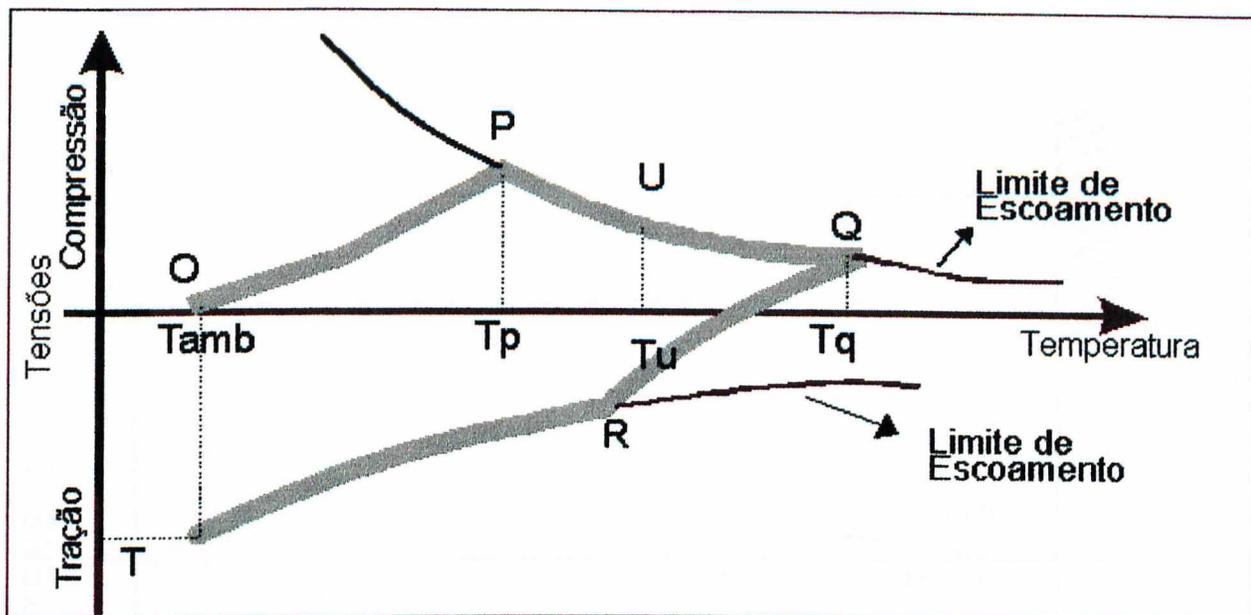


Figura 2.4 - Modelo do comportamento da tensão térmica em relação as propriedades dos materiais, quando aquecido e resfriado [1].

Como resultado, após aquecer e resfriar a barra "A" (ou a região de solda), fica como resíduo uma tensão de tração com intensidade igual à linha T – O, chamada de Tensão Residual. As barras "B" (ou metal de base), para manter o equilíbrio, ficam cada uma sob compressão, com intensidade igual à metade da tração em "A". É interessante observar que se o aquecimento é interrompido antes de Tq, mas após Tp, a tensão residual é a mesma (linha U – T paralela à Q – R). A tensão só será menor nos pontos onde a temperatura não tenha atingido Tu, passando a não existir abaixo de Tp, caso o material tivesse um comportamento ideal (sem histerese).

Do exposto nos modelos das Figuras 2.3 e 2.4, pode-se deduzir que na região mais central da solda teria-se o máximo de tensão residual, passando a ser decrescente até Tamb (o gradiente seria maior entre Tp e Tu) e tornando-se de compressão no restante do material que não sofreu aquecimento. A Figura 2.5 ilustra esta dedução, a qual tem grande concordância com os resultados experimentais de diversos autores, especificando na Figura 2.6 os valores de $(\sigma y +)$ e $(\sigma y -)$ tornam-se contínuos nos resultados experimentais, pois no modelo da Figura 2.5 não é considerado a distribuição de tensão real em um material.

Assumindo que todo processo de soldagem é gerador de tensões (Tensões Térmicas), procura-se agora esclarecer as conseqüências que estas tensões podem provocar; ou seja, falhas ou distorções.

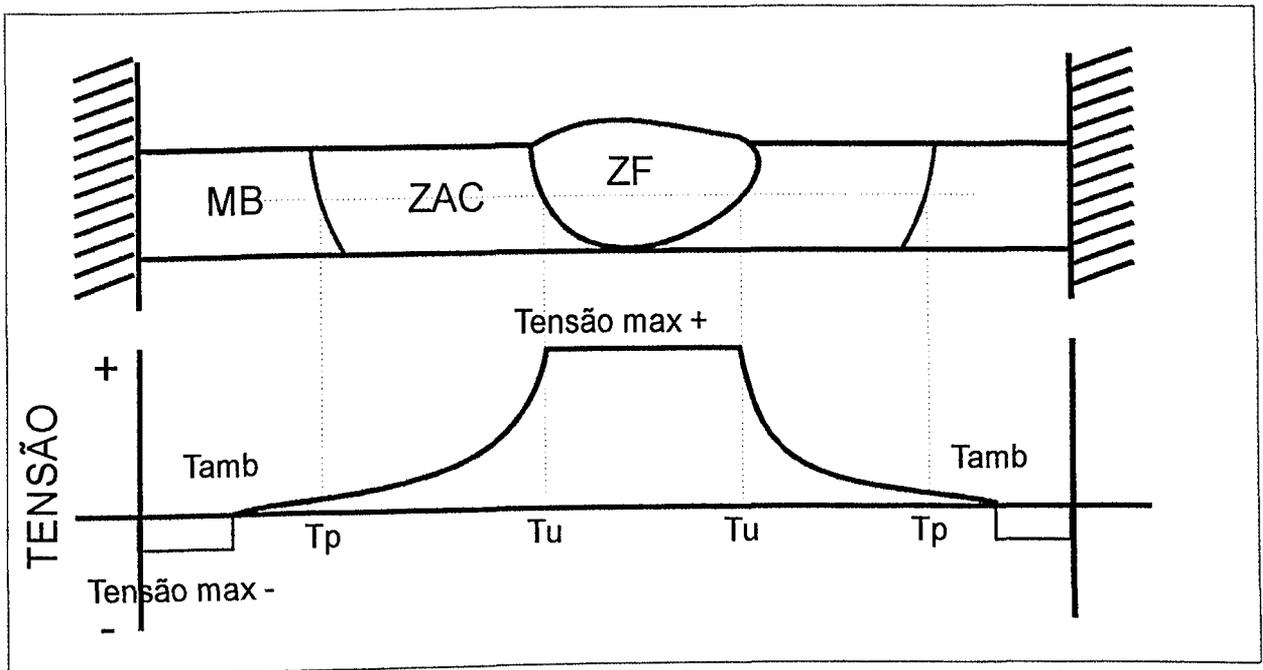


Figura 2.5 – Representação do campo de tensão transversal em uma solda a partir dos modelos representados pelas Figuras 2.3 onde MB = material de base ou a barra “B”, ZAC = zona afetada pelo calor e ZF = zona fundida (ZAC + ZF = barra “A”) [1].

Entende-se por falha, a ruptura total ou parcial do material (formação ou propagação de uma trinca) do material. O que poderá estar se questionando é se as tensões residuais em qualquer região não seriam sempre menores ou iguais à do limite de escoamento, e por isso não deveriam levar à falha. Entretanto, outras considerações devem ser levadas neste questionamento [1]. A primeira é de que as forças externas podem estar atuando sobre a peça, as quais, no caso de tração, seriam aditivadas à tensão residual, ultrapassando os limites de escoamento e/ou ruptura (deformação poderia ocorrer sobre pequenas cargas). A segunda consideração, não menos importante, está ligada à distribuição de tensões em materiais não homogêneos, como demonstrado na Ciência da Mecânica da Fratura. Exemplificando, uma tensão aplicada sobre um corpo de prova com uma trinca terá como resultante uma distribuição não homogênea desta tensão na seção transversal, privilegiando um aumento de tensão na seção transversal, favorecendo um aumento de tensão na ponta da trinca. Esta concentração de tensão pode ser suficiente para propagar esta trinca.

Ainda no contexto da Mecânica da Fratura, deve-se lembrar que a relação entre falha e limite de escoamento ou limite de ruptura é válida para esforços estáticos, tornando-se mais crítica para esforços dinâmicos (KIC, integral J, etc.), como fadiga e impacto.

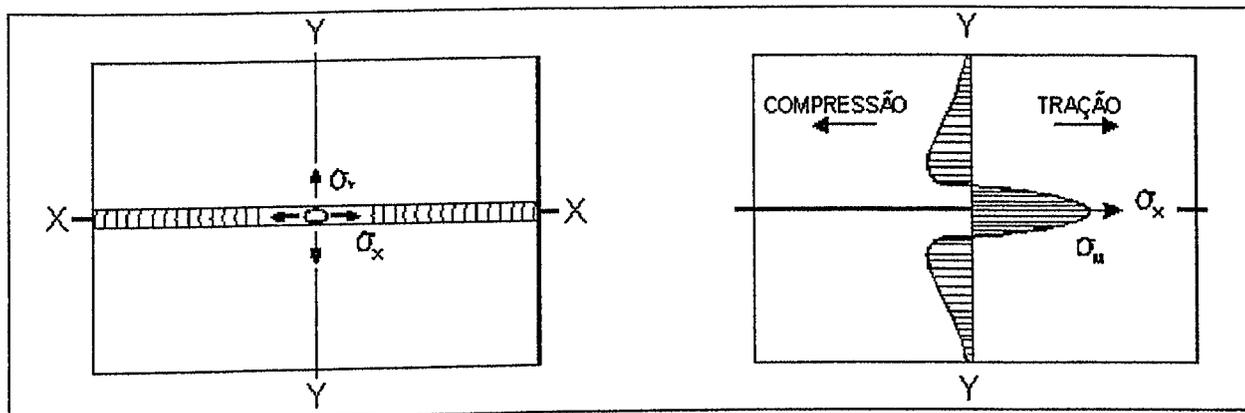


Figura 2.6 – Distribuição típica de tensão residual em juntas de topo [4].

Outra consideração deve ser de que durante a soldagem mudanças microestruturais (conseqüentemente, de propriedades mecânicas) ocorrem no material, podendo fragilizar certas regiões por crescimento de grãos, precipitação, transformação de fase (a transformação martensítica, por si só, é geradora de tensões). Pode haver também absorção de hidrogênio, que na temperatura ambiente passa a agir como tensão aditiva. Finalmente, a soldagem pode gerar defeitos como inclusão de escória, falta de fusão, ou penetração, poros, perfil indesejável, etc., os quais são pontos de concentração de tensão, com as conseqüências já mencionadas no parágrafo anterior. (Tensões residuais também favorecem a corrosão).

As distorções, por outro lado, são causadas pela contração não uniforme na seção transversal da solda, fazendo com que o “encolhimento” de uma região exerça forças em sentidos diferenciados a outras regiões do material. Caso o material não tenha rigidez (função do material e forma) suficiente, estas forças diferenciadas podem deformar simplesmente o material, alterando a forma permanentemente. Estas distorções (ou simplesmente deformações, como são chamadas) podem ser longitudinais, transversais e/ou angulares.

Tensões Residuais podem ser minimizadas pela escolha correta do procedimento de soldagem (processo, seqüência de passes, fixação, juntas, etc...) ou por tratamento a posterior de alívio de tensões. Considerações práticas sobre este assunto serão discutidos em itens posteriores.

2.2.2 Tensões Residuais em Soldagem

Quase sempre, por motivo de ordem prática, a determinação das tensões residuais macroscópicas na soldagem limita-se à determinação dos componentes das tensões residuais

paralelas e perpendiculares ao cordão de solda, denominadas respectivamente por Tensões Residuais Longitudinais σ_y e Tensões Residuais Transversais σ_x [2].

Quase todos estudos sobre tensões residuais na soldagem referem-se a tensões residuais macroscópicas[3]. Muito pouco é conhecido a respeito das tensões residuais microscópicas, apesar de sua reconhecida influência sobre as tensões residuais macroscópicas e sobre o comportamento mecânico das junções soldadas. Na soldagem por fusão ocorrem muitas regiões microestruturais distintas, dependendo das condições de aquecimento e resfriamento a que o material fica sujeito em cada região da junção soldada e de heterogeneidades locais na composição química, particularmente se a soldagem é realizada com material de adição. Geralmente estas regiões microestruturais podem apresentar tamanhos de grãos diferentes com ou sem morfologias, fases e orientações cristalográficas distintas. Nestas regiões microestruturais, a ocorrência de diferentes densidades de discordância, micro-precipitados, gases dissolvidos, gradientes na dissolução de elementos de liga ou impurezas microscópicas dentro dos grãos e contornos de grãos, etc., estão associados à existência de tensões residuais macroscópicas. A ocorrência de fases com volumes diferentes, maclas, orientações cristalográficas preferenciais, etc., e a necessidade de equilíbrio de tensões entre as regiões microestruturais, estão associadas à existência de tensões residuais microscópicas.

Após a soldagem, resultam normalmente heterogeneidades dimensionais nas junções soldadas, tais como o reforço do cordão de solda. Todavia, pode também, eventualmente, ocorrer defeitos dentro do material, tais como porosidade dentro da zona fundida, falta de penetração e falta de fusão no material de base, inclusão de escória, etc. A presença das heterogeneidades dimensionais altera o campo das Tensões residuais macroscópicas nas vizinhanças dos locais onde elas ocorrem, mas em princípio, não são responsáveis pela formação de Tensões residuais [3].

A distribuição idealizada das tensões residuais longitudinais σ_y devido à contração térmica da junção soldada, ao longo de uma perpendicular ao cordão e solda no centro da chapa, é apresentada na Figura 2.7. Esta mostra também a distribuição das tensões residuais longitudinais ao longo do cordão, que começa a existir no início do mesmo e gradualmente atinge o valor máximo em tração, diminuindo de igual maneira no final da junção soldada. Somente após um determinado comprimento do cordão de solda, o valor máximo das tensões residuais longitudinais é alcançado [3].

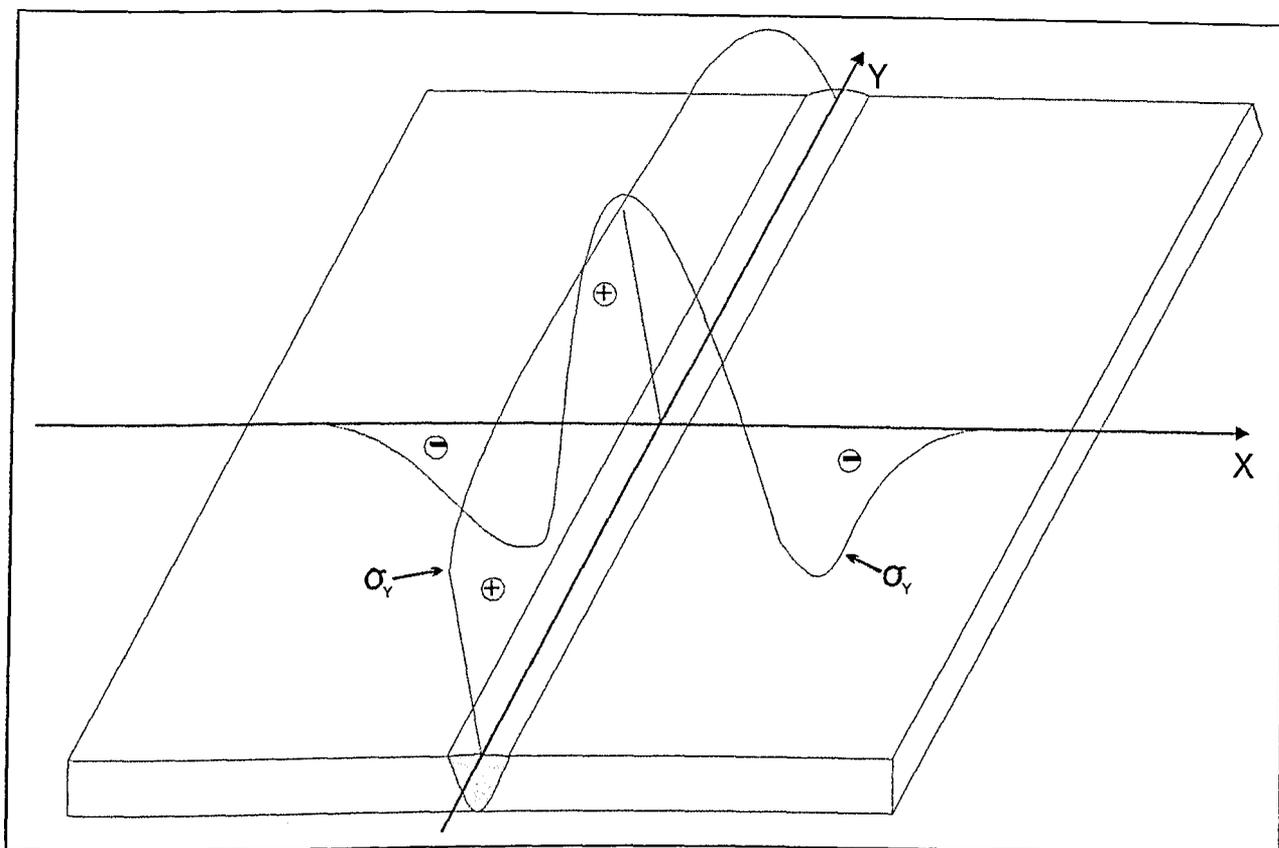


Figura 2.7 – Distribuição idealizada das tensões residuais longitudinais devido a contração térmica longitudinal, da região aquecida [3].

Já a formação das tensões residuais transversais pode ser explicada conforme a Figura 2.8: um dado volume do cordão de solda ao ser tracionado pelas tensões longitudinais, vai tender a se deformar (compressão) também no eixo x. Como o resto do material resiste, haverá como resultante uma tensão de tração σ_x . Aliada a esta tensão, haverá também tensões de tração devido à contração da peça que age tanto na direção longitudinal, como transversal.

Na realidade, a solda ao solidificar-se cria um estado tridimensional, ou seja, atua em todas as direções quanto a deformações e/ou tensões. Pode-se considerar a solda também como um estado plano de deformação (EPD é aquele onde não há deformação em uma direção, podendo haver tensões em todas as direções). Desta forma, σ_x poderá ser devido, tanto a contração da solda pela solidificação, como pela ação de σ_y . Devido ao comprimento do cordão em relação a largura é de se esperar que σ_y tenha maior efeito.

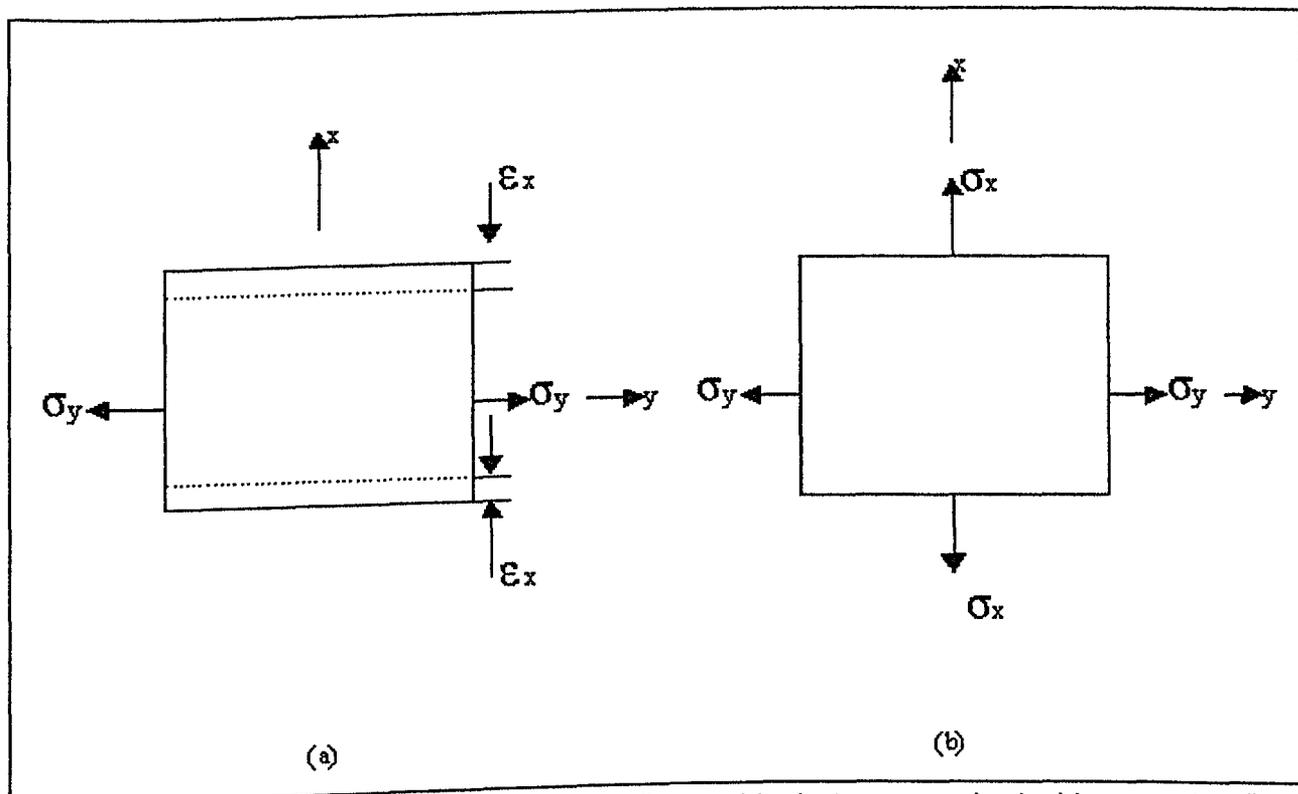


Figura 2.8 – Esquema da formação das tensões residuais transversais devido a contração térmica longitudinal da região aquecida [3].

A distribuição idealizada das tensões residuais transversais ao longo do cordão de solda é apresentada na Figura 2.9, que mostra também a distribuição das tensões residuais transversais ao longo da direção perpendicular ao mesmo, que por motivo de equilíbrio, é simétrica relativamente ao meio do cordão e a partir dele tende gradativamente para zero no sentido das bordas da chapa [3]. Entretanto a Figura 2.10 [4] mostra que a tensão transversal ao longo de um eixo longitudinal pode não ter estado de compressão nas bordas da chapa, em função do engastamento das mesmas.

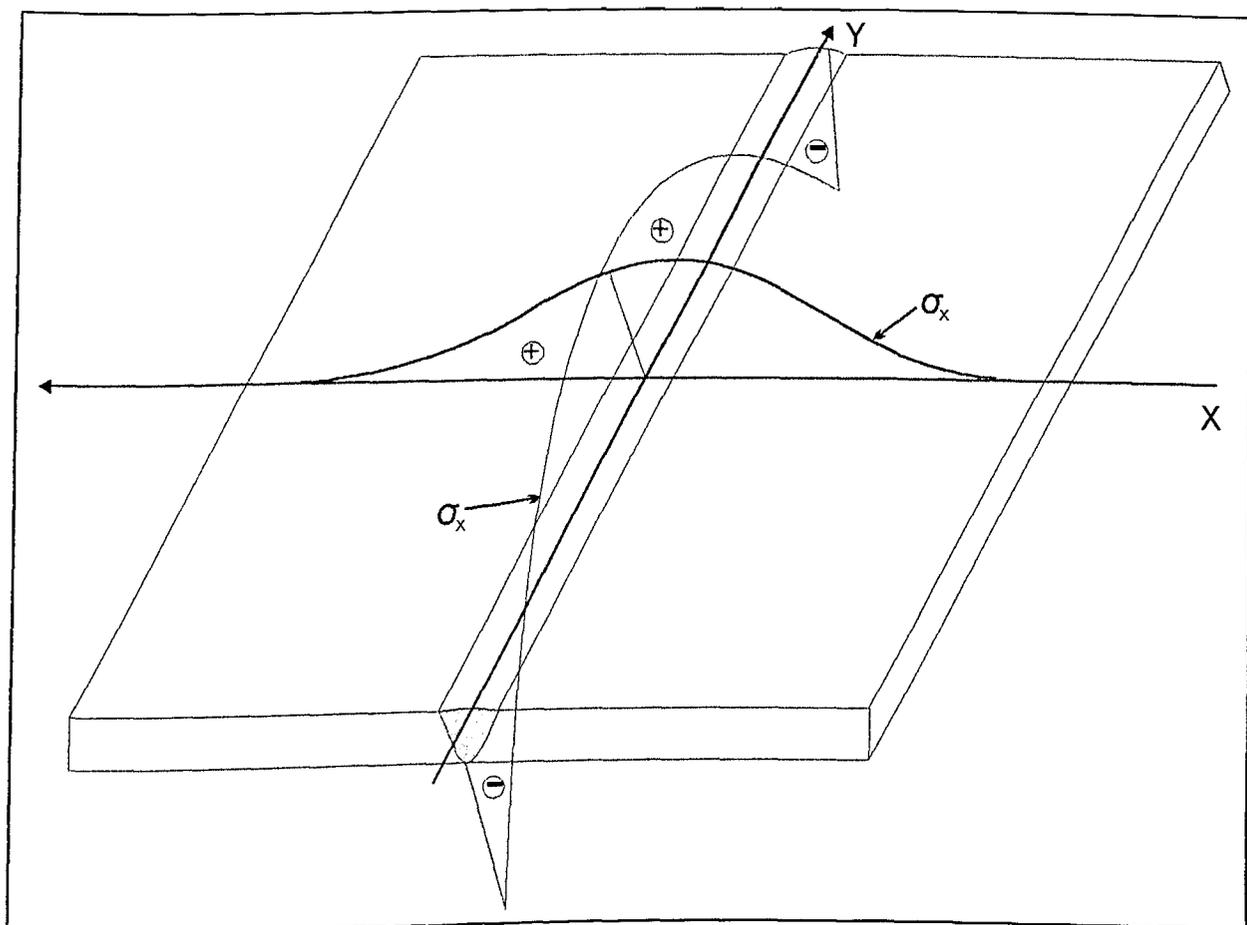


Figura 2.9 – Distribuição idealizada das tensões residuais transversais (σ_x) devido a contração térmica longitudinal da região aquecida [3].

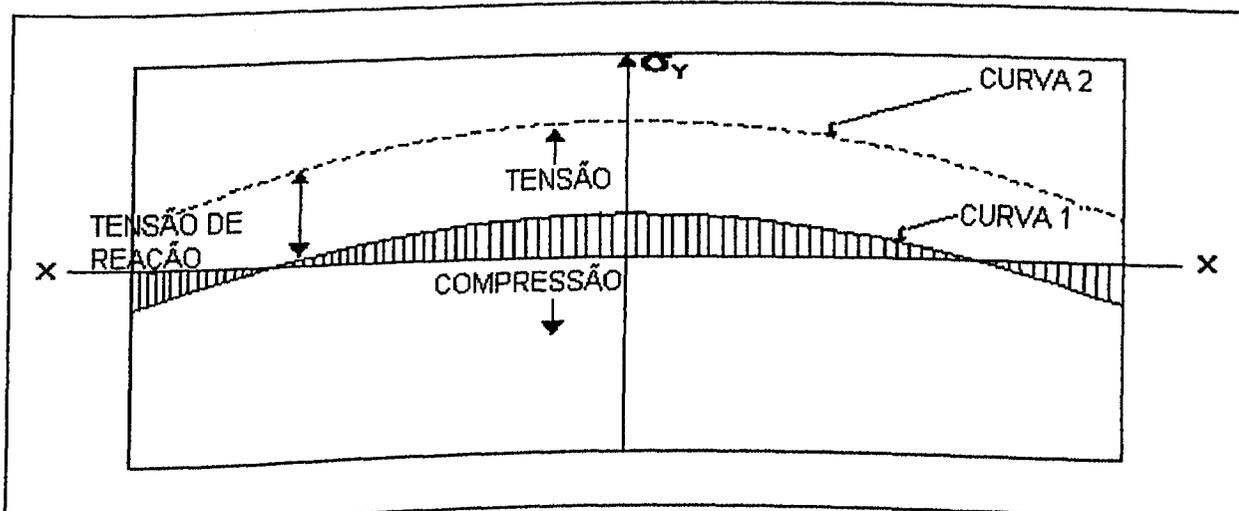


Figura 2.10 – Distribuição de σ_y ao longo de X-X.

2.3 Métodos para Avaliar Tensões Residuais

São várias as técnicas usadas para medir tensões residuais nos metais. Estas técnicas, podem ser classificadas em 03 grupos [4]: (A) Tensão-relaxação, (B) Difração de Raio-X, (C) Trincas (ver Tabela 1).

Tabela 1 – Classificação de técnicas para medir Tensão Residual [AWS].

| | | |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------|--------------------------------------------------------------|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| A – 1 – Relaxação de tensão usando extensômetro elétrico ou mecânico | Técnica aplicada primariamente para chapas | <ol style="list-style-type: none"> 1. Técnicas de seccionamento usando extensômetro de resistência elétrica; 2. Técnica de Gunnert; 3. Técnica de furação de Mathar-Soete; 4. Técnicas de Stablein de sucessivo desbaste. |
| | Técnica aplicada primariamente para cilindro e tubos sólidos | <ol style="list-style-type: none"> 5. Técnica de Heyn-Bauer de usinagem sucessiva; 6. Técnica de Mesnager – Sachs com remoção de material. |
| | Técnica aplicada primariamente a sólidos com 3 dimensões | <ol style="list-style-type: none"> 7. Técnica de furação de Gunnert; 8. Técnica de seccionamento Rosenthal – Norton. |
| A – 2 – Relaxação de tensão usando outros dispositivos como extensômetro elétrico ou mecânico | | <ol style="list-style-type: none"> 9. Técnica de divisão por malha; 10. Técnica de furação em revestimento frágil; 11. Técnica de furação em revestimento fotoelástico. |
| B – Difração de Raio-X | | <ol style="list-style-type: none"> 12. Técnica de filme de Raio-X; 13. Técnica de Raio-X através de difratômetro. |
| C – Trinca | | <ol style="list-style-type: none"> 14. Técnica de trinca induzida por hidrogênio; 15. Técnica da trinca por corrosão sob tensão. |

As medidas das tensões residuais em soldagem são normalmente efetuadas por meio de extensômetros, os quais podem ter diferentes princípios de funcionamento [2]. Assim, por exemplo, um extensômetro com comprimento de referência "L", instalado em uma dada junta soldada, acusará um deslocamento " ΔL " quando uma porção de peça é removida, aliviando as tensões sobre as quais o extensômetro está localizado. A relação " $\Delta L / L$ " indicará a deformação sofrida pelo material na direção em que o extensômetro foi instalado, de modo que a tensão residual poderá ser estimada pela equação;

$$\sigma = E \cdot \Delta L / L = E \cdot \varepsilon \quad (2.1)$$

onde:

σ : Tensão Residual

E: módulo de elasticidade do material

ε : Deformação

A tensão residual será de tração ou de compressão conforme tenha havido redução ou aumento do comprimento do extensômetro, respectivamente.

Em uma junta soldada geralmente ocorrem tensões residuais nas direções longitudinais e transversais, no caso do estado duplo de tensões. Como por exemplo, em uma chapa fina, as seguintes equações podem ser utilizadas:

$$\varepsilon_x = 1/E \cdot (\sigma_x - \nu \cdot \sigma_y) \quad (2.2)$$

$$\varepsilon_y = 1/E \cdot (\sigma_y - \nu \cdot \sigma_x) \quad (2.3)$$

onde:

σ_x : Tensão Transversal;

σ_y : Tensão Longitudinal;

ε_x : Deformação elástica normal à linha de solda;

ε_y : Deformação elástica na direção da solda;

ν : Coeficiente de Poisson.

Destas relações, 2.2 e 2.3, pode-se demonstrar [1] que os valores de σ_x e σ_y podem ser extraídos das seguintes equações:

$$\sigma_x = [- E/(1-\nu^2)] \cdot (\epsilon_x + \nu \cdot \epsilon_y) \quad (2.4)$$

$$\sigma_y = [- E/(1-\nu^2)] \cdot (\epsilon_y + \nu \cdot \epsilon_x) \quad (2.5)$$

Em outras palavras, os valores das tensões residuais σ_x e σ_y podem ser obtidos pela medição direta de ϵ_x e ϵ_y , que são as deformações residuais nos pontos onde se deseja conhecer as tensões residuais; ou seja, as deformações possíveis de serem obtidas por extensômetros (técnica mais utilizada).

As técnicas classificadas como de relaxação são usadas para determinar alívio de tensão elástica e se baseiam na remoção de um pedaço da peça, com forma de forçar o alívio. Em muitos casos, extensômetros elétricos ou mecânicos são usados para medir o acomodamento do material (alívio de tensões) como o mostrado acima. A desvantagem inerente da técnica classificada como de relaxação é que elas são destrutivas. Todavia, esta técnica é largamente usada para medir tensões residuais em soldagem por ser a que melhor mede quantitativamente.

Outra técnica que tem sido aplicada é da Difração de Raio-X, em que deformações elásticas nos metais podem ser determinadas medindo parâmetros da “rede” cristalina. Visto que os parâmetros de rede no estado não tensionado é conhecido, ou pode ser determinado, deformações elásticas no metal após a soldagem podem ser determinadas por este método. Esta técnica, é muito adequada para se medir tensões residuais em mancais, engrenagens e em geral nas superfícies após serem usinadas [4]. Uma das desvantagens é que a medição não é muito precisa, especialmente quando é aplicada para materiais que foram tratados com calor e que as estruturas atômicas são distorcidas. A técnica também é lenta.

Finalmente, pode-se avaliar tensões residuais pela observação de trincas induzidas na amostra (por hidrogênio ou corrosão sobre tensão). Estas técnicas são úteis no estudo das tensões residuais para modelos de estruturas complexas em que a distribuição das tensões são complicadas. Entretanto, elas fornecem dados qualitativos ao invés de quantitativos.

Considerando a importância das técnicas da classe de Relaxação de Tensão para a tecnologia da soldagem, a Tabela 2 apresenta um resumo de alguns deles.

Tabela 2 – Resumo de algumas técnicas de relaxação de tensão para medir Tensões Residuais

| <i>Técnica</i> | <i>Aplicação</i> | <i>Vantagens</i> | <i>Desvantagens</i> |
|---------------------------------------------------------------------------|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|------------------------------------------------------------------------------------------------------|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| 1 – Técnica de seccionamento usando resistência elétrica e extensômetros. | Relativamente para todo uso, medindo superfícies em quaisquer posições. | É um método confiável, princípio simples, medidas com alta precisão. | Destrutivo. Dá valor médio de tensão sobre a área do material removido da chapa. Não é adequado para medir tensão localizada. Usinagem é às vezes cara e demorada. |
| 2 – Técnica de furação de Mathar Soete | Usado em trabalhos de laboratório e campo, em superfície vertical, horizontal e sobrecabeça | Princípio simples, causa pequeno dano a peça de teste; conveniente para usar em soldas e metal base. | Usinagem causa deformações plásticas em torno do furo, a qual pode mascarar os resultados. O método deve ser usado com grande cuidado. |
| 3 – Técnica de furação de Gunnert | Usado para laboratório e trabalho de campo. Deve ser usado exclusivamente em superfície horizontal. | Aparatos simples e robustos. Semi-destrutivo. O dano à peça testada pode ser facilmente recuperado. | Relativamente larga margem de erro para tensões medidas na direção perpendicular. O lado de baixo da solda deve ser acessível para fixar o dispositivo. O método impõe treinamento manual. |
| 4 – Técnica de seccionamento de Rosenthal-Norton. | Medidas em laboratórios. | Dados razoavelmente precisos podem ser obtidos quando as medidas são feitas cuidadosamente. | Método incômodo, demorado e completamente destrutivo. |
| 5 – Técnica de furação em revestimento fotoelástico. | Método preferencialmente de laboratório, mas também pode ser usado para medidas de campo em certa circunstâncias. | Permite medidas de pico e tensões locais, causando pequeno dano ao material. | Muito sensível a deformação plásticas, que algumas vezes ocorrem nas bordas dos furos feitos com broca. |

A seguir são descritos o uso de algumas das técnicas mais importantes, na forma e denominação mais utilizadas na prática.

2.3.1 Método do Furo Cego

O método do Furo Cego é um dos métodos classificados como Técnica de Furação de Mathar Soete, este método é um dos mais utilizados na medição de tensões residuais, dentre as técnicas experimentais. O princípio de funcionamento do método consiste na introdução de um furo, mesmo que de pequeno diâmetro, em um corpo com tensões residuais, relaxando as tensões naquele ponto, em virtude do fato das tensões normais de uma superfície serem necessariamente nulas [5]. A eliminação da tensão normal na parede do furo, que é a superfície livre neste caso, reduz imediatamente as tensões nas regiões circunvizinhas, provocando uma alteração correspondente às deformações. A medição destas deformações fornece os dados necessários ao cálculo das tensões residuais originalmente presente naqueles pontos.

Para se determinar as tensões, extensômetros de resistência elétrica devem ser montados em torno do ponto de furação antes da operação de usinagem. Os extensômetros são instalados com seus centros a uma distância R do centro do furo e posicionado nos ângulos $\alpha_3 = \theta$ $\alpha_2 = \theta + 45^\circ$ $\alpha_1 = \theta + 90^\circ$, onde θ = Direção das Tensões principais com relação a um eixo de referência conforme Figuras 2.11 e 2.12

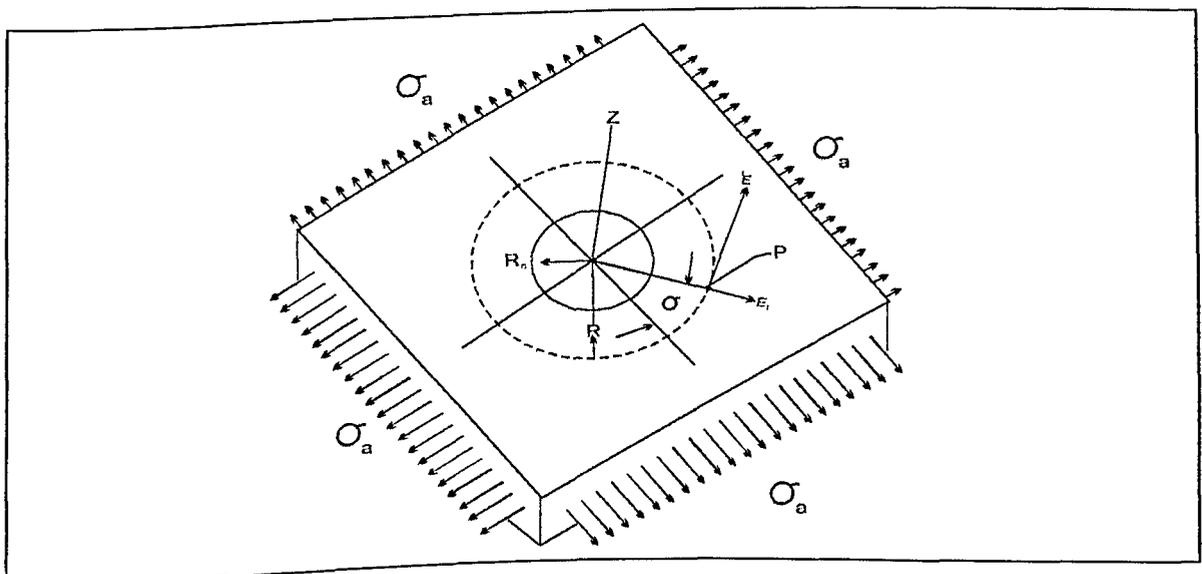


Fig. 2.11 – Relaxamento de deformação devido a introdução de um furo[5].

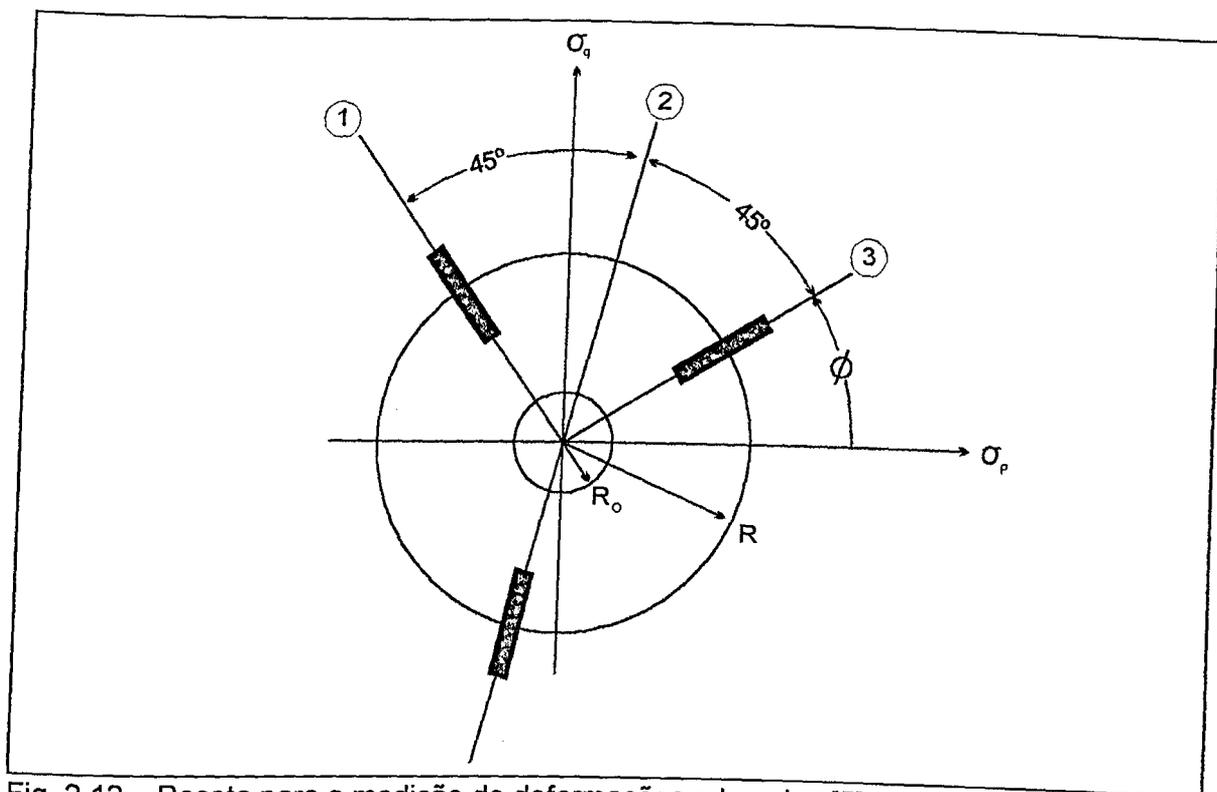


Fig. 2.12 – Roseta para a medição de deformações relaxadas [5].

Dantas “e outros” [5] utilizaram o método do furo cego para determinar tensões residuais de soldagem em um aço SAE 1020 espessura $\frac{1}{2}$ ”, utilizando eletrodo AWS – E 7018 (3,25 mm), para preencher uma junta de topo com chanfro em V. Eles verificaram que a condição de relaxamento máximo se dá quando a razão da profundidade pelo diâmetro do furo for igual a 1,28. Nestas condições, eles demonstraram a repetibilidade do ensaio e constataram a viabilidade do mesmo para avaliar comparativamente a influência de parâmetros de soldagem no surgimento de tensões residuais.

2.3.2 Técnicas de Revestimento Fotoelástico

A técnica do revestimento fotoelástico seria classificada como A2 na Tabela 1, a análise desta técnica se fundamenta na propriedade peculiar de certos materiais transparentes, em particular os plásticos, de alterar o seu comportamento óptico quando tensionados; deixando seu estado originalmente isotrópico para então se tornarem anisotrópicos [5].

Nestas condições, se um feixe de luz polarizada incide em um modelo fotoelástico sob tensão, o mesmo será dividido de tal forma que seus componentes apresentarão índices de refração diferentes, mas não nas direções das tensões principais. Assim, tendo em vista a anisotropia deste material, a luz se propagará ao longo de dois novos caminhos com

velocidades diferentes, dependentes da magnitude de cada uma das tensões principais. Em função desta diferença entre as velocidades de propagação da luz no material, as suas componentes emergem defasadas entre si, isto é, com um retardo relativo. A este fenómeno acima descrito dá-se o nome de dupla refração.

O método do revestimento fotoelástico para medir tensão residual se aplica pela fixação de uma fina camada de material fotoelástico sobre a peça a ser analisada, de tal forma que, quando aplicado um carregamento à peça, as deformações nela resultantes são integralmente transmitidas ao revestimento fotoelástico. Os efeitos ópticos produzidos são observados por meio de um polariscópio de reflexão, que fornece dados de diferença de deformações principais, bem como sua direção com relação a um eixo de referência pré-determinado, para cada ponto de estudo.

A equação que rege a análise experimental de tensões por revestimento fotoelástico é:

$$(\sigma_p + \sigma_q) = [(E^m / (1 + \mu^m))] \cdot N.f. \quad (2.6)$$

onde:

$$f = (C / 2 \cdot t) \cdot [(1 + \mu^r) / E^r], \quad (2.7)$$

$(\sigma_p + \sigma_q)$: Diferença das tensões principais na peça;

E^m, E^r : Módulo de elasticidade do material e do revestimento, respectivamente;

γ_m, γ_r : Coeficiente de Poisson do material e do revestimento, respectivamente;

N : Ordem de franja no ponto;

C : Constante fotoelástica.

t : Espessura do revestimento.

A diferença das tensões principais é facilmente determinável experimentalmente. No entanto, determinar os valores isolados do σ_p e σ_q é bastante trabalhoso. A separação destas tensões principais geralmente é feita com auxílio de um programa computacional baseado em diferenças de tensões de cisalhamento, que enriquecido, permite o cálculo individual das tensões, não só principais, como também na direção dos eixos de referência. Destes resultados são obtidos os valores de tensão residual.

Para o desenvolvimento desse método, baseou-se no princípio de que a tensão normal a uma superfície é nula, assim como nas seguintes hipóteses:

- A tensão devido ao carregamento é assumida uniaxial e constante ao longo de todo o corpo de prova;
- Os valores das tensões residuais são computados pela diferença entre a tensão resultante no ponto e a tensão devido ao carregamento.

Dantas e outros [5] utilizaram o método de revestimento fotoelástico e verificaram que a magnitude das tensões residuais na direção Y são mais elevadas do que aquelas na direção X; sua distribuição é semelhante para diferentes ângulos de chanfro. A ordem de grandeza dos valores máximos, na faixa 60MPa foi a mesma em três corpos de prova. No entanto, o seu valor absoluto pode estar comprometido em função de fontes de erro associados ao método. Basicamente, as fontes de erro são o processo de coleta de dados no polariscópio e o acúmulo de erros no programa computacional de separação de tensões. O método de determinação de tensões residuais através do revestimento fotoelástico é por si só um método complexo e de difícil aplicação, pois, nota-se que as fontes de erros são múltiplas.

2.3.3 Técnica Difração de Raio-X

A determinação das tensões residuais por Difração de Raio-X (Classe B, Tabela 1) pode utilizar dois procedimentos, ou seja, a detecção à irradiação difratada por um filme fotográfico ou utilizar um difratômetro com detetor para captação da irradiação difratada. Nestes casos, a irradiação detectada é convertida em impulsos elétricos que são amplificados e registrados em gráfico, conjuntamente com o ângulo de difração correspondente.

Em um material cristalino, a deformação elástica é decorrente da alteração das distâncias entre os planos cristalográficos. Utilizando-se o fenômeno da Difração do Raio-X em planos cristalográficos, pode-se determinar a variação das distâncias interplanares quando o cristal é submetido a um estado de tensões. Conhecendo-se esta variação de distância entre os planos de átomos, pode-se avaliar, baseando-se na lei de Hooke, o estado de tensões atuantes [6].

O fenômeno de Difração de Raio-X em planos cristalográficos é interpretado pela lei de Bragg,

$$2 \cdot D_o \cdot \sin \theta_o = n \cdot \lambda, \quad (2.8)$$

(para um material livre de tensões)

$$2 \cdot D \cdot \sin \theta = n \cdot \lambda, \quad (2.9)$$

(para um material tensionado), sendo:

D_0 e D : a distância entre planos de átomos;

θ e θ_0 : os ângulo de Difração;

λ : comprimento de onda da irradiação;

n : números inteiros (1,2,3 ...)

A variação $d\theta = (\theta - \theta_0)$ do ângulo de Difração, decorrente de uma variação $dD = (D - D_0)$ dos planos cristalográficos, causada com a presença de tensões, é calculado diferenciando-se a lei de Bragg,

$$d\theta = (\theta - \theta_0) = - \operatorname{Tg}\theta \cdot (D - D_0) / D_0. \quad (2.10)$$

O processo baseia-se na equação acima e nas equações da Teoria da Elasticidade. A aplicação deste método, no caso particular da medida de tensões em aços com estrutura ferrítica, utilizando a irradiação monocromática da $\text{Cr-K}\alpha$ ($\lambda = 2.2896 \text{ \AA}$), com difração na família dos planos da ferrita, é baseada na fórmula:

$$2 \cdot \Delta\theta \cdot \rho \psi = (-K \cdot \sigma_y) \cdot \sin 2\psi + \beta. \quad (2.11)$$

A constante $K = 1$, $\rho / \Delta\theta$ em minutos e σ_y em Kg/mm^2

σ_y = a tensão residual que desejamos determinar em Kgf/mm^2

A direção da Tensão σ_y que deseja-se medir sob a superfície irradiada é dada pela direção φ , perpendicular ao eixo ψ e sobre o plano da superfície da amostra; sendo φ e ψ direções de movimento de rotação às quais a amostra fica sujeita no difratômetro.

Antunes e Wohlfahrt [6] utilizaram este método em soldagem a ponto e chegaram à conclusão de que: a praticabilidade de determinação das tensões residuais empregando o método difratométrico é dependente do tamanho de grão do material e estado da superfície; sendo os grão grandes, deve-se irradiar uma superfície grande da amostra, para manter a

estatística da difração. Verificou-se através das medições que para um tamanho de grão de 9μ , uma superfície circular irradiada com 1,5 mm de diâmetro pode conduzir a resultados falsos; neste caso deve-se irradiar área maior.

Por Difração de Raio-X são determinadas apenas as tensões próximas as superfícies da peça. Desta forma, é importante o estado da superfície. Deformação plástica na superfície oriunda dos processos de fabricação, impactos durante o manuseio e limpeza com abrasivos produzirão resultados falsos nas medidas. Antunes e Wohlfahrt [6] concluíram pela viabilidade e precisão do método para medição de tensões residuais em juntas soldadas por resistência.

É importante ressaltar que uma junção soldada pode apresentar em pequenas distâncias diferentes tamanhos de grão, conjuntamente com bruscas variações de tensões residuais. Antunes e Wohlfahrt [6] utilizaram uma chapa soldada a ponto recozido, antes da soldagem, para alívio total de tensões. Num caso prático, tal procedimento não tem sentido.

2.3.4 Técnicas de precisão por Métodos Numérico

Não classificada na Tabela 1 por não ser um método experimental, o método numérico é uma maneira muito fidedigna de estimar a tensão residual em soldagem por “medição indireta” [8]. O método tem sido cada vez mais útil com os avanços na área de informática, o que facilita o estudo da influência das variáveis do processo e com isto obter um bom modelo de predição [14].

A determinação teórica das tensões residuais em soldagem é um problema complexo. São muitas as variáveis envolvidas, desde a eficiência do arco de soldagem até propriedades físicas, mecânicas e metalúrgicas do material.

Para a determinação dos efeitos termodinâmicos na solda deve-se considerar [15]:

1. A análise do fluxo de calor;
2. A análise do transiente térmico de tensão durante a soldagem;
3. A determinação das transformações após o resfriamento da solda;
4. A determinação da Tensão Residual e das distorções devido as deformações.

Ueda e outros [8] utilizaram o método numérico e concluíram que tanto faz considerar

uma chapa de dimensões finitas como infinitas, porém, quando a chapa tem dimensões infinitas os cálculos tornam-se mais complexos. É importante ressaltar que apesar da informação de Ueda e outros, provavelmente as dimensões das chapas e as restrições externas influem nos cálculos.

Para determinar as tensões residuais considera-se as deformações que ocorrem na fase elástica, não sendo necessário o uso de cálculo complexo na análise da fase elasto-plástica, apesar das mudanças de tamanho que ocorrem nos membros soldados. A tensão residual de soldagem é fácil de ser calculada na fase elástica, bastando para isto considerar as deformações padrão de soldagem. Esta é uma vantagem e característica do método para determinar tensão residual de soldagem com uma boa precisão.

Para se ter uma boa precisão neste método deve-se considerar as deformações na direção x e y (ϵ_x, ϵ_y), sendo $\epsilon_{xy} = 0$. Com isto, a distribuição e amplitude das tensões residuais de soldagem saem reproduzidas precisamente. Por fim concluíram que a componente da deformação longitudinal ϵ_y é que governa a distribuição e a amplitude da tensão residual de soldagem, sendo que a componente perpendicular a linha de solda ϵ_x tem grande influência sobre a inclinação da distribuição linear das tensões residuais de compressão.

2.4 Aparelhos que Avaliam Tensões Residuais

Uma forma para medir tensões residuais em laboratório (simulado) foi proposta por Hougardy e Rose [11]. Em seu experimento, ilustrado na Figura 2.13, um corpo de prova (CP) é fixado em uma das extremidades. Na outra extremidade livre um transdutor medirá a variação de deslocamento na medida do aumento do material depositado. A análise deste movimento dará uma estimativa das transformações, as quais o material ficará sujeito durante o aquecimento e resfriamento, em função das condições de soldagem, geometria da junta e calor de aporte. Com um termopar próximo à solda é possível acompanhar as variações de temperatura durante o aquecimento e resfriamento. Os deslocamentos medidos na extremidade livre, juntamente com as variações de temperatura, são coletados simultaneamente em um computador para fornecer uma análise múltipla dos valores medidos. Correlações especiais entre os parâmetros podem ser traçados sobre um gráfico no plano $x -$ tempo.

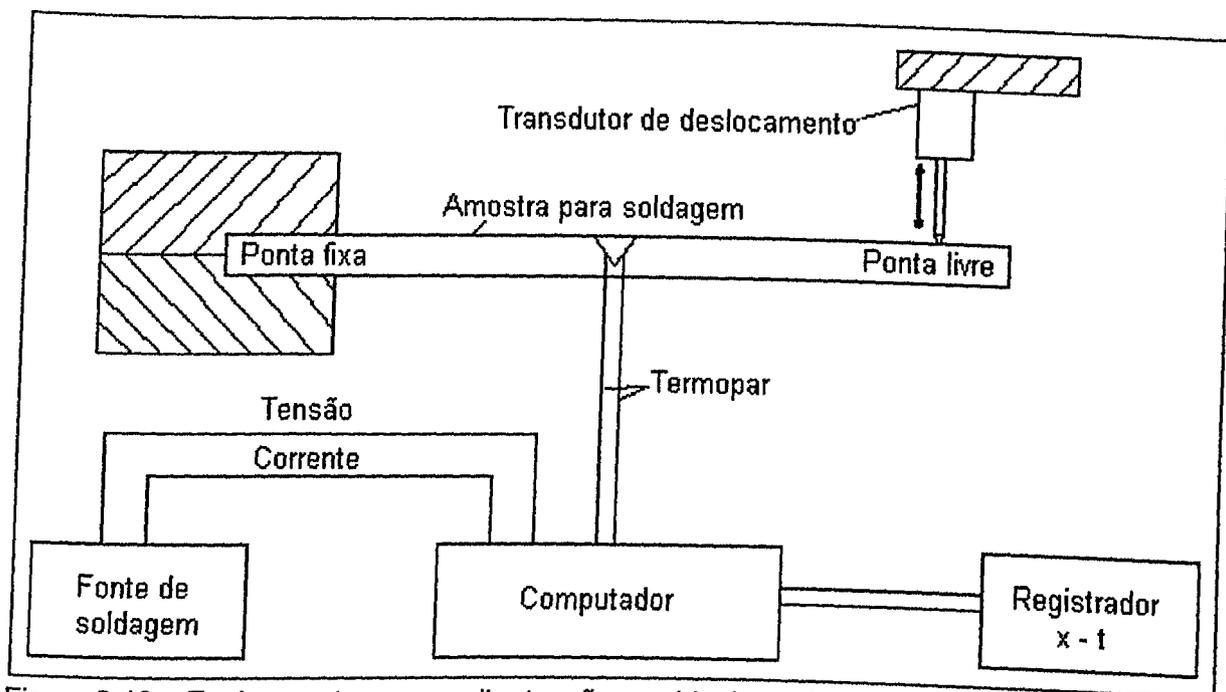


Figura 2.13 – Equipamento para avaliar tensões residuais em junta soldada [11].

Hougardy e Rose [11] foram capazes com este equipamento de verificar como as tensões devidas ao tratamento térmico e devido às transformações na região da solda e zona afetada pelo calor causaram efeitos significativos.

Uma outra forma de simular tensões térmicas foi proposto por Okumura e Taniguch [2]. Este equipamento consiste basicamente de uma célula de carga, uma bobina de indução para aquecimento (70 Hz, 15Kw) um sistema de resfriamento à água e termopar, conforme Figura 2.14.

Um CP cilíndrico de aproximadamente 20 mm de diâmetro e 150 mm de comprimento é fixado em cada extremidade por uma garra. Em torno do CP é colocado uma bobina de indução para aquecimento, junto a um termopar para controle das temperaturas. A garra possui um sistema de resfriamento à água e através de uma célula de carga são medidos os esforços de tração e compressão. Os resultados são traçados em gráficos tensões térmicas versus temperatura.

Através deste equipamento é possível criar uma situação semelhante à que ocorre durante a soldagem de um CP, pois, ao simular tensões térmicas neste equipamento, todos os fatores que afetam o desenvolvimento das tensões residuais estarão envolvidos.

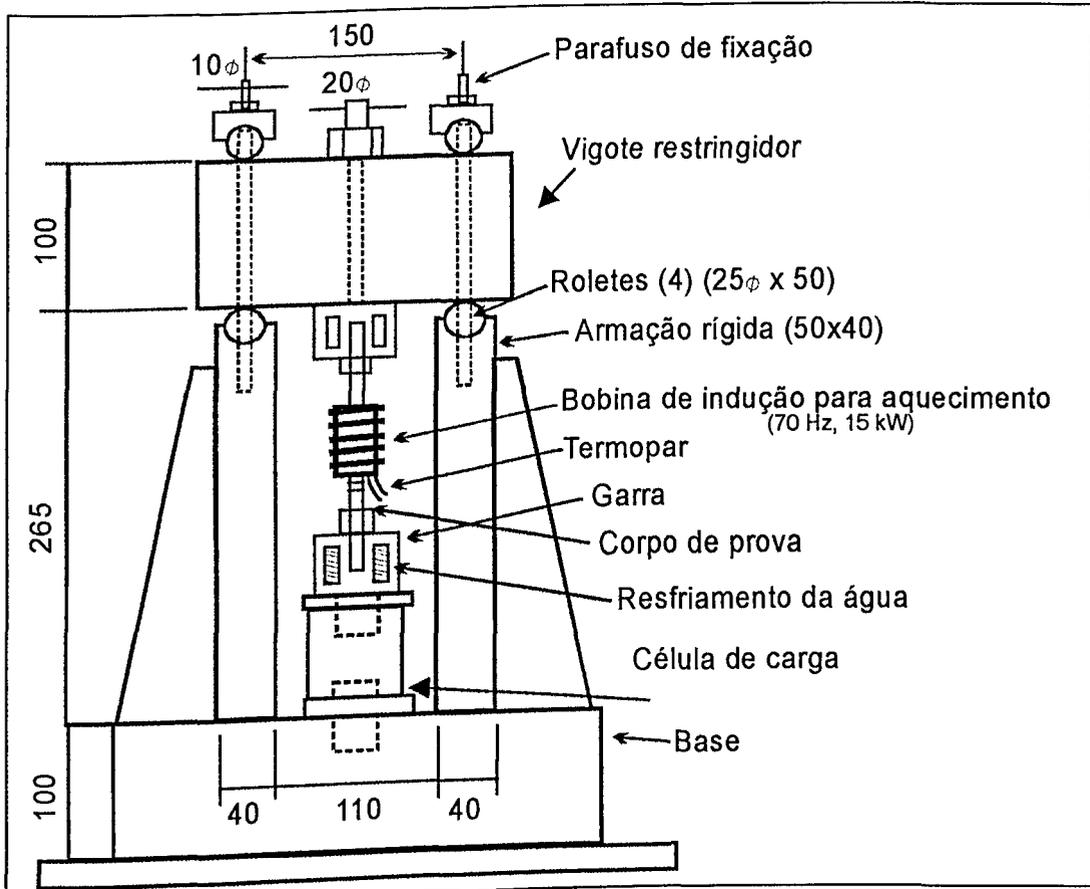


Figura 2.14 – Equipamento para simulação de Tensões Térmicas [2].

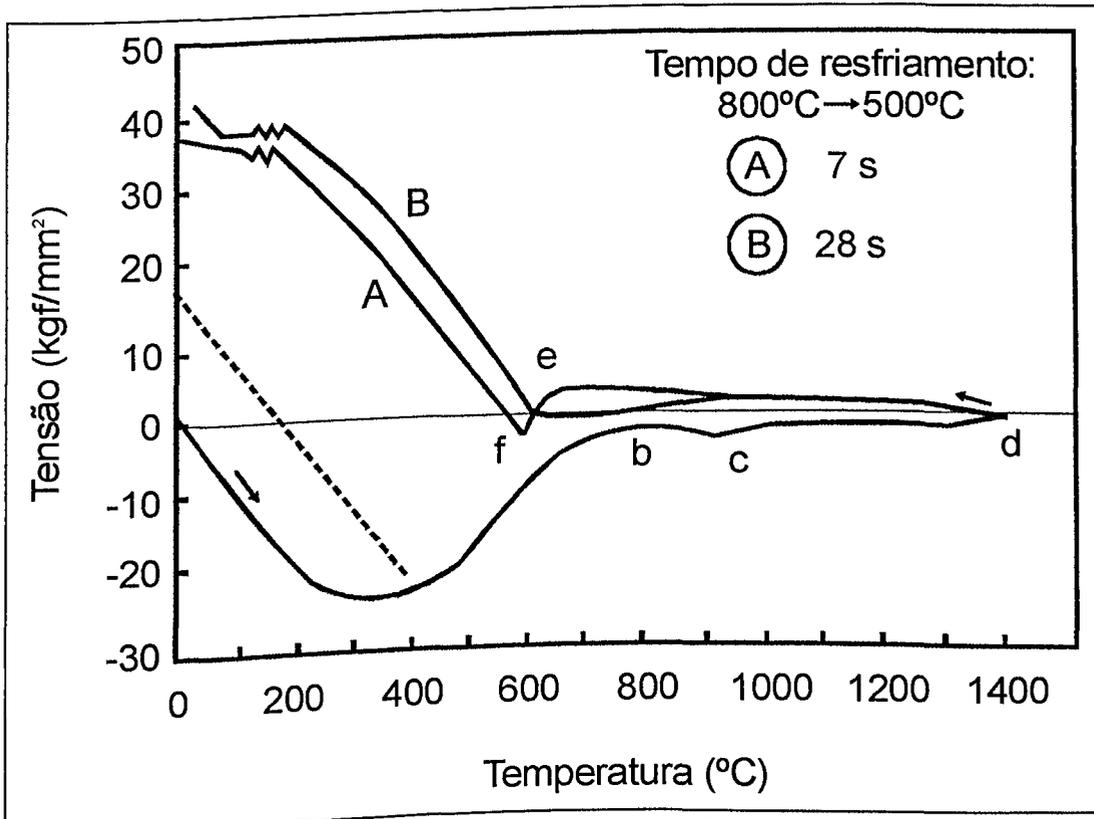


Figura 2.15 – Curva Tensão x Temperatura para uma barra de aço doce restringida.

2.5 Métodos de Controle e Redução de Tensões Residuais e/ou Deformação

2.5.1 Tratamento Térmico de Alívio de Tensão

Os tratamentos térmicos e mecânicos podem ser necessários para manter ou restabelecer as propriedades do metal base que tenha sido afetado pelo calor da soldagem. O tratamento térmico pode ser usado para melhorar e/ou modificar as propriedades do metal depositado. Além destas funções, estes tratamentos podem ser realizados para alívio de tensões e para produzir uma microestrutura desejada no metal base e no metal depositado.

O grau de mudança no metal base é que determina o tratamento térmico ou mecânico subsequente, dependendo da temperatura a qual o material foi submetido, do tempo de exposição, da composição do metal, da velocidade de resfriamento, do desenho da junta do processo e procedimento de soldagem [7].

A. G. Olabi e Hashmi [9] utilizaram o tratamento térmico pós-solda usando três níveis de temperatura 550, 650 e 750° C, durante 2 horas. Microdureza, tração e teste de impacto Charpy em V foram feitos sobre juntas soldadas e a tensão residual foi avaliada pelo método do furo cego. Após realizar seus estudos, Olabi e Hashmi concluíram que, para um nível de temperatura de 750° C, a tensão residual é totalmente aliviada e que a tenacidade do impacto é significativamente melhorada. A dureza na ZAC é sempre maior do que no metal de base. Para o nível de temperatura de 650°C e 550°C, a tensão residual é aliviada em 70 e 50%, respectivamente, enquanto a tenacidade ao impacto para o nível de 550°C efetivamente decresce. Estes resultados comprovam a eficiência do tratamento térmico do alívio de tensões.

2.5.2 Tratamento de Alívio de Tensões por Vibração

Esta técnica tem evoluído como método de alívio de tensão residual e consiste basicamente em induzir vibração na estrutura a ser tratada a uma frequência de ressonância natural. A frequência é, então, aumentada e a ressonância também, até que outra frequência de ressonância seja estabelecida, quando o processo é repetido [12]. Apesar desta técnica ter se mostrado eficiente na estabilidade interna das tensões residuais, muito pouca pesquisa tem sido realizada sobre os efeitos do método de vibração como método de alívio de tensão.

A função básica ao usar a energia vibracional controlada (frequência e amplitude) para aliviar as tensões em uma peça soldada é realinhar e reordenar os grãos reticulares e permitir

a difusão de átomos intersticiais retidos, com a finalidade de estabilizar a rede cristalina, não produzindo deformações, nem alterando as “propriedades” do material (resistência à tração). Sendo assim, a aplicação de vibração como tratamento de alívio de tensão é similar ao tratamento térmico de alívio de tensões, visto que a rede cristalina não diferencia basicamente o tipo de tratamento que esta sofrendo [10]

Aguirre e Tagle [10], utilizaram este método e concluíram que:

1. por não se aplicar calor, há uma deformação mínima na peça tratada;
2. processo em si envolve pouco tempo de alívio, com isto perde-se pouco tempo;
3. não existe limitação quanto ao tamanho da peça a ser tratada;
4. as peças a serem tratadas não precisam ser removidas, podendo ser feito no próprio local;
5. custo baixo, não necessita de mão-de-obra especializada.

A principal desvantagem deste método é que reduz o tempo de vida por fadiga. Claramente, este método não deve ser aplicado para componentes nos quais a fadiga está como fator de controle da vida útil. Este método apesar de simples é improvável que cause algum benefício metalúrgico. Pelo contrário, pode em algumas circunstâncias causar danos mecânicos ou metalúrgicos. Outra desvantagem é que é necessário desconectar a peça e suas conexões, para vibrar, o que resulta em perda de tempo.

2.5.3 Tratamento de Alívio de Tensões por Martelamento

Esta técnica consiste no martelamento do metal depositado e suas adjacências, durante ou após a soldagem. O martelamento oferece algumas vantagens sobre os demais processos, tais como: baixo custo, pois não envolve equipamentos sofisticados e dispensa mão-de-obra qualificada e simplicidade. Apesar destas vantagens, o desconhecimento dos seus efeitos nas propriedades mecânicas dos cordões, faz com que as normas existentes adotem um posição conservativa quanto ao seu uso. Este método é inadequado para materiais de baixa ductilidade. [12] A norma diz para não martelar a raiz da solda porque poderia causar trinca na solda, e também após o último passe não convém martelar porque é possível causar um endurecimento na superfície da solda.

Sabe-se também que o martelamento introduz grau de deformação plástica na superfície martelada. Logo, quanto maior a capacidade do metal absorver deformações plásticas menos sensível será a ação fragilizadora [12].

Ferreira e Rabello [14] utilizaram este método e concluíram que:

1. Processo de martelamento é eficaz em aliviar tensões, porém nada se pode afirmar quanto à extensão do alívio segundo a espessura;
2. Deve-se usar martelos leves, pois basta apenas introduzir um pequeno grau de deformação plástica na superfície martelada para se obter o alívio de tensões;
3. A camada superficial afetada pelo martelamento, devido a sua pequena profundidade, pode ser facilmente retirada por esmerilhamento;
4. Os eletrodos básicos E7018 tem as propriedades mecânicas pouco afetadas pelo martelamento;
5. Os eletrodos celulósicos E6010 tem as propriedades mecânicas bastante afetadas pelo martelamento;

O martelamento não modifica os mecanismos da fratura dos cordões de solda estudados por eles.

2.5.4 Utilização Correta de Procedimentos de Montagens para evitar Deformações

As distorções que geralmente surgem nos processos de soldagens nem sempre podem ser evitadas. Portanto, é importante a utilização dos procedimentos de montagem apropriados para minimizá-los. As distorções podem ser controladas usando-se um dos seguintes métodos [12]:

Pré-posicionamento: Estimar a quantidade de distorções e pré-posicionar as peças para compensar as distorções indesejáveis

Pré-fixação: Posicionar as peças a serem soldadas no posicionamento normal e usar alguma forma de restrição para evitar a distorção

Dentre as formas de pré-posicionamento, cita-se a pré-inclinação angular das juntas. Consiste em posicionar as peças a serem soldadas num ângulo pré-determinado, de maneira

tal que as deformações da solda retornem a junta para a posição desejada (compensando a pré-inclinação) A pré-inclinação tem mais aceitabilidade como procedimento de montagem, mas na prática ela nem sempre é suficiente para minimizar as distorções, já que a previsão correta do pré-posicionamento é difícil. Na pré-fixação procura-se impedir o movimento, de tal modo que as deformações se ajustem e não que haja mudança de forma da peça. Entre os métodos citados acima, nota-se que o primeiro é mais atrativo que o segundo, porque as partes soldadas tem liberdade para se moverem durante a soldagem e, por isso, as tensões residuais são menores. Entretanto, o primeiro método só pode ser aplicado em peças simples [13]. :

Por isso, de uma forma geral, o método de restrição acaba sendo o mais usado. Existem dois tipos práticos de restrição. O primeiro é através de ponteamto (pingos de soldas), grampos ou com dispositivos mecânicos. A outra forma de restrição é através de suporte, quando normalmente se prende a peça a ser soldada em suporte rígido (soldado a uma terceira peça) para evitar deformações da peça a ser soldada. Uma forma interessante de restrição é o método de forças opostas[12]. Neste caso, duas peças iguais são fixadas (por ponteamto ou grampo) uma contra a outra e soldadas simultaneamente. Desta forma, as forças de contração se opõem, assegurando a restrição de movimento em ambas.

O controle de distorções usando suporte é uma prática comum para solda de alumínio. Isto auxilia no sentido de manter as tolerâncias das peças soldadas, principalmente para peças menores. A ductilidade do alumínio durante a solda com suporte permite ao final que a peça a ser soldada mantenha as tolerâncias especificadas no projeto.

Outro procedimento de montagem comumente usado diz respeito ao posicionamento da junta (folgas). STEWART [13] cita que os soldadores acreditam que podem economizar nos custos de soldagem, não tomando cuidado no posicionamento da junta, deixando folgas. Estas folgas são corrigidas com uma maior quantidade de solda. Porém, como visto anteriormente, um maior volume de solda representa maior energia, conseqüentemente, maior deformação. Além disto, uma menor quantidade de solda, que advém de uma junta sem folgas, pode compensar o extra custo de uma preparação e posicionamento da junta com maiores cuidados. Cita-se também que supervisores normalmente orientam os soldadores para executarem soldas com maior folga para garantir penetração

2.5.5 - Outros Métodos Para Redução da Geração de Tensão

a) - Redução do volume de solda

A redução do volume de solda é importante no controle da geração de tensão, Este volume por sua vez depende do tipo de junta. A junta em forma de "J" e "U" é adotada, preferencialmente à junta em "K" e "V", para reduzir a quantidade de metal de solda para chapas grossas, pois a redução da quantidade de material depositado representa a diminuição na contração da junta [12]. É facilmente reconhecido que juntas em "X" ou "U" produzem também tensões angulares menores que em "V", mas são de alto custo de preparação [1]. Na realidade, as juntas "U" e "J" geralmente selecionadas tem um custo maior [12]. As juntas "U" e "J" devem ser feitas com operações de usinagem, mas, por economia, os supervisores de soldagem apelam para a tocha de maçarico, goivando cada chapa em forma de "J". Entretanto, com a tocha de maçarico nem sempre se consegue obter a junta em "J" dentro das especificações geométricas. Além do mais, este procedimento térmico aumenta consideravelmente as tensões antes de começar a soldagem. Deve - se igualmente procurar a redução do comprimento dos cordões de solda, o aumento da exatidão do corte e a precisão de fabricação e montagem [1], visando também reduzir o volume de solda.

Outra forma de reduzir o volume de solda, é o dimensionamento do cordão em solda de filete. Um excesso do metal de solda para obter cordões altamente convexos acarreta em aumento das forças de contração. Entretanto, não ocorre um aumento de resistência na solda. Preferencialmente usa-se cordão de solda plano ou levemente convexo.

b) - Número de Passes

Taniguchi [2], diz que para as juntas em ângulo ("T") soldadas com vários passes, a distorção angular é proporcional ao números de passes. Stewart [12] cita que é preferível preencher um filete de solda com um passe, usando um eletrodo de diâmetro maior, do que dar três passes de solda com eletrodo de diâmetro menor, porque cada passe tende aumentar acumulativamente os problemas de contrações.

c) - Seqüências de Soldagem

Sabe-se que entre os fatores que afetam as distorções está a seqüência dos passes, pois, através da seqüência de soldagem pode-se criar, em muitas situações, o balanço entre as forças de contração. Entre as seqüências de soldagem, segundo a direção de soldagem, cita-se [1] : seqüência corrida, seqüência com passes em retrocesso, seqüência com passes

intercalados e seqüência simétrica. A Figura 2.15 ilustra estas diferentes seqüências de soldagem.

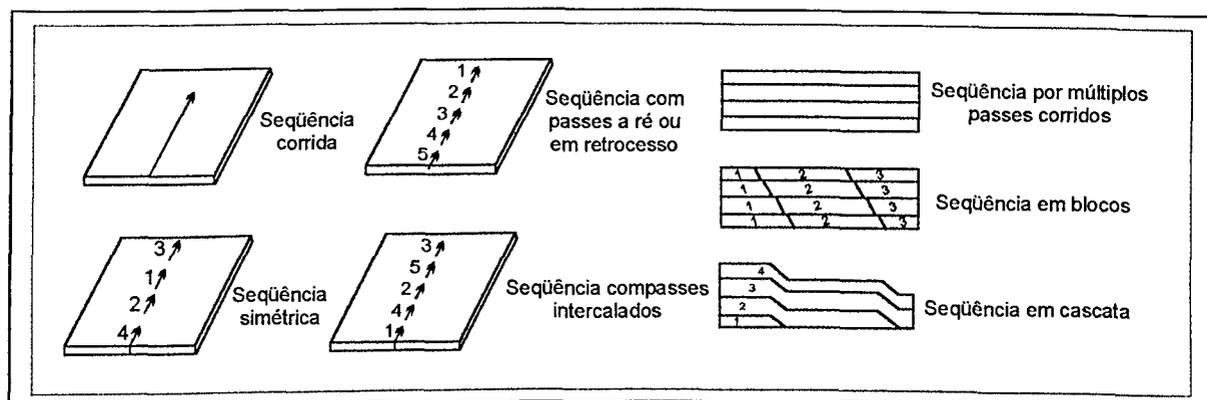


Figura 2.15 - Seqüências de soldagem [2].

A seqüência corrida é a solda feita sem preocupações de reduzir tensões, e principalmente usada em solda automática. Já não é comum utilizar a seqüência com passes em retrocesso em soldagem automática. Já na soldagem manual, esta técnica é uma opção que auxilia no controle das contrações. Como os cordões são depositados em pequenos incrementos, pela técnica do passo em retrocesso, e cada incremento de solda produz a contração padrão do incremento, afetando somente as imediações da solda e não produzindo a contração padrão do comprimento total da solda [12]

A soldagem intercalada é uma variação da seqüência de soldagem com passes em retrocesso. Stewart [12] diz que, numa seqüência com passes intercalados, o nível das tensões residuais diminui. Em geral a soldagem é feita do centro para a extremidade e consiste em depositar a solda em incrementos espaçados. O tamanho do incremento e o espaço entre eles são normalmente iguais em toda a solda. A grande vantagem é que quando se solda o filete subsequente, os espaços são virtualmente livres de distorções devido o efeito da restrição da solda feita no início (passe anterior) [12]. Acredita-se que a seqüência simétrica seja outra variação da soldagem com passes em retrocesso.

É possível verificar através da Figura 2.16, que mostra a distribuição de tensões residuais, em função da seqüência de soldagem, que quando se solda utilizando a seqüência com passes intercalados as tensões residuais são menores [2].

d) Velocidade de Soldagem

A velocidade de soldagem é um parâmetro importante, pois é através da velocidade de soldagem que se controla a energia térmica transferida para a peça[16]. O tempo necessário para que ocorra a transmissão de calor é um fator que influi nas distorções

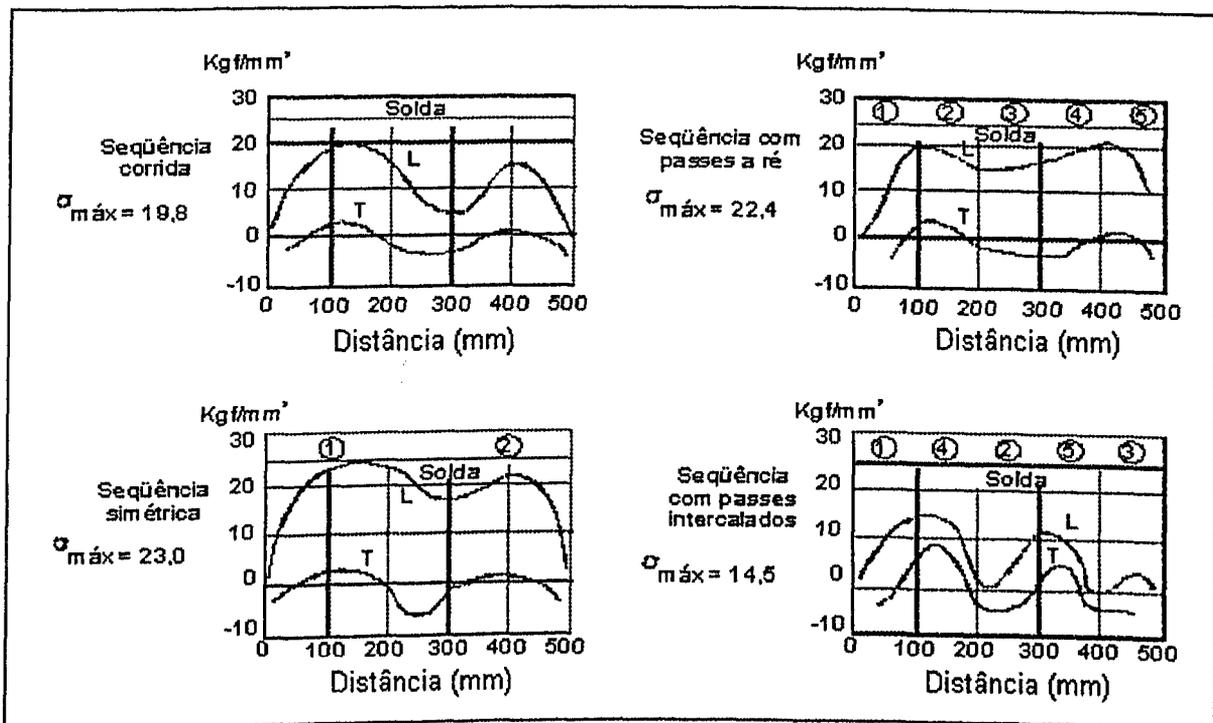


Figura 2.16 - Distribuição de tensões residuais x Seqüência de soldagem [2]

A Equação 2.12 mostra como parâmetros de soldagem, tais como corrente (I em ampéres), tensão (V em volts) e velocidade de soldagem (Vs em cm/s) influem diretamente sobre a entrada de calor (HI em J/mm) na peça. Verifica-se que o aumento da tensão ou corrente provoca um aumento da energia de soldagem e um aumento da velocidade de soldagem provoca uma redução da energia de soldagem.

$$HI = 60 \frac{VI}{Vs} \left(\frac{\text{Volts} \times \text{amp.}}{\text{cm/min}} \right) \frac{J}{\text{cm}} \quad (2.12)$$

Em velocidades de soldagem elevadas a quantidade de material afetada pelo calor é menor, devido a maior parte do calor disponível ser consumido na formação da poça fundida. A soldagem automática, ao contrário da manual, reduz o tempo de soldagem e, conseqüentemente, a quantidade de metal afetado pelo calor. Por isso há uma tendência de reduzir as distorções[16].

É importante chamar a atenção que o calor transferido para a peça é máximo quando a velocidade de soldagem é tal que o arco elétrico deixa de incidir diretamente sobre a poça de solda e passa a incidir imediatamente sobre o metal base. Nestas condições uma quantidade máxima de calor é transferido para o material de base, pois a poça de solda deixa de agir como uma barreira térmica entre o arco e o material de base. Geralmente, isto ocorre em velocidades de soldagem intermediárias

Capítulo 3

Procedimento Experimental I – Avaliação do Equipamento Original para Avaliação de Geração de Tensão

3.1 Descrição do Sensor de Tensões

Para o desenvolvimento deste trabalho, foi projetado e construído um equipamento denominado de "Sensor de Tensões". O sensor de tensões é um dispositivo que propõe mensurar a geração de tensões em corpos de provas de pequenas dimensões. Este dispositivo é ilustrado na Figura 3.1 e consiste de duas chapas (5) verticais que agem como suportes, rigidamente fixadas através de um reforço (7) à uma base plana (6), sendo uma em cada extremidade. O porta-corpo de prova é constituído de uma base de fixação (4), acoplados de um lado em um bloco fixo (8) e do outro em um bloco, ou rótula (2), que proporciona movimentos no plano. O bloco rígido (8) é fixado na chapa suporte (5) através de um eixo rosqueado (9) com uma porca (3), por onde é possível, através de uma pré-carga, estirar a montagem corpo de prova-suportes. Do outro lado, a rótula é fixada na outra chapa suporte (5) através de um outro eixo (1), também preso por porcas, rosqueado na outra chapa suporte (5). Neste eixo (1), chamado de haste sensora, estão fixados extensômetros. Uma Foto do dispositivo no Anexo I.

3.2 - Princípio de Funcionamento da Haste Sensora

A haste sensora, por sua vez, é ilustrada na Figura 3.2. No eixo foram colados quatro extensômetros, dispostos de tal forma que os extensômetros 2 e 4 medem esforços de tração e compressão, enquanto os extensômetros 1 e 3 refletem os esforços de flexão sobre o eixo. A ligação destes extensômetros é explicado no item 3.2.2, mas desde já pode-se ressaltar a existência de uma placa para compensação de temperatura (a placa de compensação de temperatura é utilizada para que quando equacionadas as deformações causadas devido às variações da temperatura ambiente sejam eliminadas). Nesta placa, de material com propriedades idênticas à da haste sensora, são colados os extensômetros 5 e 6. As deformações são lidas num medidor de microdeformação.

Uma vez colocado o corpo de prova, e feita a deposição do cordão de solda, o mesmo aquece-se e dilata-se, exercendo um esforço de compressão no bloco/rótula (2). Como o bloco está preso à haste sensora (1), deformações devido as tensões de compressão e flexão

(conseqüência) serão lidas no indicador de deformações (em microdeformações). Durante o resfriamento, o corpo de prova exercerá um esforço de tração no bloco/rótula (2), consequentemente na haste sensora.

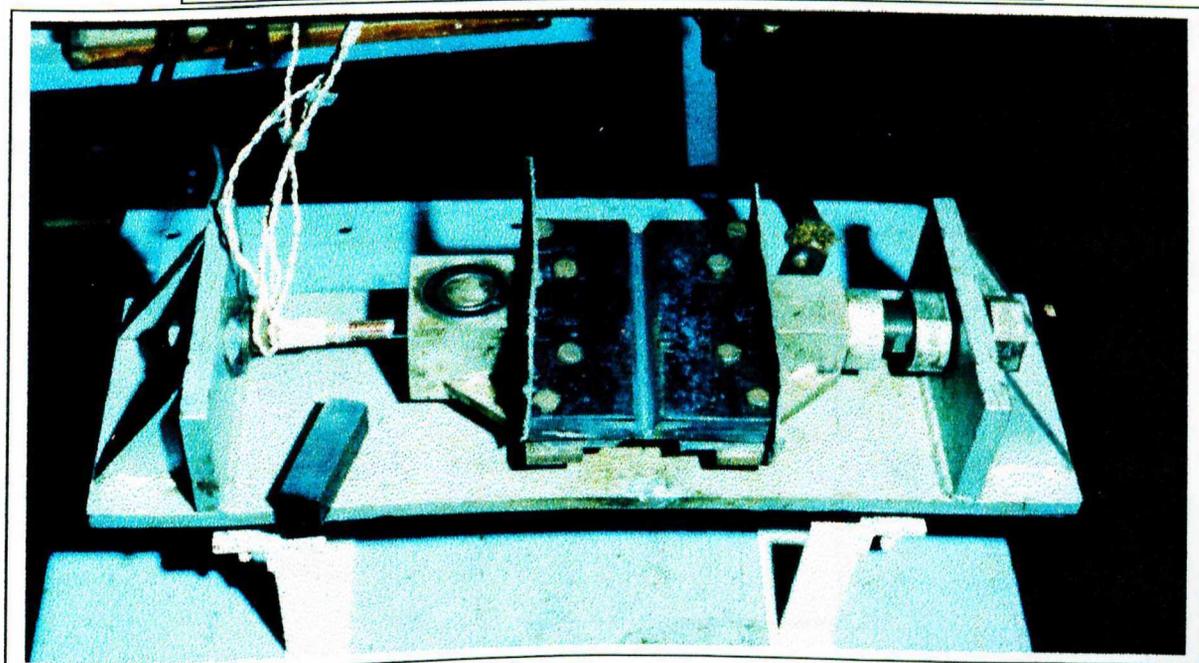
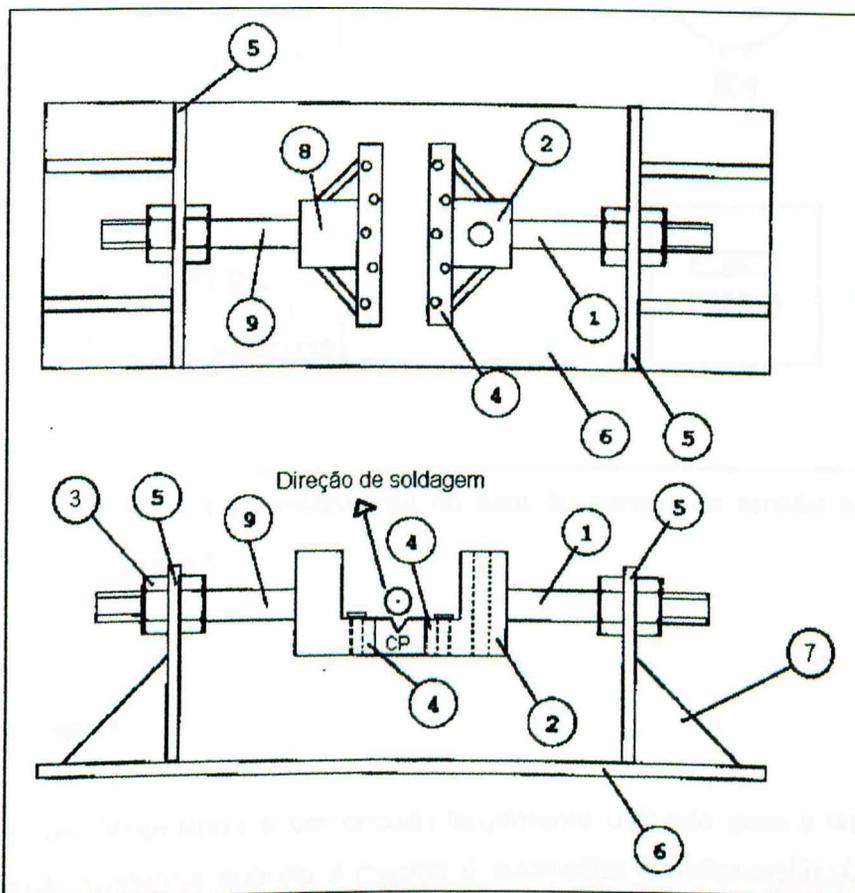


Figura 3.1 - Equipamento "Sensor de Tensão".

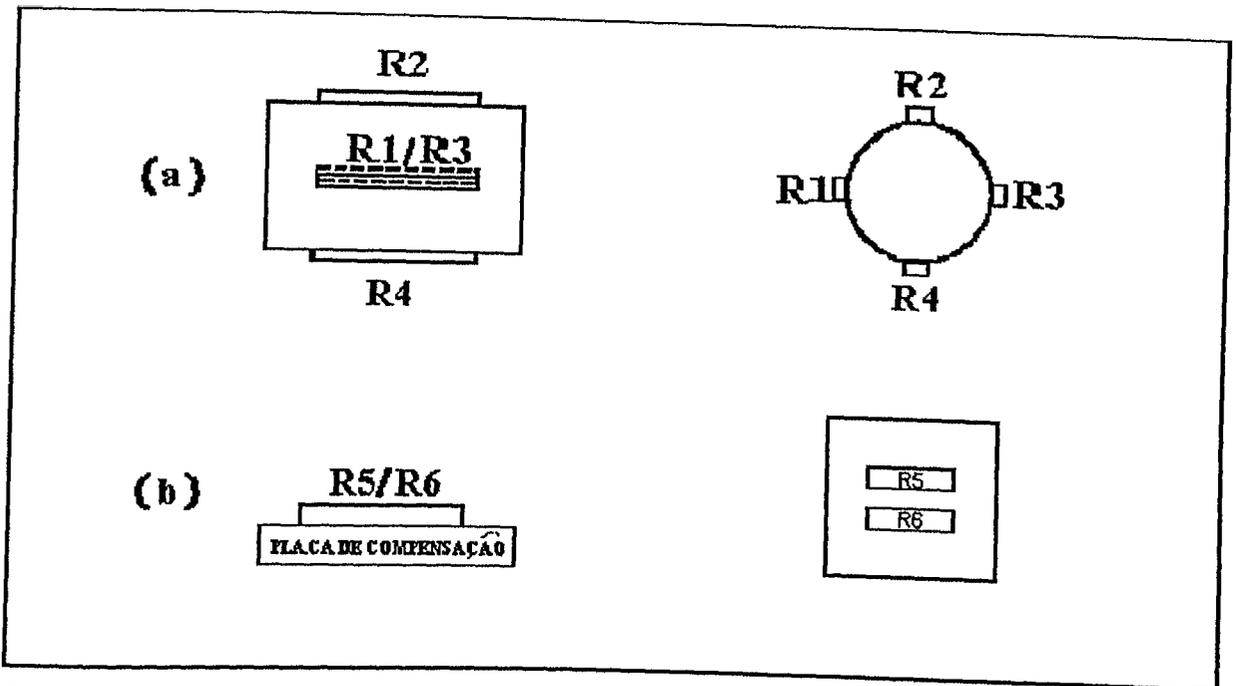


Figura 3.2 - Distribuição dos extensômetros no eixo do sensor de tensão e, na chapa de compensação de temperatura.

3.2.1 - Extensometria

A ponte de Wheatstone é um circuito largamente utilizado para a determinação da variação de uma resistência quando a mesma é submetida à deformação. O circuito desta ponte está representado na Figura 3.3. O papel das resistências (resistores) é feito por extensômetros ("strain gage") e a variação de seus valores ocorre através da solicitação mecânica aplicada sobre estes elementos. O circuito permite a leitura direta ou indireta (através do balanceamento da ponte). É utilizado para medidas estáticas e dinâmicas [17].

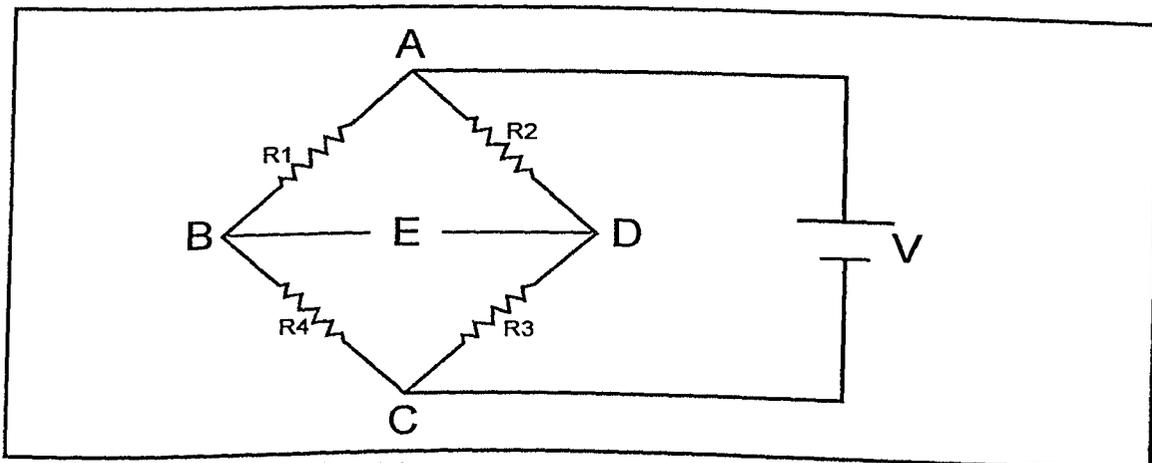


Figura 3.3 - Ponte de Wheatstone.

Por esse circuito, a tensão de saída (E), proporcional às deformações, é equivalente à queda de tensão entre os pontos B e D, ou seja:

$$E = V_{BD} = V_{AB} - V_{AD}; \quad (3.1)$$

sendo que,

$$V_{AD} = \frac{R_4}{(R_3 + R_4)} * V; \quad (3.2)$$

e,

$$V_{AB} = \frac{R_1}{(R_1 + R_2)} * V; \quad (3.3)$$

Substituindo as equações 3.2 e 3.3 na equação 3.1 tem-se

$$E = \frac{R_1 * R_3 - R_2 * R_4}{(R_1 + R_2) * (R_3 + R_4)} * V. \quad (3.4)$$

Segundo Gomide [18], a ponte é considerada em balanço quando $R_1 * R_3 = R_2 * R_4$, ou seja $E = 0$. É esta condição que permite a ponte de Wheatstone ser usada para medidas estáticas. Considerando inicialmente a ponte balanceada e variando as resistências, tem-se:

$$E + \Delta E = \frac{(R_1 + \Delta R_1) * (R_3 + \Delta R_3) - (R_2 + \Delta R_2) * (R_4 + \Delta R_4)}{(R_1 + \Delta R_1 + R_2 + \Delta R_2) * (R_3 + \Delta R_3 + R_4 + \Delta R_4)}. \quad (3.5)$$

onde $E=0$ e ΔE = variação de tensão devido à variação de resistências.

Gomide (18) demonstra que a equação 3.5 pode ser simplificada para:

$$\Delta E = \frac{R_1 * R_2}{(R_1 + R_2)^2} * \left(\frac{\Delta R_1}{R_1} - \frac{\Delta R_2}{R_2} + \frac{\Delta R_3}{R_3} - \frac{\Delta R_4}{R_4} \right) * V. \quad (3.6)$$

Desta forma, a escolha correta dos valores dos resistores e da tensão de alimentação é que inicialmente determina o desempenho da ponte. Porém, como a variação dos resistores é

também um fator importante (Eq. 3.6) torna-se imperativo saber o quanto cada resistor varia em função da deformação do mesmo, ou seja é preciso se conhecer a sensibilidade dos resistores.

A sensibilidade à deformação de um resistor é definida como sendo a variação da resistência em função da deformação uniforme ao longo deste, na direção de seu eixo e é função do material do resistor. Entretanto, o extensômetro, devido à sua configuração, possui sensibilidade às deformações normais, tanto no sentido axial, como no sentido transversal, e às deformações por cisalhamento. Em vista disso tem-se:

$$\Delta R/R = (\epsilon_a * S_a) + (\epsilon_t * S_t) + (S_s * \gamma_{at}); \quad (3.7)$$

onde:

ϵ_a = Deformação normal ao longo do eixo axial;

ϵ_t = Deformação normal ao longo do eixo transversal;

γ_{at} = Deformação de cisalhamento;

S_a = Sensibilidade à deformação axial;

S_t = Sensibilidade à deformação transversal;

S_s = Sensibilidade à deformação por cisalhamento;

Em geral, a sensibilidade à deformação por cisalhamento é pequena e pode ser desprezada, resultando em:

$$\Delta R/R = S_a * (\epsilon_a + K_t * \epsilon_t); \quad (3.8)$$

onde $K_t = S_t/S_a$, definido como fator de sensibilidade transversal.

Os fabricantes de extensômetros fazem uma calibração e determinam uma constante conhecida com "gage factor", para cada caso. O "gage factor" relata a alteração da resistência elétrica devido a uma deformação axial, ou seja:

$$\Delta R/R = S_g * \epsilon_a; \quad (3.9)$$

onde:

S_g = É a sensibilidade à deformação do extensômetro "gage factor".

Para o caso em que R_1 for igual a R_2 e utilizando-se da definição da sensibilidade à deformação do extensômetro (S_g), pode-se demonstrar que (19):

$$\Delta E = \frac{1}{4} * S_g * V * (\epsilon_1 - \epsilon_2 - \epsilon_3 - \epsilon_4). \quad (3.10)$$

onde:

$$\epsilon_1 = \frac{\Delta R_1}{R_1}; \quad \epsilon_2 = \frac{\Delta R_2}{R_2}; \quad \epsilon_3 = \frac{\Delta R_3}{R_3} \quad \text{e} \quad \epsilon_4 = \frac{\Delta R_4}{R_4} .$$

3.2.2 – Ligações dos Extensômetros na Haste Sensora

Na haste sensora projetada, existem dois tipos de ligações dos extensômetros. Para a medição das deformações de tração/compressão, utilizou-se quatro extensômetros, sendo dois (R2 e R4) fixados à haste sensora e dois (R5 e R6) na placa de compensação de temperatura. Este tipo de ligação, como mostra a Figura 3.4, é denominado na literatura como de ponte completa.

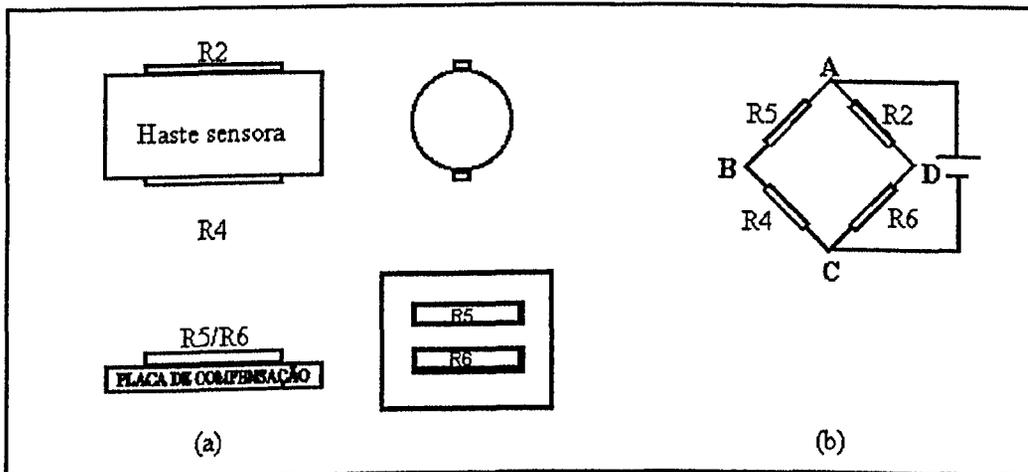


Figura 3.4 - (a) Disposição dos extensômetros na haste sensora e na placa de compensação
(b) Esquema da ligação em ponte completa.

Por esta ligação, a partir da equação 3.10, tem-se a medida de deformação por tração/compressão dada por

$$V_{tc} = \frac{V}{4} * S_g * (\epsilon_4 - \epsilon_6 + \epsilon_2 - \epsilon_5). \quad (3.11)$$

onde,

V_{tc} = queda de tensão proporcional às deformações nos extensômetros 2 e 4, equivalente ao ΔE entre os pontos B e D;

V = tensão de excitação da ponte;

S_g = É a sensibilidade à deformação do extensômetro "gage factor";

$\epsilon_2 = \epsilon_n + \epsilon_f + \epsilon \Delta t$: (deformação detectada pelo extensômetro 2);

$\epsilon_5 = \epsilon \Delta t$: (deformação detectada pelo extensômetro 5);

$\epsilon_4 = + \epsilon_n - \epsilon_f + \epsilon \Delta t$: (deformação detectada pelo extensômetro 4);

$\epsilon_6 = \epsilon \Delta t$: (deformação detectada pelo extensômetro 6);

ϵ_n = deformação devido aos esforços normais;

ϵ_f = deformação devido aos esforços de flexão;

$\epsilon \Delta t$ = deformação devido à variação de temperatura;

Substituindo $\epsilon_2, \epsilon_4, \epsilon_5, \epsilon_6$ na equação 3.11 tem-se:

$$V_{tc} = \frac{V}{4} * S_g * (2\epsilon_n). \quad (3.12)$$

Portanto, o sinal de saída corresponde a duas vezes a deformação detectada (ϵ_n) nos extensômetros 2 e 4. Além disto o efeito da variação da temperatura é compensado com esta disposição, pois $\epsilon \Delta t$ é eliminado da expressão.

Para a medição das deformações de flexão, foram utilizados dois extensômetros fixados sobre as faces superior e inferior da haste sensora, como mostra a Figura 3.5. Sendo R2 e R4 resistores fixos colocados à parte (no caso dentro do indicador de deformação). Esta configuração é conhecida como de meia ponte.

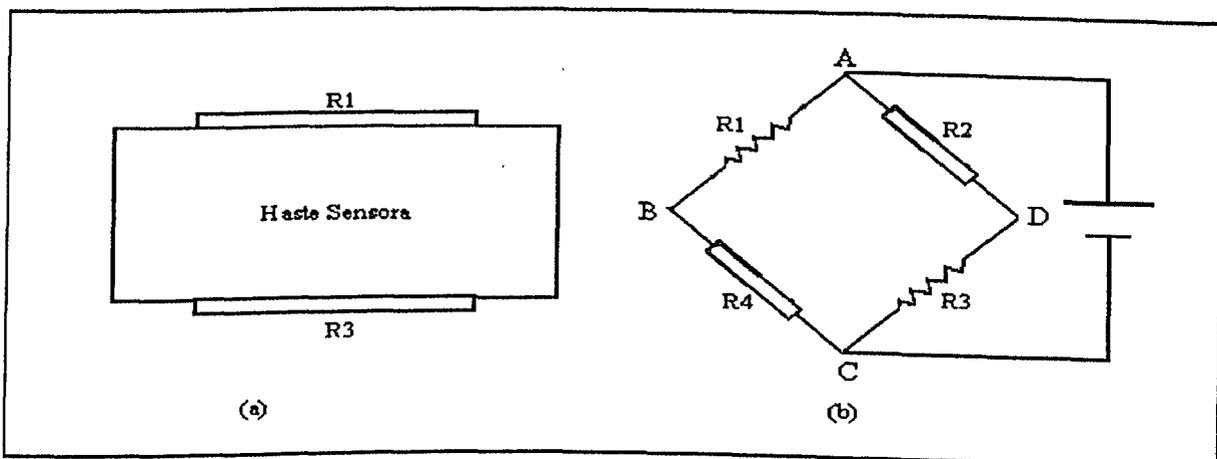


Figura 3.5 - (a) Disposição dos extensômetros na haste sensora

(b) Esquema da ligação em meia ponte.

A tensão indicada pela ponte de Wheatstone é dada por:

$$V_f = \frac{V * Sg *}{4} (\epsilon_1 - \epsilon_4 + \epsilon_3 - \epsilon_2). \quad (3.13)$$

Onde, diferentemente da equação 3.10, tem-se:

$\epsilon_1 = \epsilon_n + \epsilon_f + \epsilon \Delta t$. (deformação detectada pelo extensômetro 1);

$\epsilon_3 = \epsilon_n - \epsilon_f + \epsilon \Delta t$. (deformação detectada pelo extensômetro 3);

$\epsilon_2 = \epsilon_4 = 0$ (Resistores fixos).

Substituindo-se esses valores na equação 3.13, tem-se:

$$V_f = \frac{V}{4} * Sg * (2\epsilon_f). \quad (3.14)$$

Portanto, o sinal de saída para flexão corresponde a duas vezes a deformação de flexão. Nota-se que esta disposição também anula o efeito da variação da temperatura.

3.3 Descrição dos Corpos de Prova

Os Corpos de prova (CP) utilizados são de aço ABNT 1020 e de seção retangular, medindo 135 x 100 x 19 mm. Usou-se um chanfro em "V" (ângulo = 45° e profundidade = 19 mm) para simular uma junta (existe a consciência que não há a simulação perfeitamente, pois a parte não cortada pode afetar as distorções/tensões residuais. A Figura 3.6 ilustra o corpo de prova, ressaltando-se que os furos nas laterais são para fixação do corpo de prova no dispositivo sensor de tensão.

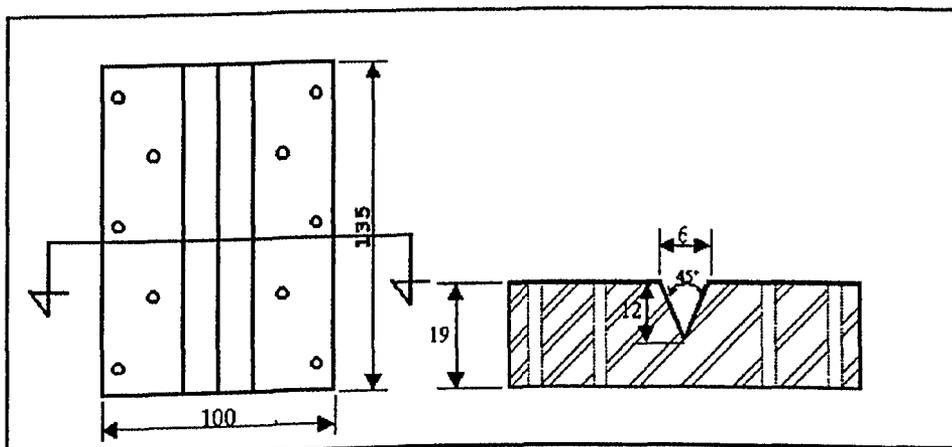


Figura 3.6 - Dimensões do corpo de prova utilizado (aço ABNT 1020).

3.4 Descrição da Bancada de Teste

A bancada de teste é esquematizada pela Figura 3.7 e descrita a seguir:

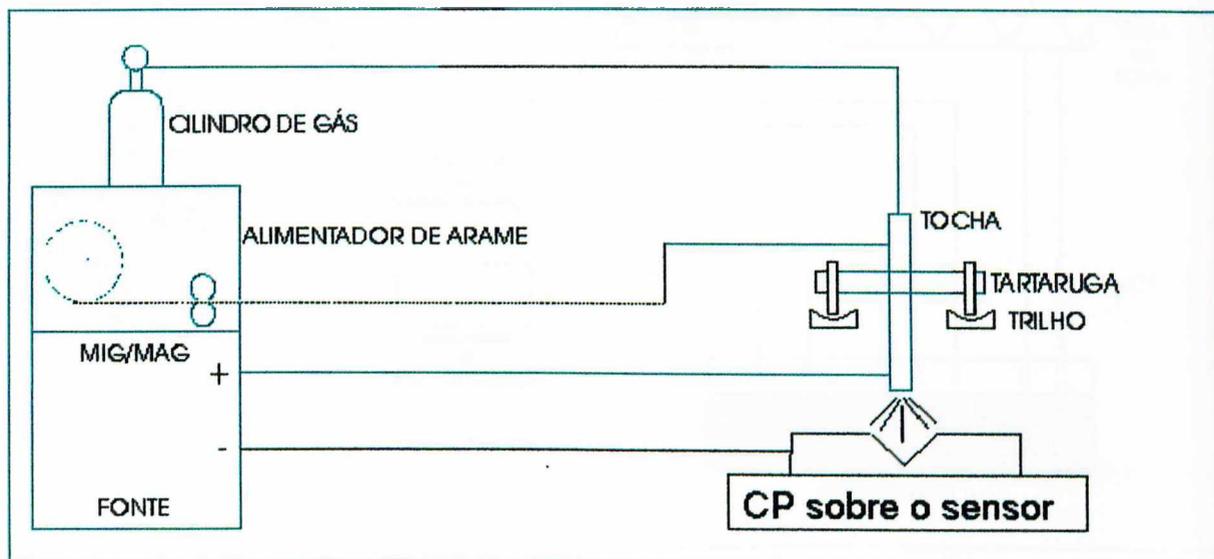


Figura 3.7 - Disposição da bancada de teste.

i. Equipamento de Soldagem: Foi utilizada uma fonte eletromagnética do tipo tensão constante (VI 252 do White Martins), com um alimentador de arame (SWM 15), específico para soldagem MIG/MAG e um medidor de vazão do tipo rotâmetro, conectado ao cilindro de gás e à tocha para se controlar a vazão durante a soldagem do corpo de prova

ii. Tartaruga: Um carrinho eletro-mecânico que carrega a tocha de soldagem e promove a velocidade de translação de soldagem, sobre o corpo de prova.

iii. Sensor de Tensão: Dispositivo no qual fixa-se o corpo de prova para medir indiretamente as tensões de tração/compressão e flexão.

3.5 Descrição do Sistema de Monitoramento

Para a realização dos testes, montou-se uma bancada com vários equipamentos para o monitoramento das variáveis envolvidas no processo de soldagem e do sensor de tensões. O sistema de monitoramento ilustrado pela Figura 3.8, é composto de:

- 2 medidores de microdeformação;
- 1 multímetro;
- 1 registrador X-T;
- 1 medidor de velocidade de alimentação;

→ 1 shunt.

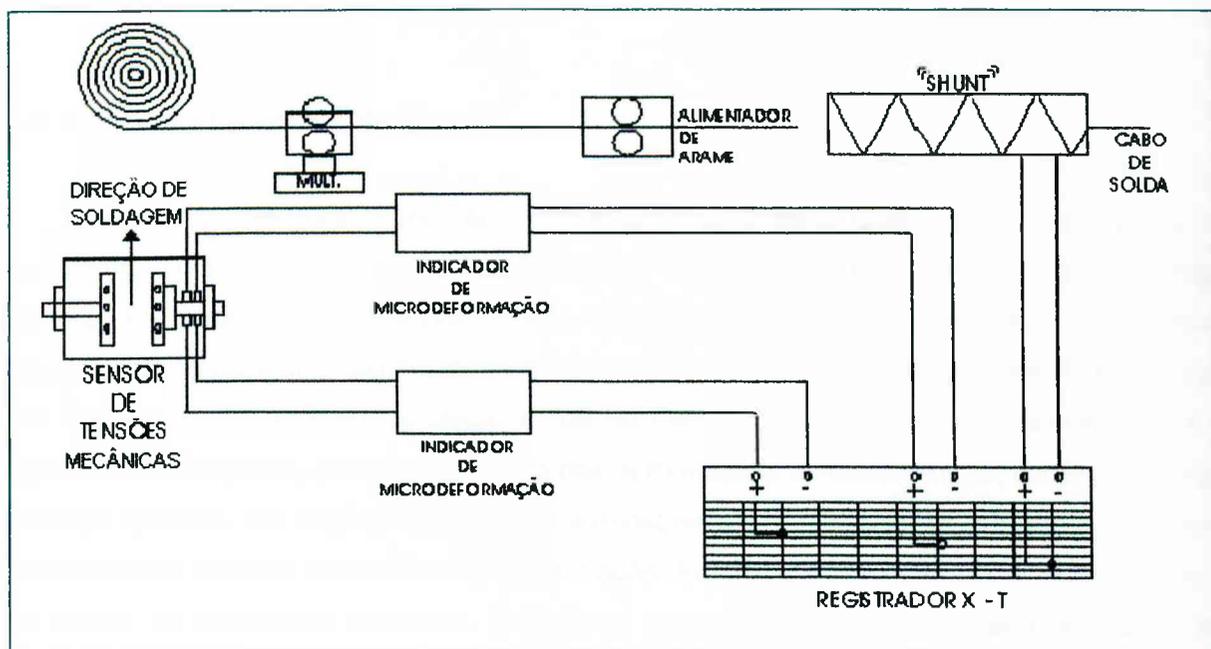


Figura 3.8 - Disposição dos equipamentos para monitoramento.

i. Indicador de microdeformação: Trata-se de pontes de Wheatstone, conectadas no sensor de tensão. Os medidores de microdeformações são ligados em meia ponte e em ponte completa, para mensurar as microdeformações devido à flexão ou à tração/compressão, respectivamente. Os sinais analógicos das microdeformações são "lidos" no registrador X-T. Antes da aquisição de dados, o medidor de microdeformação era sempre calibrado e a sua sensibilidade avaliada.

ii. Registrador X-T: Trata-se de um registrador multi-canal de sinais de tensão elétrica ao longo do tempo. O registro é traçado num formulário de papel contínuo cuja a velocidade é ajustada para a escala de tempo desejada. A sensibilidade de cada canal (Volts/centímetros) é ajustada de acordo com a faixa de utilização do canal. Foram usados 3 canais, 1 para registrar os valores de corrente, outro para registrar os valores de microdeformação devido à tração/compressão e o terceiro para os valores de microdeformação devido à flexão.

iii. Medidor de velocidade de alimentação: Baseia-se num disco ranhurado, por quais ranhuras passa-se um feixe de luz. Quanto maior a rotação do disco (devido à maior velocidade do arame), maior a frequência de corte de feixe de luz. Um dispositivo eletrônico transforma a frequência de corte de luz em tensão elétrica. Após calibrado, a tensão lida no multimetro representava a velocidade de alimentação do arame.

iiii. "Shunt": É uma resistência calibrada (cada 100A equivale a uma queda de tensão no shunt de 50mV), utilizada para medir a corrente de soldagem. O sinal do shunt é levado ao

registrador X-T.

3.6 Calibração do Sensor de Tensão

Uma vez construído e montado o dispositivo para medir tensões, a primeira parte do trabalho foi no sentido de calibrá-lo conforme Fig. 3.9. Para isto, fixou-se uma célula de carga de 1000 Kgf onde normalmente prende-se o corpo de prova [entre os bloco rótula (2) e o bloco (8)], conectando-a a um medidor de carga com leitura digital. Através da porca (9) uma força era aplicada sobre a célula de carga e lida no medidor de carga. Os extensômetros 1 e 3 ligados em meia ponte, permitiam a leitura das deformações de flexão em μd , correspondentes à carga aplicada. Da mesma maneira, os extensômetros 2 e 4, ligados em ponte completa, possibilitaram a leitura das deformações de tração. Foram aplicados diferentes níveis de força de tração, de uma forma crescente. Repetiu-se o procedimento para avaliar a repetibilidade. Verificou-se uma grande repetibilidade, conforme as Tabelas 3.1 e 3.2.

Tabela 3.1 - Dados de deformação devido à tração da haste sensora em função das cargas aplicadas (1ª medida e replicagem).

| Tipo de ligação: Ponte Completa | | | |
|---------------------------------|---------|----------------------|---------|
| Força aplicada – Kgf | μd | Força aplicada – Kgf | μd |
| 105 | 85 | 105 | 85 |
| 155 | 145 | 155 | 140 |
| 205 | 190 | 205 | 200 |
| 255 | 250 | 255 | 255 |
| 305 | 300 | 310 | 260 |
| 360 | 370 | 355 | 275 |
| 410 | 415 | 415 | 410 |

Tabela 3.2 - Dados de deformação devido à flexão de haste sensora em função das cargas de tração aplicadas (1ª medida e replicagem).

| Tipo de ligação: ½ Ponte | | | |
|--------------------------|---------|----------------------|---------|
| Força aplicada – Kgf | μd | Força aplicada – Kgf | μd |
| 105 | 245 | 105 | 250 |
| 155 | 320 | 155 | 320 |
| 205 | 395 | 205 | 400 |
| 255 | 470 | 255 | 465 |
| 305 | 525 | 305 | 535 |
| 355 | 600 | 355 | 595 |
| 405 | 660 | 405 | 655 |

Os valores médios (entre 1ª medição e replicagem) foram traçados em gráficos, representando os esforços de tração e flexão, conforme apresentado nas figuras 3.9 e 3.10.

Verifica-se uma razoável linearidade entre força aplicada no medidor de deformação, tanto para tração/compressão como para a flexão.

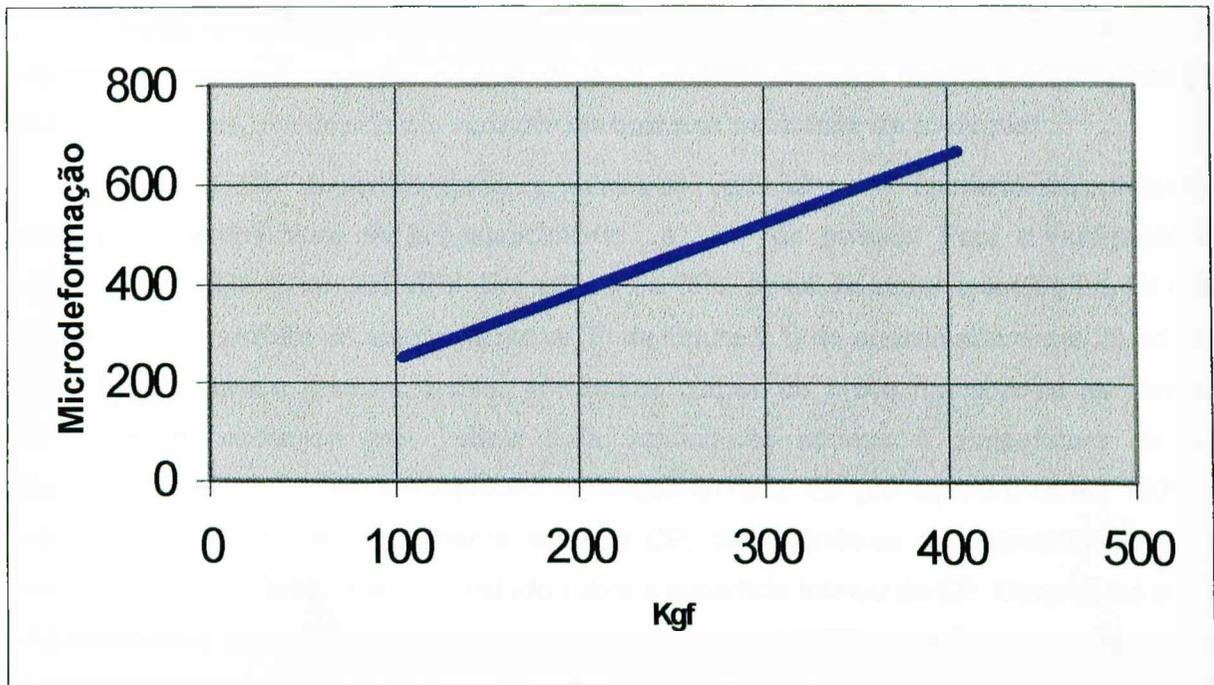


Figura 3.9 - Curva de calibragem do sensor de tensão, relativa aos esforços de tração.

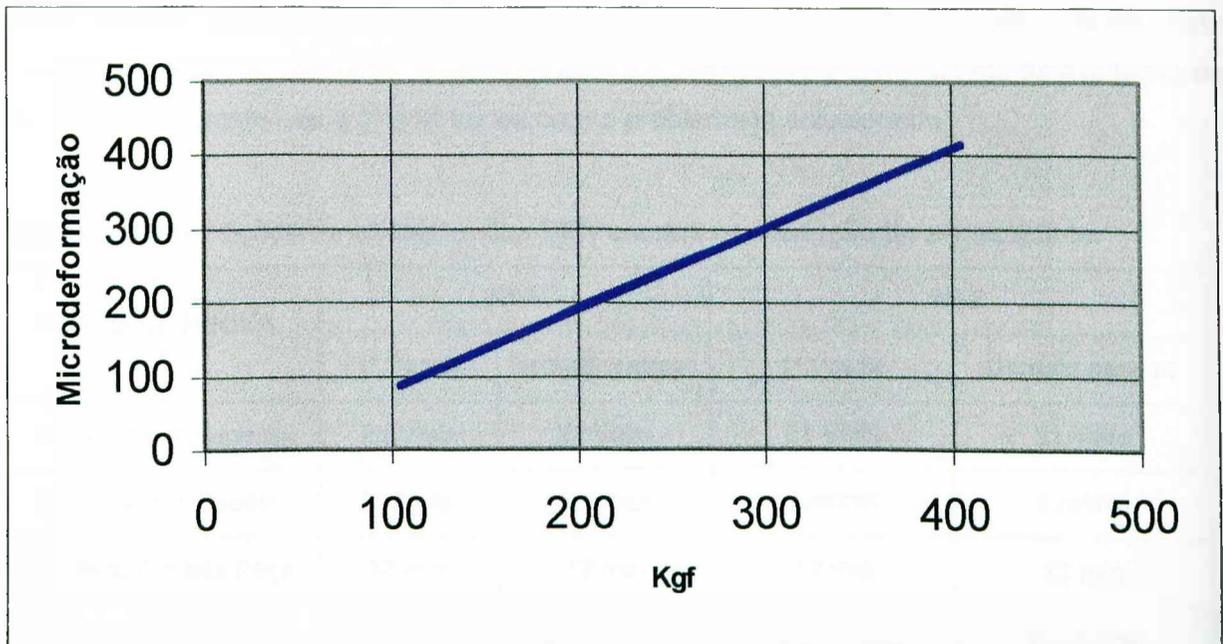


Figura 3.10 - Curva de calibragem do sensor de tensão, relativa aos esforços de flexão.

3.7 Avaliação da Sensibilidade

Após a calibração ficou evidente a necessidade de avaliar a sensibilidade do equipamento, ou seja, constatar a capacidade do aparelho de reagir (medir) à mínima variação de tensão térmica, provocada por variação de qualquer parâmetro de soldagem.

Para avaliar a sensibilidade, procurou-se verificar se o aparelho responderia à variação de temperatura de pré-aquecimento e nº de passes. Para a realização do experimento, utilizou-se dois CPs. Em ambos os CPs, antes de iniciar a soldagem, foi dada uma pré-carga (através do aperto da porca (9) da Figura 3.1) de aproximadamente 20 μ d para evitar folgas. Para o primeiro passe, em ambos corpos de prova manteve-se as mesmas condições de soldagem (ver Tabela 3.3), variando-se apenas a temperatura de pré-aquecimento; no 1º CP não pré-aqueceu-se, enquanto no 2º CP pré-aqueceu-se até 150°C (o pré-aquecimento foi feito por chama sobre o CP, controlando-se a temperatura com um termopar de Ferro-Constantan encostado sobre a superfície inferior do CP. Esperou-se alguns segundos até a estabilização da temperatura em torno de 150°C). A partir do segundo passe, tanto no primeiro, como no segundo corpo de prova, variou-se somente a velocidade de soldagem, afim de se obter diferente número de passes para preenchimento total da junta.

Durante a soldagem com pré-aquecimento, constatou-se que a haste do sensor estava sendo afetada (aquecida), o que provavelmente tornaria os resultados questionáveis. Este problema foi atacado conforme descrito no item 3.8, permitindo a continuidade da avaliação da sensibilidade. Repetiu-se o 1º e 2º testes com o problema já solucionado.

Tabela 3.3 - Condições de soldagem dos CP's usados na avaliação da sensibilidade.

| CORPO DE PROVA | Nº 1 | | Nº 2 | |
|-------------------------|-----------|---------------|------------------|---------------|
| | 1º Passe | Demais passes | 1º Passe | Demais passes |
| Tensão de soldagem | 21 Volts | 21 Volts | 21 Volts | 21 Volts |
| Velocidade do arame | 5 m/min | 5 m/min | 5 m/min | 5 m/min |
| Dist. Bico Contato Peça | 12 mm | 12 mm | 12 mm | 12 mm |
| Velocidade de soldagem | 20 cm/min | 20 cm/min | 20 cm/min | 35 cm/min |
| Pré-aquecimento | AUSENTE | AUSENTE | Presente T=150°C | AUSENTE |

Material: Aço ABNT 1020; Processo MIG/MAG; Tipo de gás CO₂; Tipo de Junta "V"; Tensão em vazio 21 Volts.

Os valores de tensões residuais foram coletados após o resfriamento do corpo de prova e, após computados, foram traçados contra o tempo em gráficos. As Figuras 3.11 e 3.12 mostram o comportamento da deformação no sensor de tensão para tração/compressão e flexão.

Na Figura 3.11 pode-se perceber que com pré-aquecimento houve maior deformação de tração. Apesar de também haver uma diferença nas tensões de flexão entre com e sem pré-aquecimento, como visto na Figura 3.12, o resultado aparenta algum erro, pois na condição com pré-aquecimento houve uma flexão negativa, sugerindo que a inflexão se deu na face da raiz.

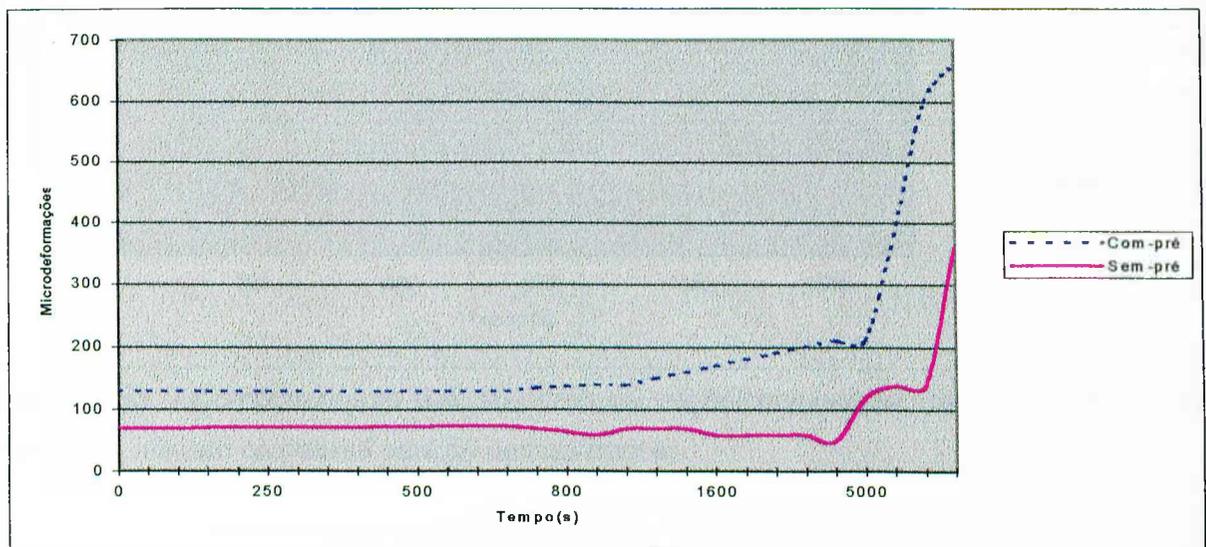


Figura 3.11 - Influência do pré aquecimento na geração de tensão de tração/compressão, durante soldagem do 1º passe.

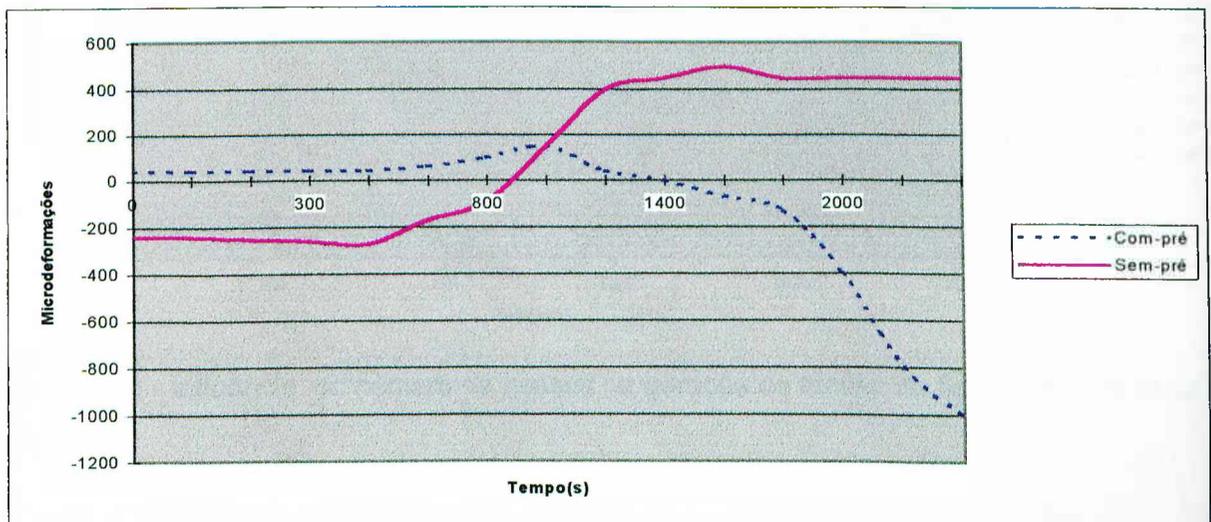


Figura 3.12 - Influência do pré aquecimento na geração de tensão de flexão durante soldagem do 1º passe.

Em relação ao número de passes, as Figuras 3.13 e 3.14 corroboram a expectativa de que o aparelho é capaz de ter sensibilidade para diferenciar tensões em condições diferentes de soldagem. Tanto em relação à tração, quanto à flexão, o maior número de passes produziu maiores deformações. Apesar de alguns valores não esperados, o equipamento foi capaz de mensurar valores diferenciados, o que o qualifica como útil para análise qualitativa, possibilitando assim analisar várias técnicas e parâmetros para diferentes tipos de materiais.

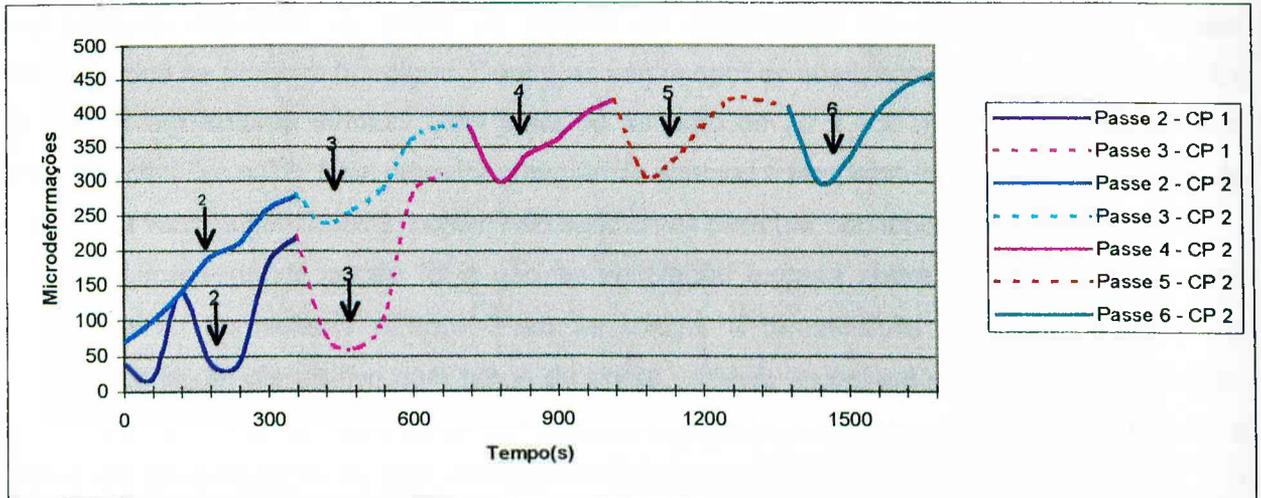


Figura 3.13 – Comportamento dos sensores de tração/compressão da haste sensora em função do número de passes para os demais passes.

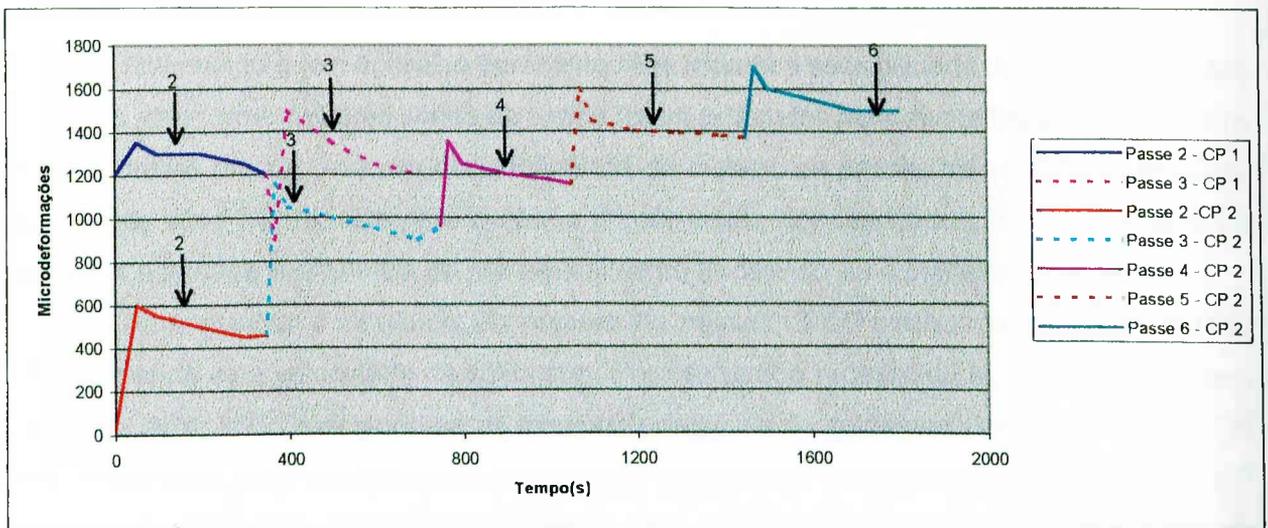


Figura 3.14 - Influência do número de passes na geração de tensão de flexão para os demais passes.

3.8 Aquecimento da Haste Sensora

Durante o pré-aquecimento do CP, verificou-se que valores inesperados de deformação começaram a se manifestar no CP soldado. O que se verificou foi que, por falta de um sistema de refrigeração durante o pré-aquecimento do CP, o bloco/rótula (2) e o eixo do sensor de tensão estavam sendo aquecidos.

Era preciso encontrar uma solução que permitisse manter no local (haste-sensora) a temperatura ambiente, e, assim os valores de deformação de tensão gerados fossem mensurados de maneira fidedigna. Dentre as várias opções analisadas, a mais conveniente foi o uso de um isolante térmico. Uma junta de amianto de 70 x 150 mm foi colocada entre o bloco/rótula (2) e o CP. Esta primeira providência abaixou a temperatura da haste do Sensor de Tensão a valores bem baixos, porém não suficientes para dar confiabilidade aos resultados.

Uma segunda opção foi o uso de ventilação forçada sobre a haste do sensor em complemento ao isolante térmico. Para se chegar a temperatura desejada na haste foi desenvolvido um dispositivo com tubos de cobre, válvula de pressão, haste de sustentação, etc., para direcionar um tubo de ar comprimido. Com este procedimento foi possível manter a haste em torno de 32°C, ou seja, muito próximo da temperatura ambiente que é de 28°C.

3.9 Aplicação do Equipamento

Assumindo que o aparelho apresentou linearidade e sensibilidade (baseado nos testes descritos anteriormente), três séries de testes foram propostos para sua utilização. Na primeira série de testes procurou-se estudar a influência do número de passes na geração de tensões. A segunda série foi proposta para avaliar a repetibilidade dos resultados. Na terceira série de testes foi estudada a influência do pré-aquecimento (repetindo-se a primeira série).

Para estudar a influência do número de passes, 3 CP's foram soldados (Nº1; Nº2; Nº3), variando-se a velocidade de soldagem. Para estudar a repetibilidade, mais 2 CP's foram soldados (Nº4; Nº5), mantendo-se as mesmas condições de soldagem ($V=35$ cm/min) do CP Nº2. Finalmente, para verificar a influência de temperatura de pré-aquecimento, somente 1 CP foi soldado (Nº6), pois o mesmo foi também comparado com o CP N.º 2. As condições de soldagem foram: material do CP: Aço ABNT 1020; processo: MIG/MAG; gás de proteção: 20% CO₂ e 80% Ar; pré-carga: 20 μ d; tensão em vazio da fonte: 26 volts; velocidade do arame: 5 cm/min; distância bico de contato-peça (DBCP):12 mm. Os demais valores monitorados estão na Tabela 3.4.

Tabela 3.4 - Condições de soldagem dos CP para avaliação da aplicação do equipamento.

| CORPO DE PROVA | N.º 1 | N.º 2 | N.º 3 | N.º 4 | N.º 5 | N.º 6 |
|------------------------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| Tensão de Soldagem* | 21 volts |
| Corrente de soldagem* | 200 A | 195 A | 200 A | 187 A | 195 A | 192 A |
| Velocidade de soldagem | 20 cm/min | 35 cm/min | 50 cm/min | 35 cm/min | 35 cm/min | 35 cm/min |
| Pré-aquecimento | Ausente | Ausente | Ausente | Ausente | Ausente | Presente |
| N.º Passe | 4 | 7 | 10 | 7 | 7 | 7 |

3.9.1 Resultados da 1ª Série (Efeito do número de passes)

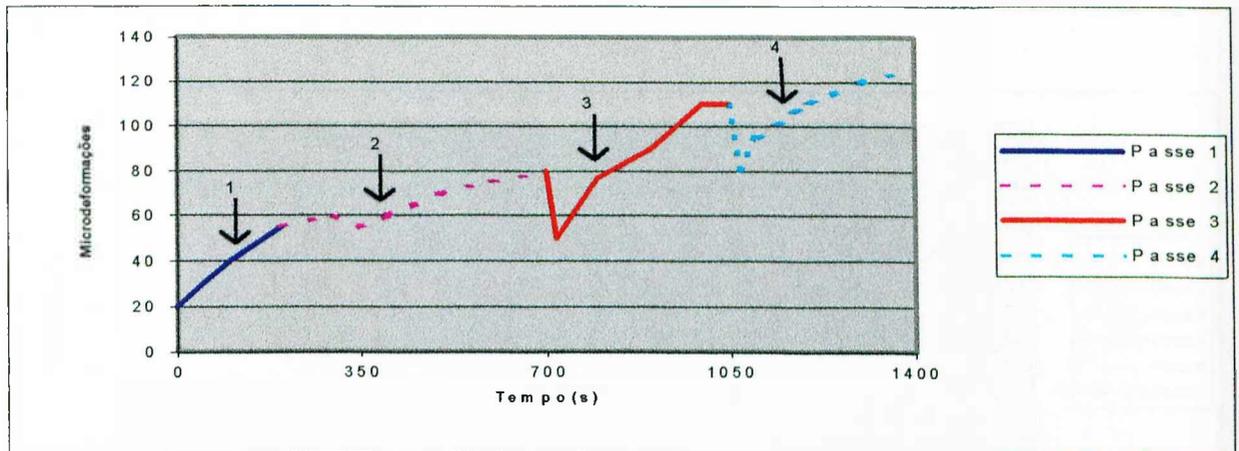


Figura 3.16 - Tensões de tração/compressão do CP1 (menor número de passes).

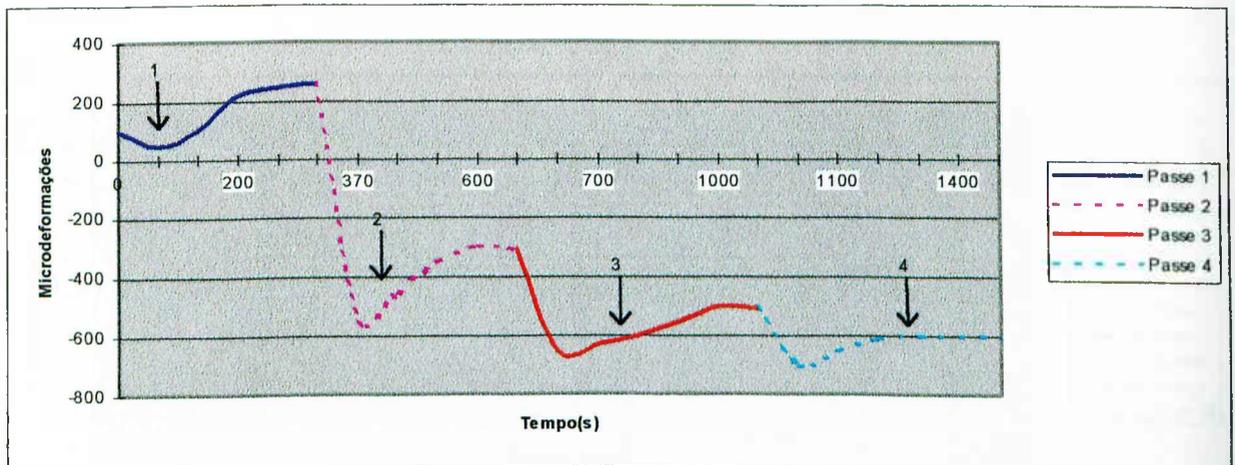


Figura 3.17 - Tensões de flexão do CP1 (menor número de passes)

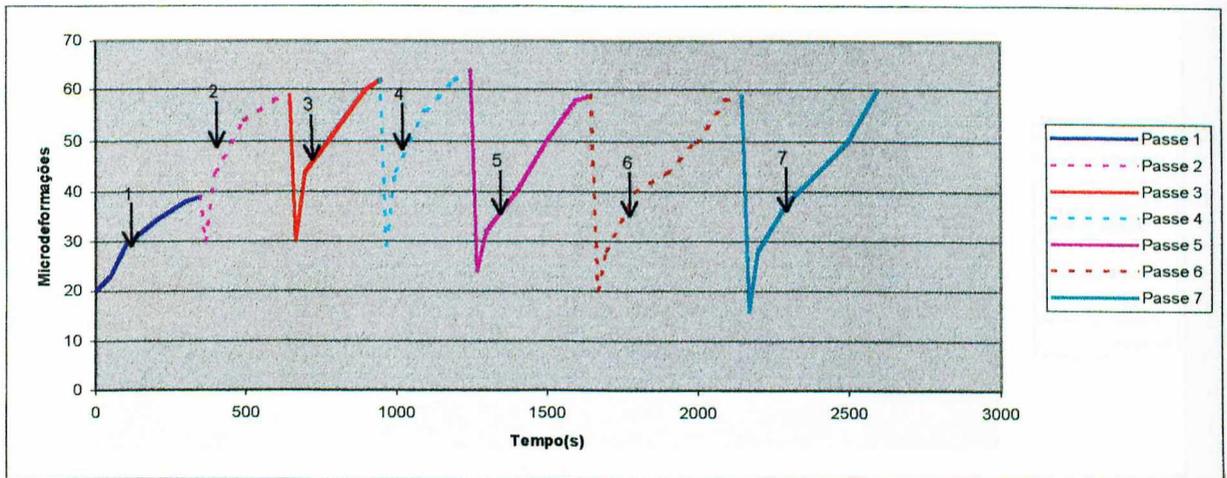


Figura 3.18 - Tensões de tração/compressão do CP2 (número intermediário de passes)

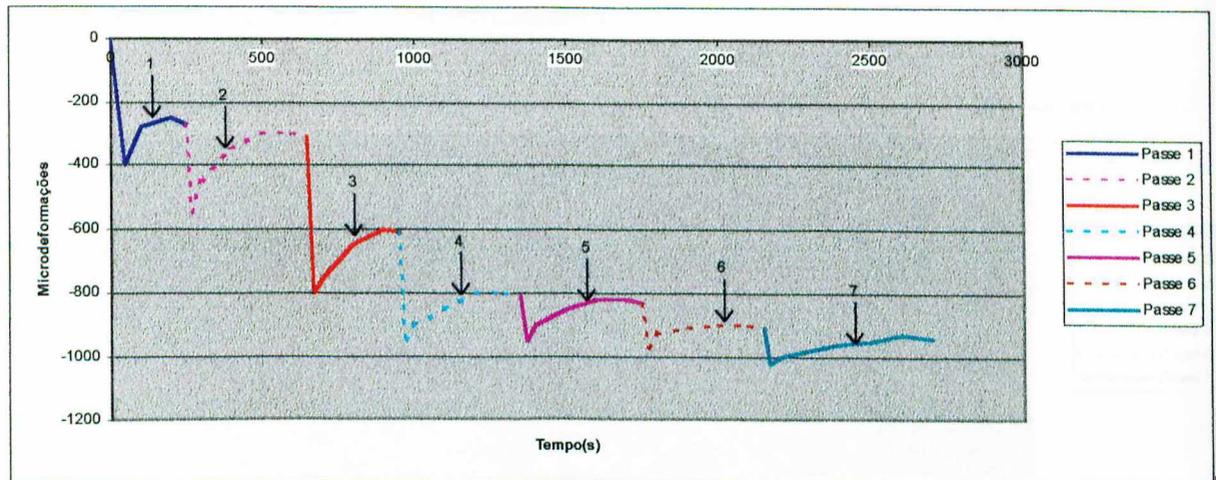


Figura 3.19 - Tensões de flexão do CP2 (número intermediário de passes)

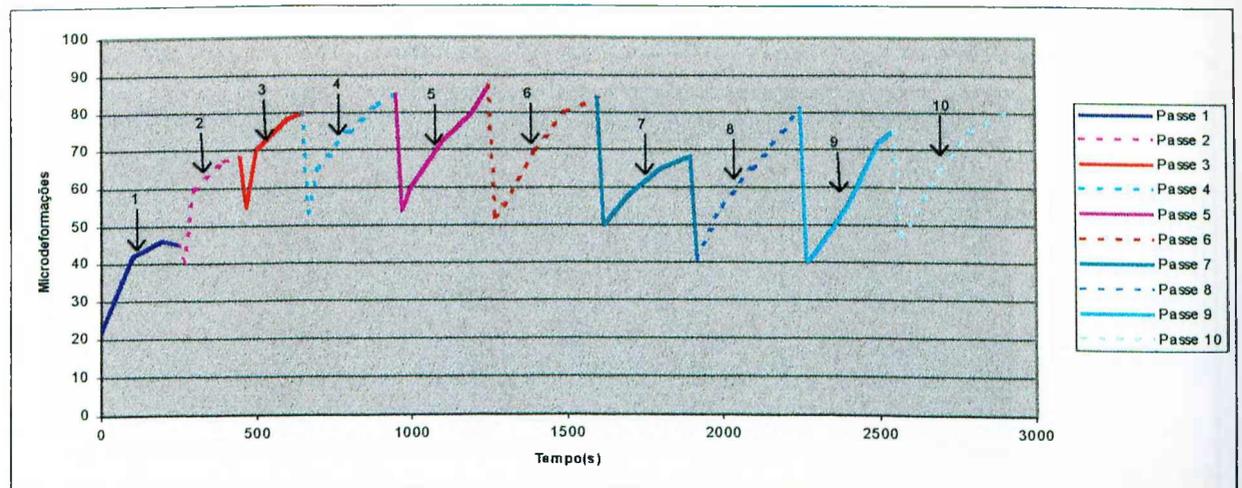


Figura 3.20 - Tensões de tração/compressão do CP3 (número máximo de passes)

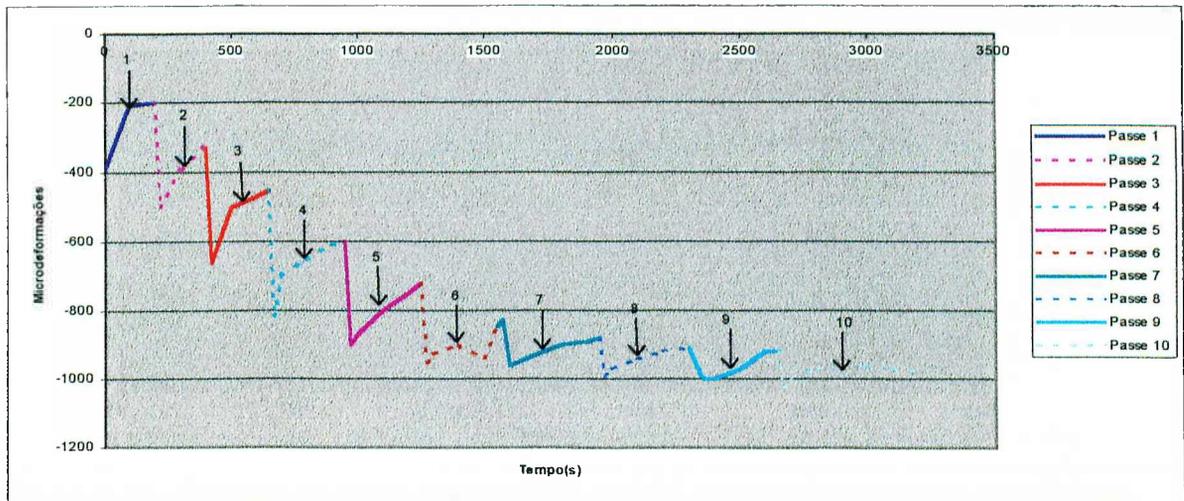


Figura 3.21 - Tensões de flexão do CP3 (número máximo de passes)

3.9.2 Resultado da 2ª Série (Repetibilidade)

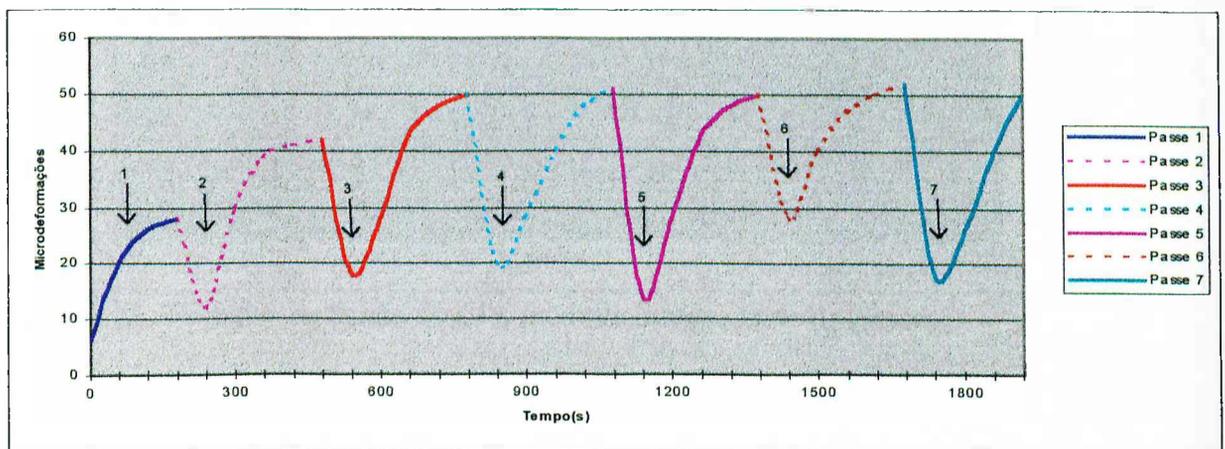


Figura 3.22 - Tensões de tração/compressão do CP4 (número intermediário de passes)

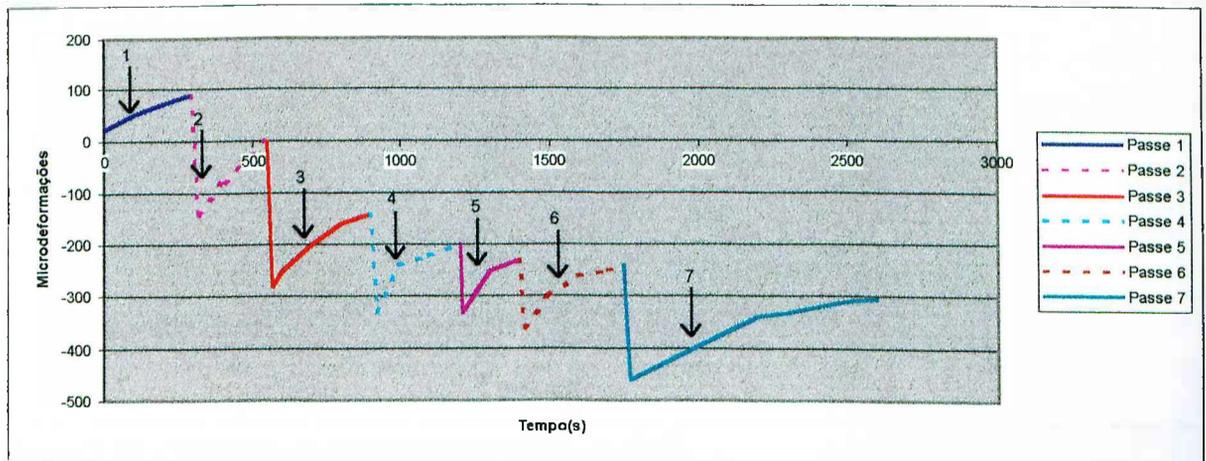


Figura 3.23 - Tensões flexão do CP4 (número intermediário de passes)

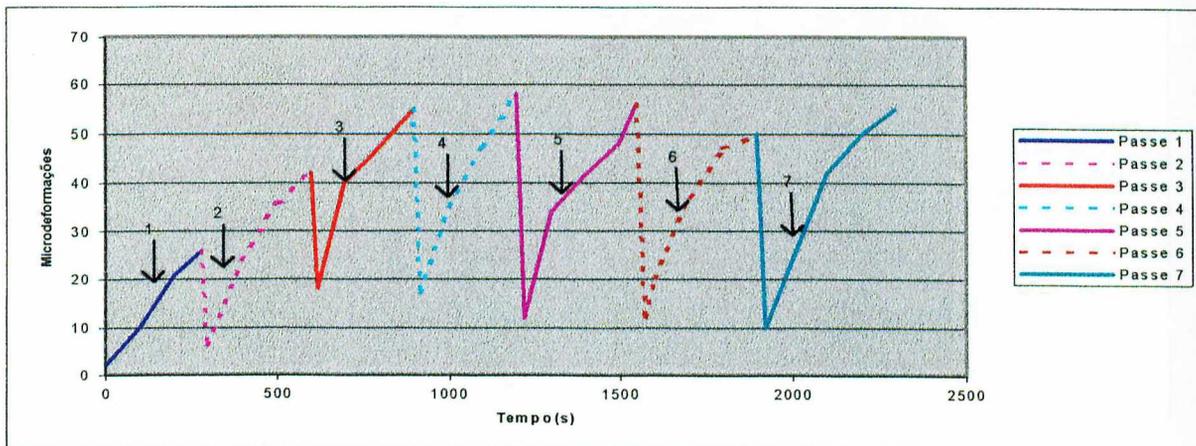


Figura 3.24 - Tensões de tração/compressão do CP5 (número intermediário de passes).

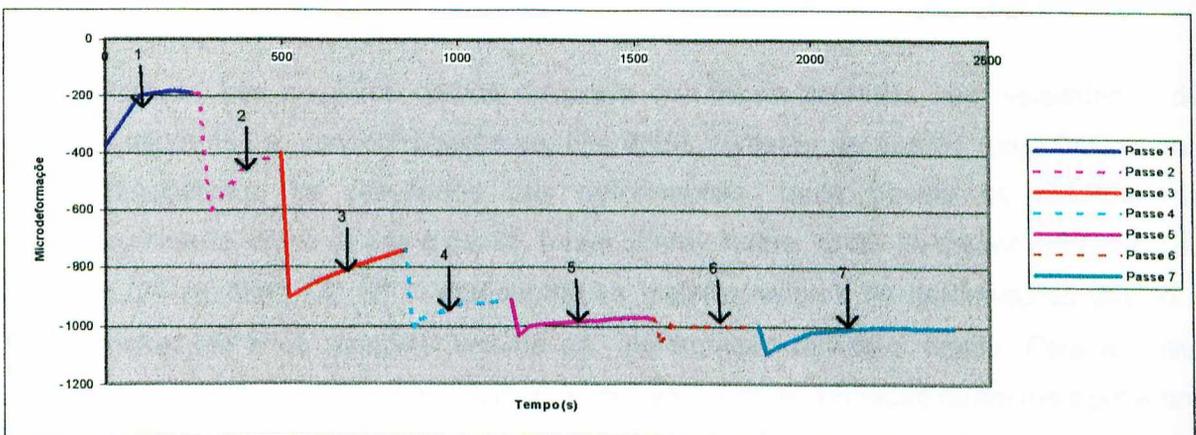


Figura 3.25 - Tensões de flexão do CP5 (número intermediário de passes).

3.9.3 Resultados Da 3ª Série (Efeito do Pré-Aquecimento)

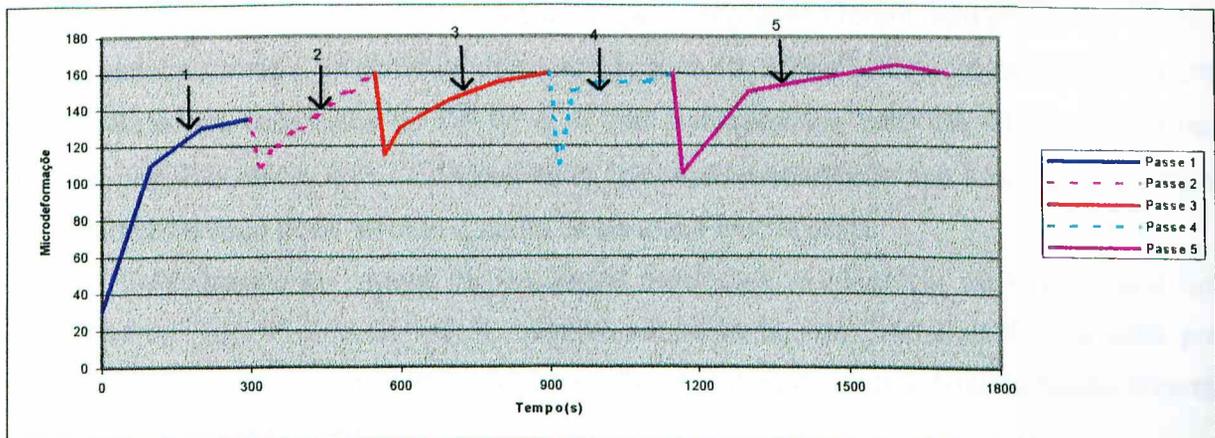


Figura 3.26 - Tensões de tração/compressão do CP6

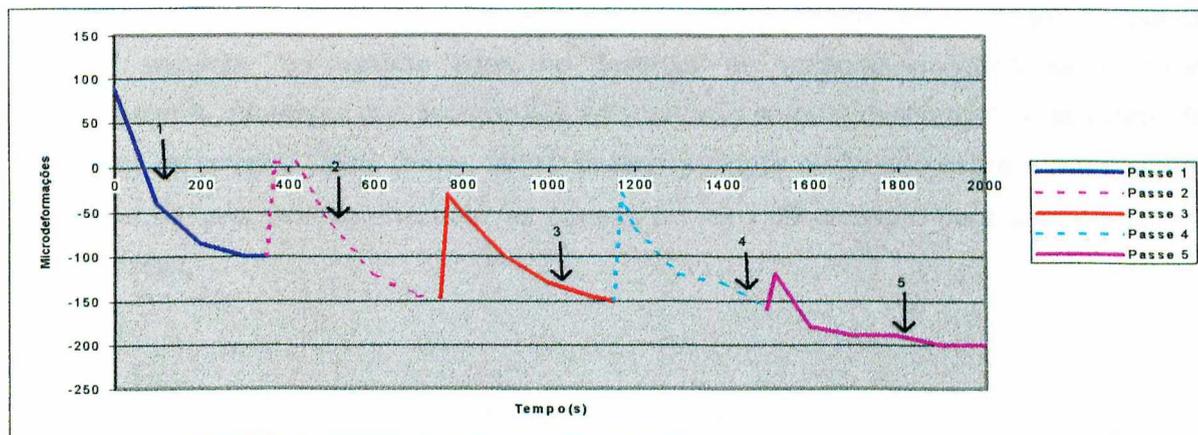


Figura 3.27 - Tensões de flexão do CP6.

3.9.4 Discussão dos Resultados

Para os três primeiros corpos de prova que foram soldados com velocidades de soldagem diferentes e, conseqüentemente, diferentes números de passes (para um mesmo espaço preenchido), os resultados das deformações, tanto devido os esforços de tração/compressão, como devido à flexão, foram diferenciados. O CP de menor velocidade de soldagem (20 cm/min), CP N° 1, apresentou os maiores valores de deformações devido a tração/compressão e os menores valores de deformação devido à flexão. Para a maior velocidade de soldagem (50 cm/min), CP N° 3, os valores de deformação foram mais próximos aos valores da solda com velocidade intermediária de 35 cm/min, CP N° 2. Também verificou-se que a partir do quarto passe os valores de tensão residual de tração mostraram uma tendência a se estabilizar. Nota-se também sempre um alívio de tensão ao se iniciar os passes, sendo maior no CP de velocidade intermediária (CP N° 2).

Quanto à repetibilidade, comparando-se os CP's N° 2, N° 4 e N° 5 observam-se pelas Figuras 3.18, 3.22 e 3.24 que os valores de tração/compressão foram bem próximos, 40, 42 e 48 μ d, respectivamente. Já observando-se as figuras 3.19, 3.23 e 3.25, nota-se que houve uma discrepância nos resultados do CP N° 4, o qual apresentou o valor de -300 μ d contra os -1000 μ d dos dois outros CPs. Este resultado coloca a repetibilidade sob suspeita, pois algum fator não observado pode ter sido a razão desta única discrepância.

Comparando-se agora os resultados referentes à influência de temperatura pré-aquecimento, CP N° 2 e CP N° 6, observa-se pelas figuras 3.18 e 3.26 que com pré-aquecimento o valor final de tração tornou-se maior, enquanto o valor final de flexão (Figuras 3.19 e 3.27) tornou-se menor.

Porém, um fato inesperado aconteceu durante a soldagem de um dos CPs com velocidade 35 cm/min (7 passes). A solda foi interrompida após o 4° passe para ser concluída

no dia seguinte. Após o CP ser resfriado, os valores de microdeformação foram computados. No dia seguinte, os valores lidos no medidor de microdeformações se mostraram completamente diferentes dos lidos no dia anterior. Isso levou à desconfiança da estabilidade do sensor de tensão. Desta forma, antes de tirar qualquer conclusão sobre a adequação do equipamento, procurou-se encontrar as causas e meios de correção para este problema de instabilidade.

3.10 Avaliação da Estabilidade do Sensor de Tensões

Desde a construção do equipamento, dois extensômetros (5 e 6) foram colados em uma lâmina de aço de propriedades similares à da haste sensora para fazer a compensação de temperatura. A primeira suspeita para justificar a instabilidade comentada no item anterior foi de que não estava havendo a compensação de temperatura. Para confirmar essa suspeita, os extensômetros 5 e 6 foram colados na própria haste sensora. Um novo CP foi soldado sendo a soldagem interrompida intencionalmente num dia e reiniciada no dia seguinte. O fato constatado anteriormente se repetiu.

Então questionou se a instabilidade do próprio sensor de tensão. Por isso, três testes foram propostos: o primeiro teste foi conectar as pontes de Wheatstone ao medidor de microdeformação e ao sensor de tensão (sem CP), permanecendo os aparelhos ligados durante 12 horas para se verificar a influência da variação da temperatura ambiente. Durante este período a temperatura foi crescente de 16 a 28 C°. No segundo teste um CP foi fixado no sensor de tensão (sem pré-carga) e os aparelhos ficaram ligados durante 24 horas, para se verificar a relaxação do equipamento com o tempo. Finalmente, um terceiro teste foi projetado em condições idênticas ao teste anterior, porém foi dada uma pré carga de 100 μ d. Para verificar algum problema nos medidores, o medidor de microdeformação (ponte Wheatstone) foi desligado e em seguida ligado, mas os valores se mantiveram. Os resultados do primeiro, segundo e terceiros testes foram traçados em gráficos conforme Figuras 3.28 à 3.32.

Pode-se observar pelas Figuras 3.28 e 3.29 que houve uma variação linear tanto das deformações de tração/compressão, como de flexão, mesmo que os sensores estivessem descarregados, ou seja, a própria variação de temperatura ambiente leva à deformações.

Na segunda série de teste, quando um CP foi colocado no sensor de tensões, as Figuras 3.30 e 3.31 confirmam a instabilidade. Com certeza durante as 24 horas, houve variação de temperatura. Observa-se, porém, que as variações observadas na segunda série foram muito maiores do que as observadas na primeira série.

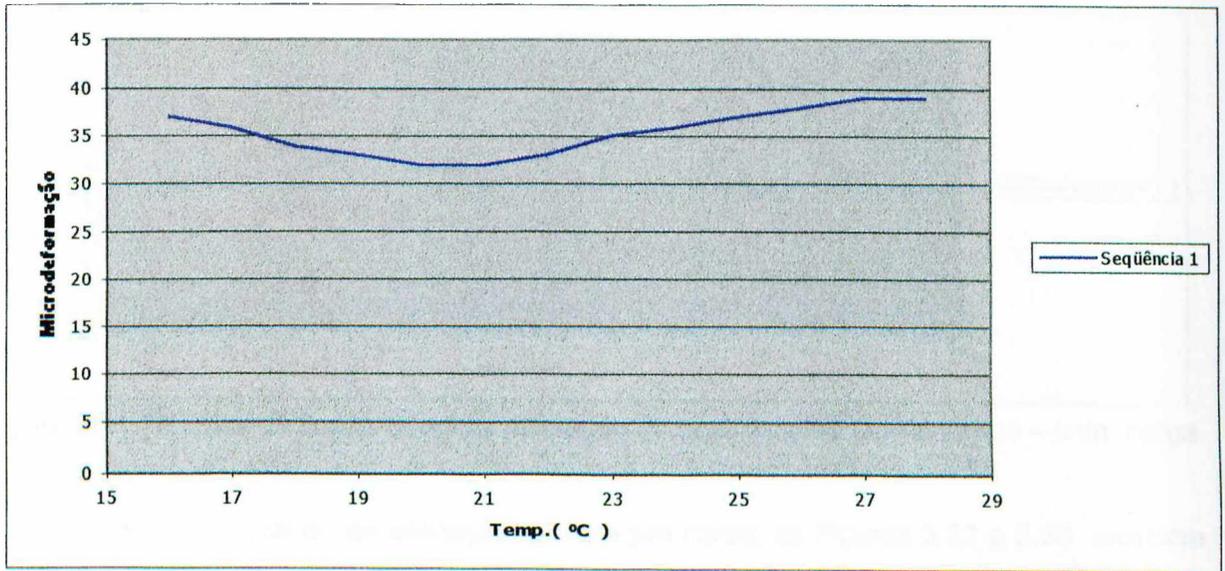


Figura 3.28 - Influência da variação da temperatura ambiente na medição das tensões de tração

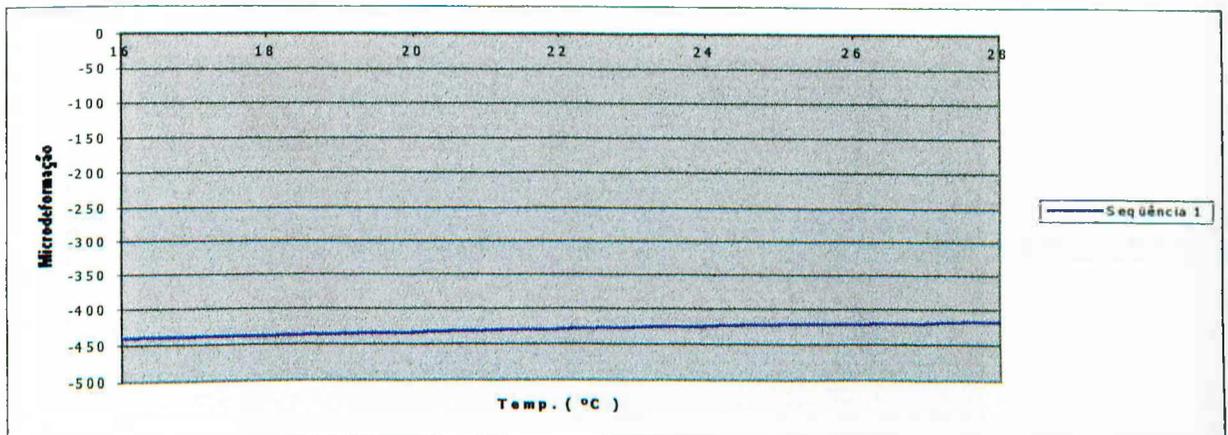


Figura 3.29 - Influência da variação da temperatura ambiente na medição das tensões de flexão

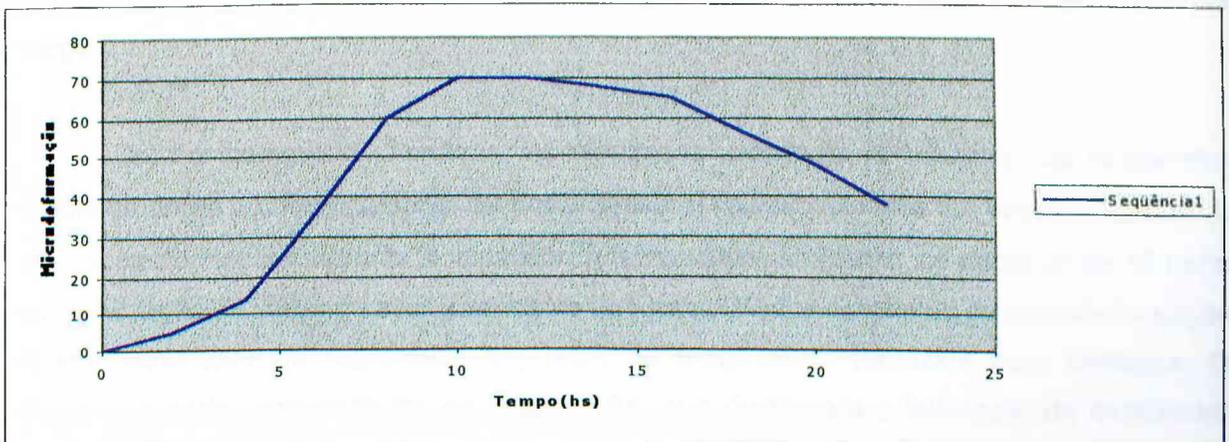


Figura 3.30 Tensões de tração devido a relaxação do equipamento com o tempo – sem carga.

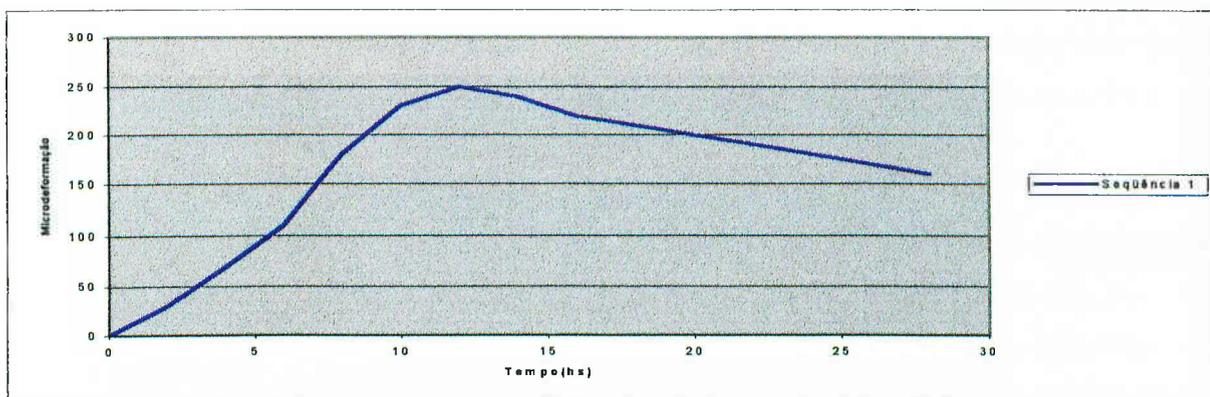


Figura 3.31 Tensões de flexão devido a relaxação do equipamento com o tempo – sem carga

Finalmente, quando da aplicação de uma pré carga, as Figuras 3.32 e 3.33 mostram resultados semelhantes aos da série anterior (grande variação de microdeformação com o tempo), mas no caso de flexão a variação se deu em sentido contrário.

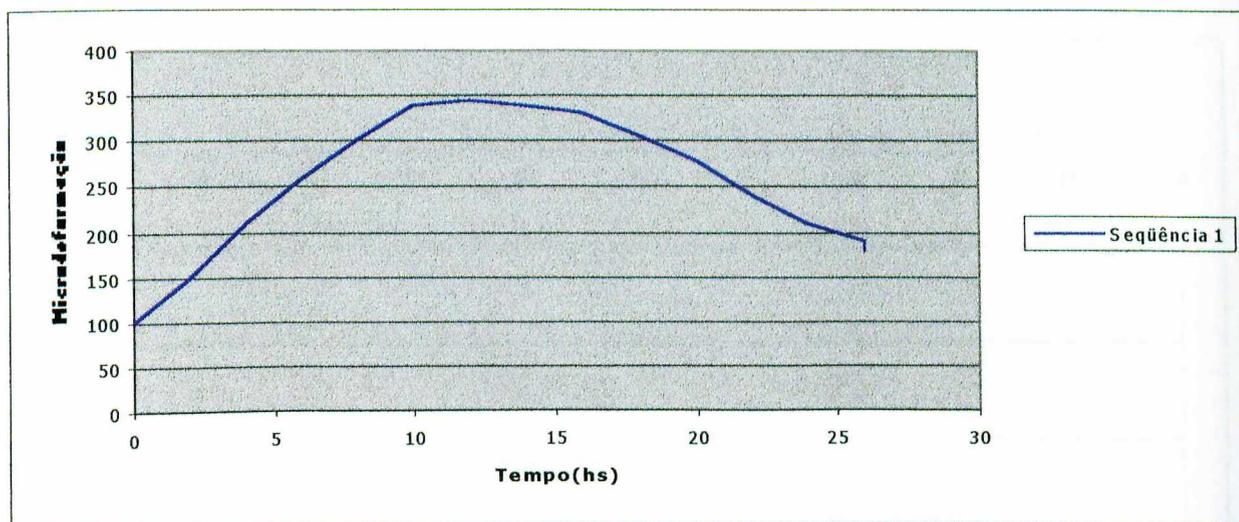


Figura 3.32 Tensões de tração devido a relaxação do equipamento com o tempo – com pré-carga

Com a intenção de confirmar os resultados anteriores (a influência da temperatura ambiente sobre o comportamento da haste sensora) realizou-se mais um ensaio, registrando-se microdeformações durante a variação da temperatura ambiente, no decorrer de 18 horas, sem aplicação de carga no eixo (sem corpo de prova). Todos os valores de microdeformações foram registrados no registrador XT, além da temperatura fornecida pelo termopar. Os resultados estão apresentados na Figura 3.34, que demonstra a influência da temperatura ambiente no comportamento da haste sensora.

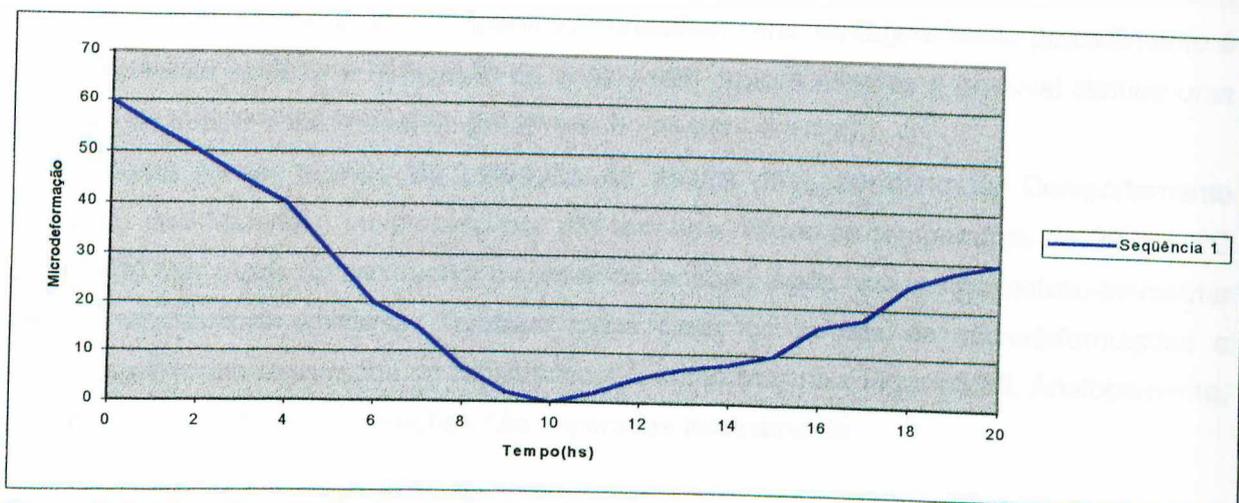


Figura 3.33 Tensões de flexão devido a relaxação do equipamento com o tempo – com pré-carga.

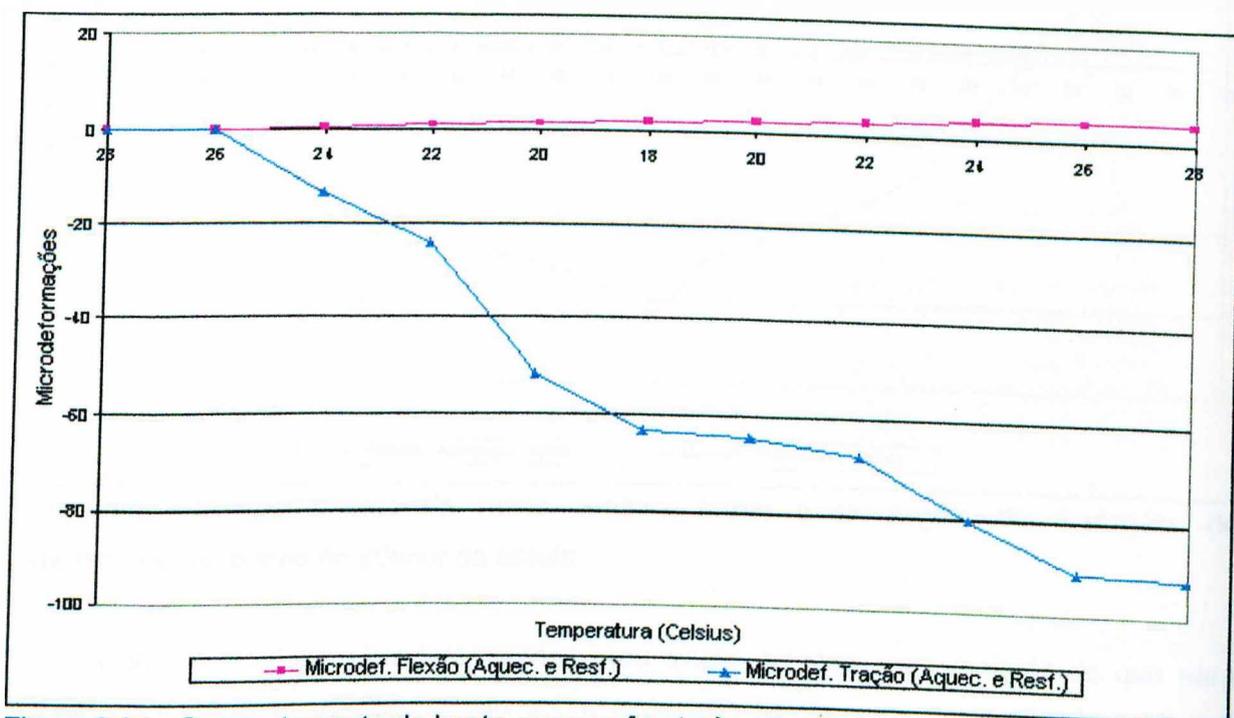


Figura 3.34 - Comportamento da haste sensora frente à variação da temperatura ambiente.

Uma vez confirmada a influência da temperatura ambiente, questionou-se se a causa para este comportamento inadequado estaria realmente na haste sensora, ou poderia advier dos equipamentos de monitoração. Novos testes foram propostos. Para isto, procurou-se uma estufa que permitisse controlar e variar a temperatura numa faixa representativa, de tal forma

que se pudesse colocar o sensor de tensões sob esta faixa de temperatura, mas mantendo o sistema de monitoração à uma temperatura constante. Uma vantagem deste procedimento é que ele permite acelerar a realização do ensaio (em poucos minutos é possível simular uma variação de temperatura ambiente que levaria horas para ocorrer).

Desta forma, através da utilização da estufa do Laboratório de Comportamento Mecânico dos Materiais, monitorado por um termopar variou-se temperatura de 28 a 50°C durante 30 min, tendo no seu interior o sensor de tensões. Após este tempo, deixou-se resfriar até a temperatura ambiente. Também neste caso, os valores de microdeformações e temperatura foram registrados no registrador XT, como mostra a Figura 3.35. Analogamente, houve registro de microdeformações não esperadas teoricamente.

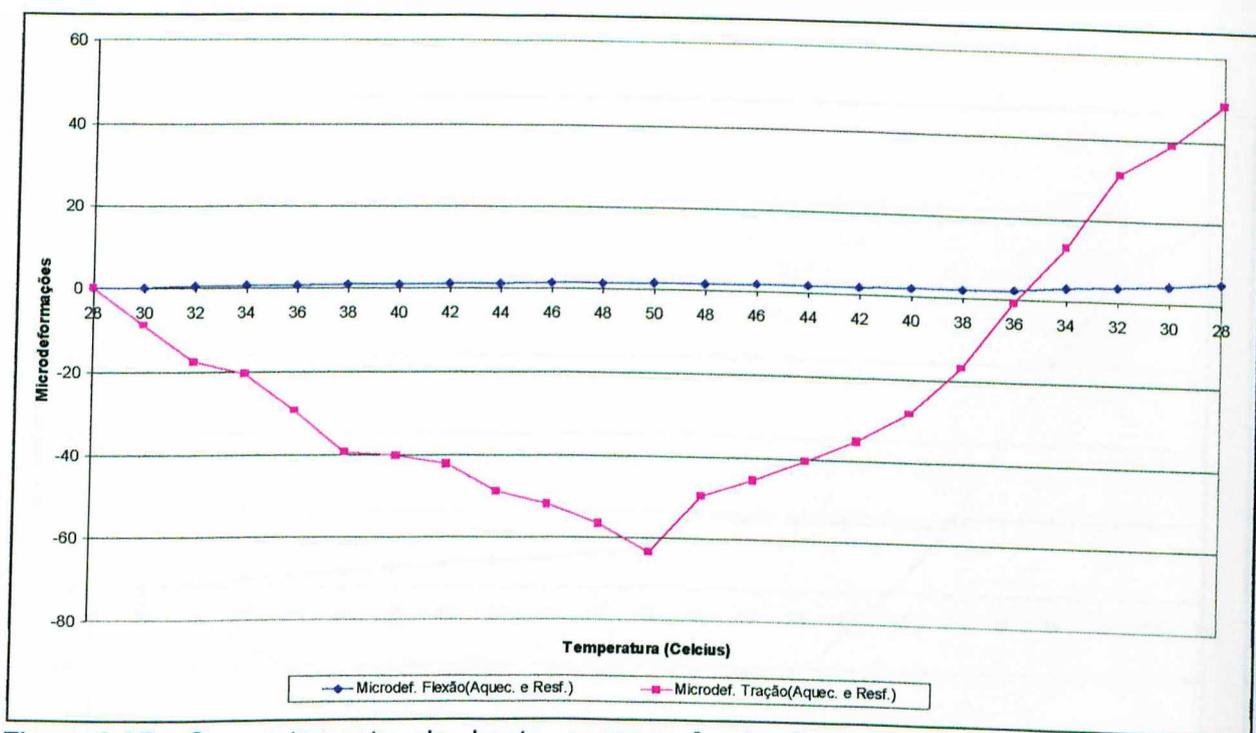


Figura 3.35 - Comportamento da haste sensora frente à simulação da variação de temperatura ambiente no interior da estufa.

Como o nível de microdeformações para tração sempre eram maiores do que para flexão, manteve-se o questionamento sobre o perfeito funcionamento do aparelho (digital) usados para monitorar o esforço de tração/compressão (o efeito poderia ser do tempo de funcionamento do aparelho e não da variação de temperatura, isto é, ao longo do tempo, a ponte de Wheastone do equipamento poderia se alterar).

Para provar esta nova hipótese, realizou-se, então, um novo ensaio, invertendo-se os medidores, ou seja, o analógico (em ponte completa) conectados aos extensômetros responsáveis pela medição de tração/compressão e o medidor digital conectado aos flexão (em

meia ponte), repetindo-se o procedimento anterior. No entanto, esta alteração na montagem dos equipamentos de monitoração não modificou qualitativamente os valores de microdeformações até então medidos, como se pode ver na Figura 3.36. Portanto, concluiu-se que a fonte de erro não está relacionada com os equipamentos de monitoração.

No passo seguinte questionou-se a influência do momento fletor resultante do peso dos porta-corpo de prova e dos blocos (Figura 3.1, item 3.1) sobre a haste sensora. Utilizando-se da montagem descrita para o ensaio de 18 horas, desacoplou-se os porta corpo de prova e blocos da haste. Repetiu-se o procedimento anterior, obtendo-se conseqüentemente os valores de temperatura e microdeformação através do registrador XT (Figura 3.37), os quais se assemelham novamente com os demais dados até então medidos.

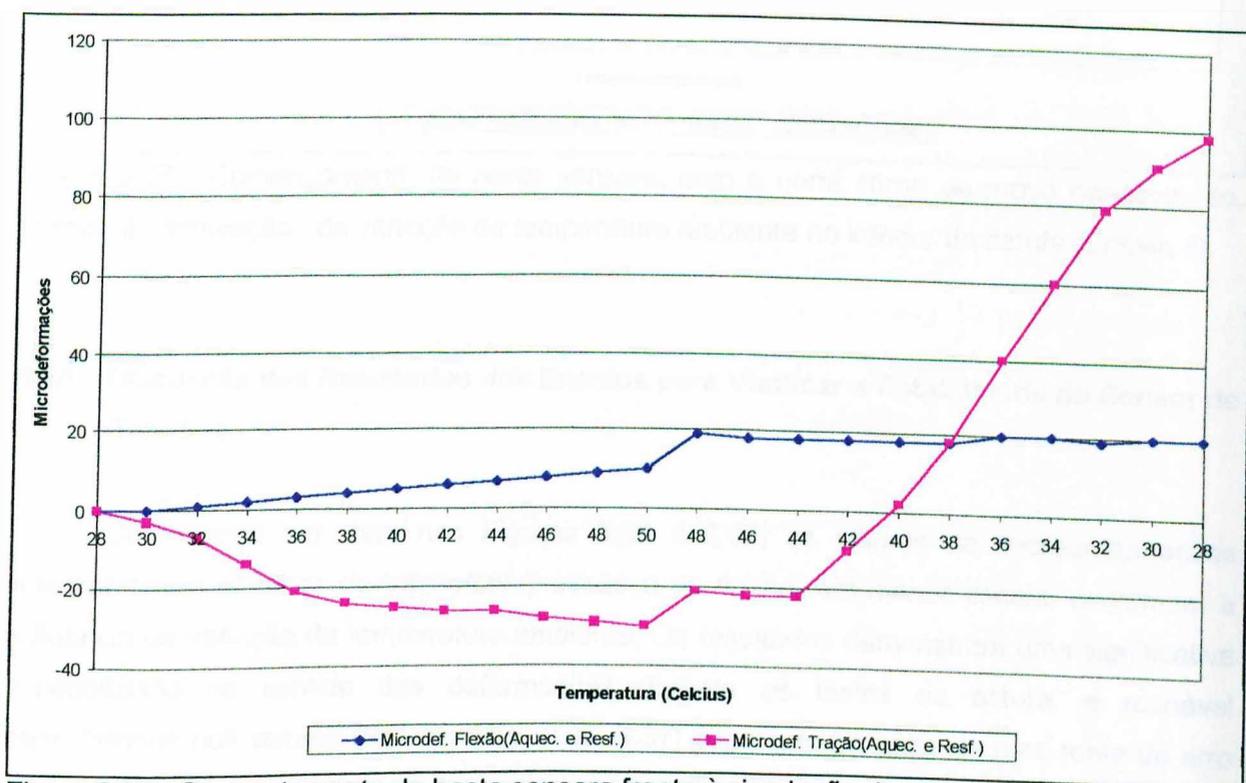


Figura 3.36 - Comportamento da haste sensora frente à simulação da temperatura ambiente no interior da estufa, invertendo-se indicadores de deformação

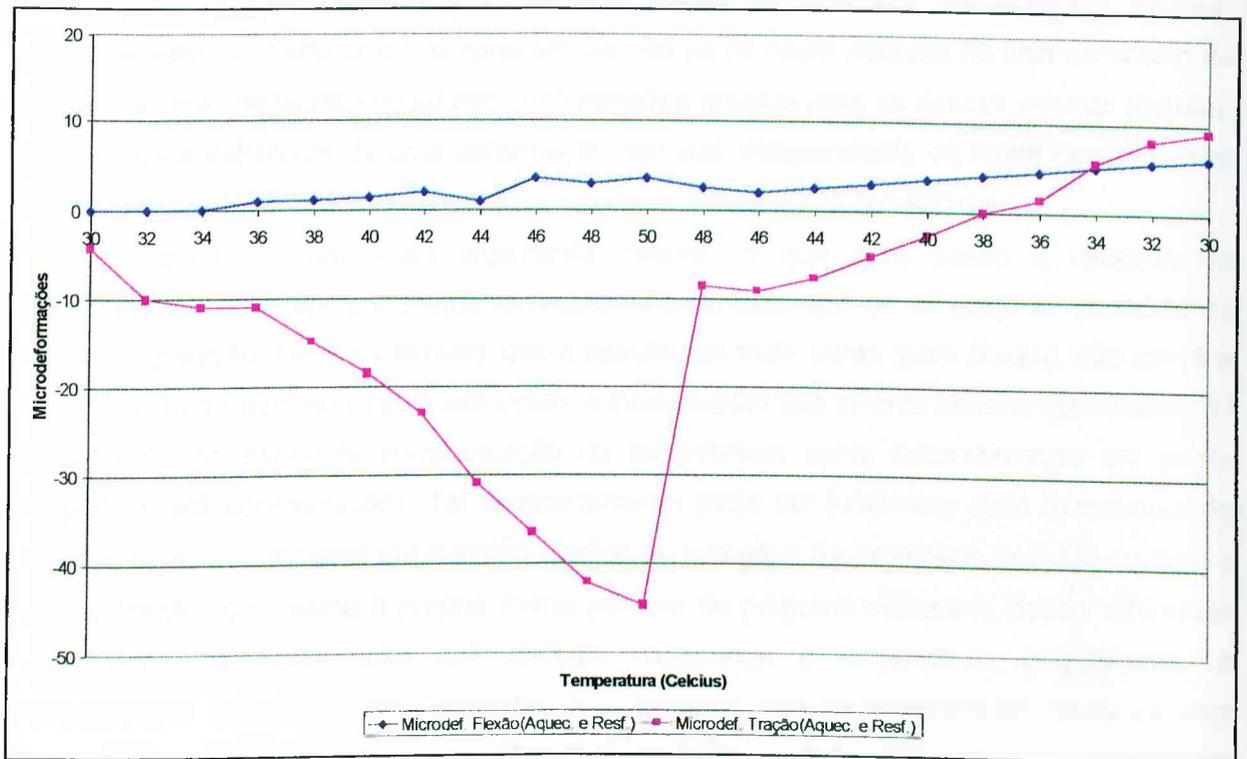


Figura 3.37 - Comportamento da haste sensora, com o porta corpo de prova desacoplado, frente à simulação da variação da temperatura ambiente no interior da estufa (Ensaio 4).

3.10.1 Discussão dos Resultados dos Ensaios para Verificar a Estabilidade do Sensor de Tensões

Como pode ser visto nas Figuras 3.34 a 3.37, os valores de microdeformações referentes aos esforços de tração/compressão e de flexão, em menor escala, confirmam a influência da variação da temperatura ambiente. Os resultados demonstram uma significativa repetibilidade no sentido das deformações durante os testes na estufa, e razoável repetibilidade nos valores (Figuras 3.35, 3.36, 3.37) sugerindo tratar-se de uma fonte de erro não aleatório. Como exposto no item anterior, constatou-se que esta fonte de erro não estaria nos equipamentos de monitorização (indicadores microdeformação).

Observou-se que para a temperatura de 50 graus Celsius (máxima temperatura dos ensaios de estufa) foram registrados os maiores valores de microdeformações de compressão, sugerindo um certo engastamento das extremidades (relativamente, pois os itens 2 a 4 da Figura 3.1 também deveriam dilatar, mas em menor proporção devido a sua maior inércia térmica). Esta hipótese, entretanto, foi invalidada pelo último ensaio, no qual não havia engastamento das extremidades.

Um outro fato observado foi a histerese do sistema durante a realização dos ensaios; obteve-se valores residuais de compressão de $-95 \mu\text{d}$ na haste sensora no final do ensaio de 18 horas e uma média de $+50 \mu\text{d}$ microdeformações (tração) para os demais ensaios (estufa). Isto justifica a existência de uma deformação residual, independente da haste sensora estar funcionando estavelmente ou não. A causa poderia ser atribuída ao material.

Entretanto, o fato mais importante notado foi que para flexão a variação de microdeformação foi sempre pequena (aceitável para este tipo de sensor), ao contrário da tração/compressão. Deve-se lembrar que a ligação em meia ponte (para flexão), não prevê a compensação de temperatura. Deste modo, a instabilidade dos valores obtidos nos ensaios foi atribuída a não esperada compensação da temperatura pelos extensômetros em ponte completa (tração/compressão). Tal comportamento pode ser justificado pela anisotropia do material, ou seja, o material em questão, devido ao processo de laminação ocorrido durante a sua fabricação, ou mesmo à própria forma (cilindro de pequeno diâmetro), possui diferentes capacidades de deformação nas direção transversal e longitudinal, prejudicando a compensação. Outra possível justificativa é o pequeno raio de curvatura da haste sensora (diâmetro de 12mm), ocasionando a não simultaneidade entre os movimentos dos material da haste e a resistência dos extensômetros, dificultando também a compensação de temperatura.

Após a realização dos testes, concluiu-se que a causa do registro de microdeformações durante a variação da temperatura ambiente, sem a aplicação de carga no sensor de tensões, estava relacionada com a própria haste sensora na qual os extensômetros estavam colocados; conseqüentemente comprovou-se a estabilidade dos indicadores de tensão (ponte de Wheastone).

Tal fato implicou na proposta da fabricação de um novo eixo para o sensor de tensões, com o formato e dimensões necessárias para o perfeito funcionamento do sistema de compensação de temperatura.

Capítulo IV

Procedimento Experimental II – Desenvolvimento e Avaliação do Equipamento Modificado para Avaliação de Geração de Tensões

4.1 Projeto de Construção de uma nova Haste Sensora

Pelos motivos acima expostos, partiu-se para o dimensionamento de uma nova haste sensora, baseando-se na necessidade de se alterar o formato cilíndrico, com pequeno diâmetro, para uma seção retangular. Procurou-se, desta forma, evitar a influência do pequeno raio de curvatura e da anisotropia cristalina, dificultando a compensação de temperatura pelos extensômetros.

4.1.1 Dimensionamento da Haste Sensora

Na primeira parte do dimensionamento estudou-se o tipo, material e formato da nova haste sensora, de modo a evitar futuras fontes de erros. Adotou-se, então, um eixo de seção quadrada com um rasgo no seu interior, como ilustrado pela Figura 4.1. Tal escolha permitiu evitar a curvatura dos extensômetros, os quais foram colados nos dois planos do eixo. Uma outra vantagem é que uma menor espessura da parede na qual os extensômetros são fixados eleva a sensibilidade da medição de microdeformações. Além disto, o aço utilizado, AISI 8640, com limite de escoamento de 1296 Mpa (132 Kgf/mm²) [9], possui propriedades mecânicas superiores ao do aço AISI 1040 (utilizado na haste original), contribuindo para uma possível redução da histerese.

Em seguida, a partir dos resultados da calibração para os esforços de tração/compressão e flexão da haste sensora original e com os dados dos ensaios feitos anteriormente (Fig. 3.11 à 3.27) obteve-se os valores máximos de cargas de tração e flexão (F1 e F2) aplicados no sensor de tensões. Tais valores, fundamentais, foram utilizados no dimensionamento da nova haste.

Posteriormente, foi necessário estipular um valor para a seção transversal "B", possibilitando o dimensionamento da espessura do "rasgo" a ser usinado. Após algumas tentativas de valores para "B", adotou-se uma seção quadrada de 20 x 20 mm.

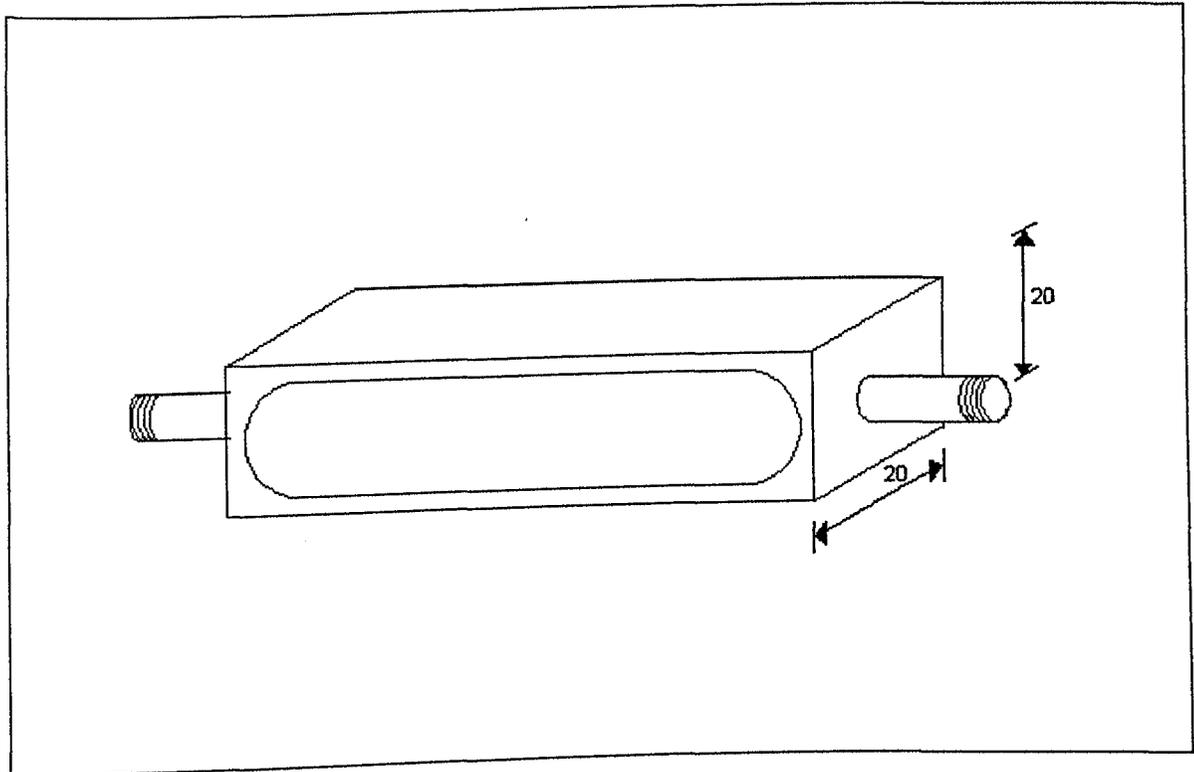


Figura 4.1 - Esquema da nova haste sensora.

Finalmente, para os cálculos dimensionais, utilizou-se a teoria de energia de distorção (Teoria de von Mises [20]), por se tratar de um “material dútil” e predominâncias de tensões normais. Além disso, considerou-se um coeficiente de segurança “n” igual a dois e estipulou-se a espessura da seção “T” (seção quadrática e o eixo) igual a uma vez e meia o valor da espessura “e” [11].

Descreve-se a seguir o procedimento de cálculo da espessura “e”, onde:

S_r : tensão normal resultante;

S_{T1} : tensão normal devido atração;

S_{mf} : tensão normal devido ao momento fletor;

S_{yt} : tensão de escoamento do material;

S_{eq} : tensão equivalente da teoria de von Mises;

A: área total da seção quadrática;

A_1 : área do retângulo 1;

A_2 : área do retângulo 2;

B: lado da seção quadrática;

c: ponto crítico de solicitação;

d_1 : distância entre a linha neutra e o centro geométrico do retângulo 1;

e: espessura;²

F_1 : força máxima devido ao esforço de tração;

F_2 : força máxima devido ao esforço de momento fletor;

I_a : momento de inércia da seção A;

I_x : momento de inércia do retângulo;

L_n : linha neutra;

n: coeficiente de segurança;

y: distância da linha neutra ao ponto crítico;

(+): região tracionada devido ao momento fletor;

(-): região comprimida devido ao momento fletor.

Considerou-se ainda os seguintes dados:

$F_2 = 780$ Kgf (flexão);

$M = F_1 \cdot y = 780 \cdot 1 = 780$ Kgf.cm;

$F_1 = 400$ Kgf (tração);

$S_{yt} = 1296$ Mpa (13224.5 Kgf/cm²);

4.1.2 Cálculo da Espessura "e"

Aplicando teoria Von Mises [20], $S_r = (S_1^2 + S_2^2 + S_3^2)^{1/2}$, onde S_1, S_2, S_3 são as tensões principais atuantes no ponto crítico. Como $S_2 = S_3 = 0$, tem-se $S_1 = S_r = S_{eq}$, onde S_{eq} é igual à tensão equivalente. Sendo o coeficiente de segurança $n = S_{ut} / S_{eq}$, onde S_{ut} , tensão útil, tem-se que, $S_{eq} = S_{ut} / n$. Assumindo $n = 2$ e resolvendo-se esta equação, obtém-se a espessura "e" = 0.4601 mm.

Em seguida, com o valor da espessura "e" e os demais valores do projeto, elaborou-se o desenho da haste sensora o qual foi enviado a oficina mecânica para a sua fabricação.

4.1.3 Colagem dos Extensômetros

Adotou-se na nova haste sensora a disposição dos extensômetros em ponte completa, tanto para a medição dos esforços devido a tração quanto a flexão. Isto possibilitou elevar a sensibilidade da medição das microdeformações. Os extensômetros utilizados foram do tipo KFD-2-C1-11, da KYOWA, com resistência de 120 ohm, sendo em número de quatro para a tração e quatro para a flexão (dois de cada para a compensação de temperatura), conforme

esquemático na Figura 3.39. Após serem colados e soldados nas sapatas, testou-se o seu funcionamento. O passo seguinte foi a calibração da nova haste sensora para que novos ensaios fossem realizados.

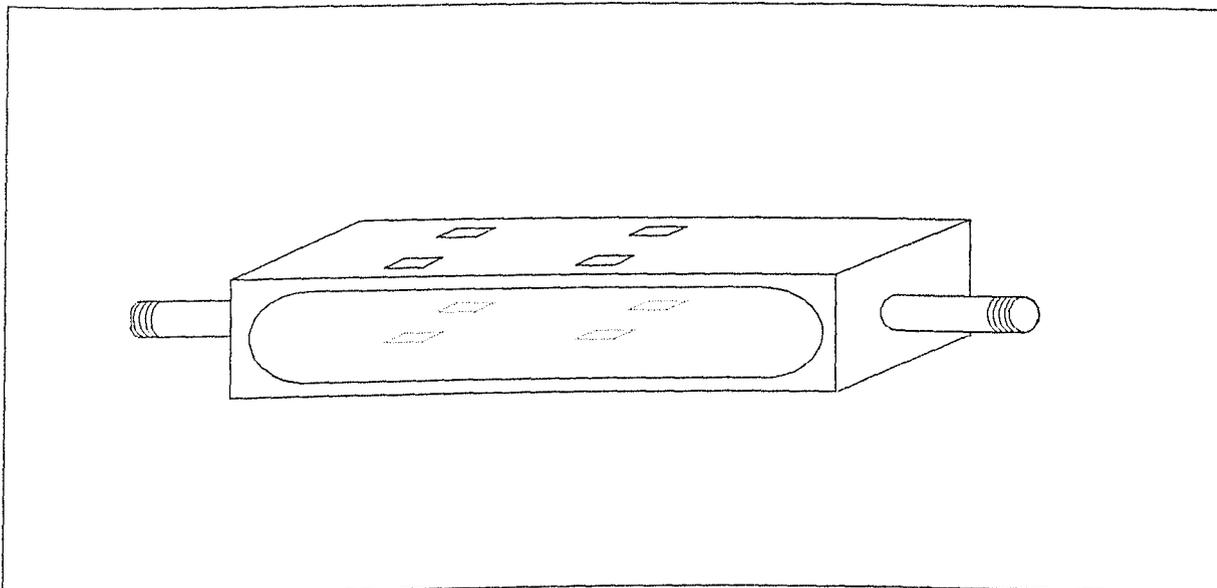


Figura 4.2 - Esquema de montagem dos extensômetros sobre a nova haste sensora.

4.1.4 Calibração da Nova Haste Sensora

A calibração da nova haste sensora, para os esforços de tração/compressão e flexão, de modo a obter a relação entre a quantidade de microdeformações e as cargas aplicadas. Para calibrar a nova haste para os esforços de flexão, colocou-se escalonadamente pesos em um prato de balança conectado em uma das extremidades da haste sensora, flexionando-a. Variando-se os pesos de 0 a 8.0 Kgf (considerados valores significativos), com incrementos de 0,5 Kgf, obteve-se valores de microdeformações (μd) de 0 a 1162 μd . O comportamento é ilustrado na Figura 4.3.

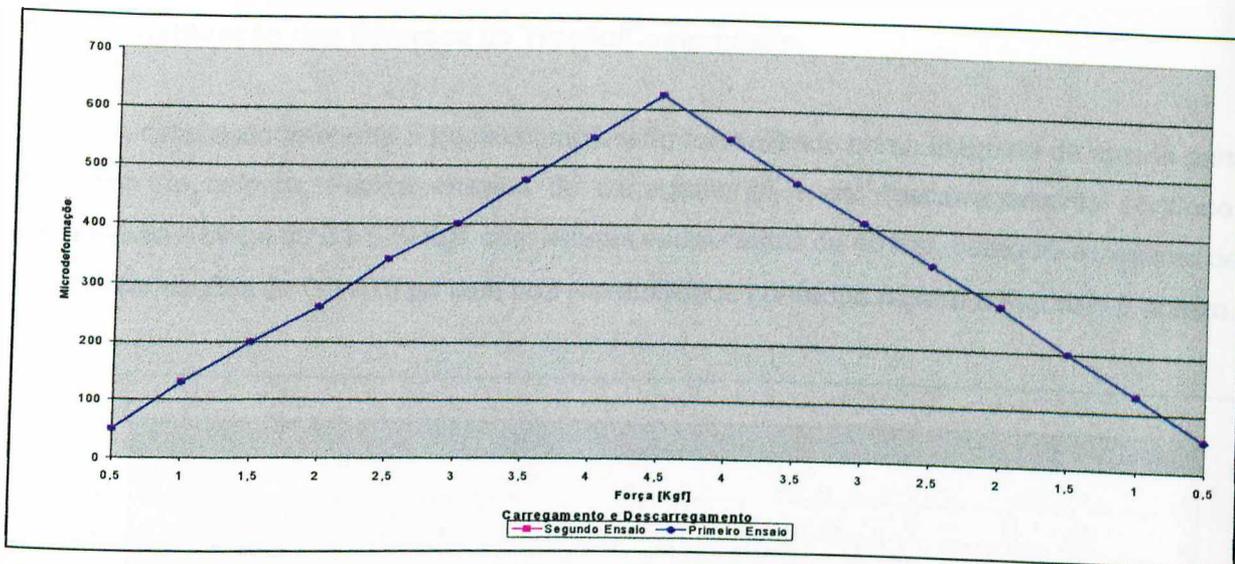


Figura 4.3 - Gráfico dos valores médios dos ensaios de calibração da nova haste sensora para o esforço de tração.

4.1.5 – Avaliação da Histerese para a Flexão da Nova Haste Sensora

Com intuito de medir a histerese à flexão da nova haste, fez-se o carregamento e o descarregamento com os pesos variando de 0,5 a 4,5 Kg. A Figura 4.4 retrata o adequado comportamento quanto a este fenômeno. Posteriormente repetiu-se o procedimento anterior para analisar a repetibilidade do teste, obtendo-se praticamente os mesmos valores, ou seja, alta repetibilidade.

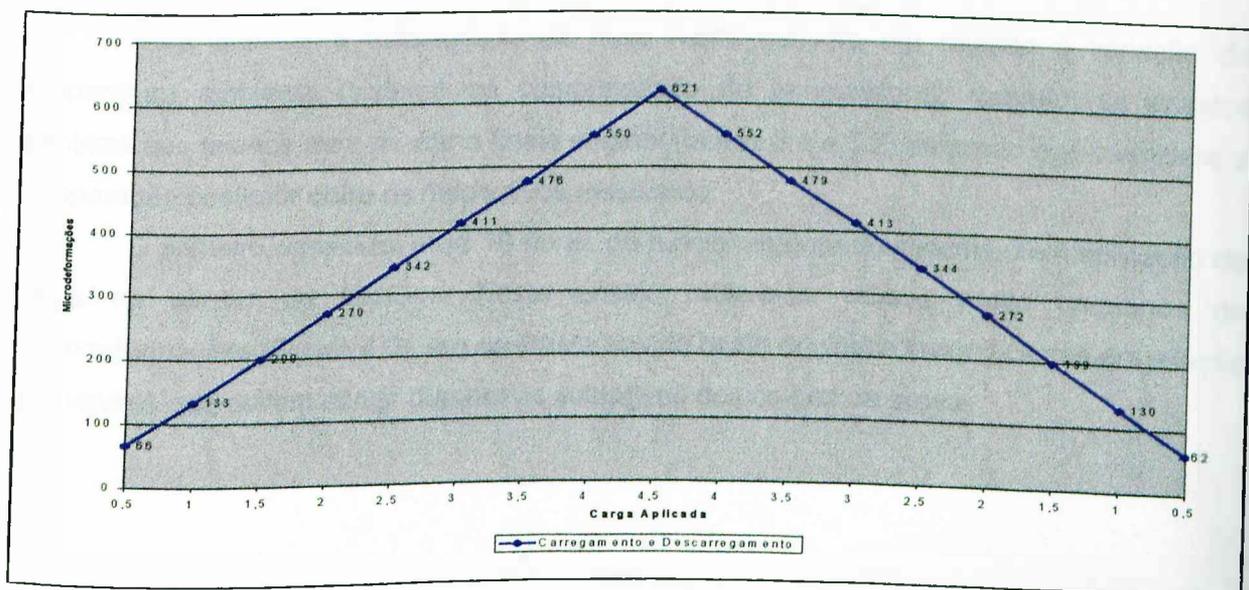


Figura 4.4 - Gráfico referente a histerese para a flexão da nova haste sensora.

4.1.6 - Calibração dos Esforços de Tração/Compressão

A calibração referente à tração/compressão foi realizado numa máquina de ensaio para este tipo de esforço. Fez-se ensaios de carregamento e de descarregamento contínuo, variando-se a carga de 0 a 520 Kgf, com leituras escalonadas de 40 Kgf, obtendo-se valores de microdeformações de 0 a 470 μ d com boa repetibilidade conforme mostra a Figura 4.5 abaixo.

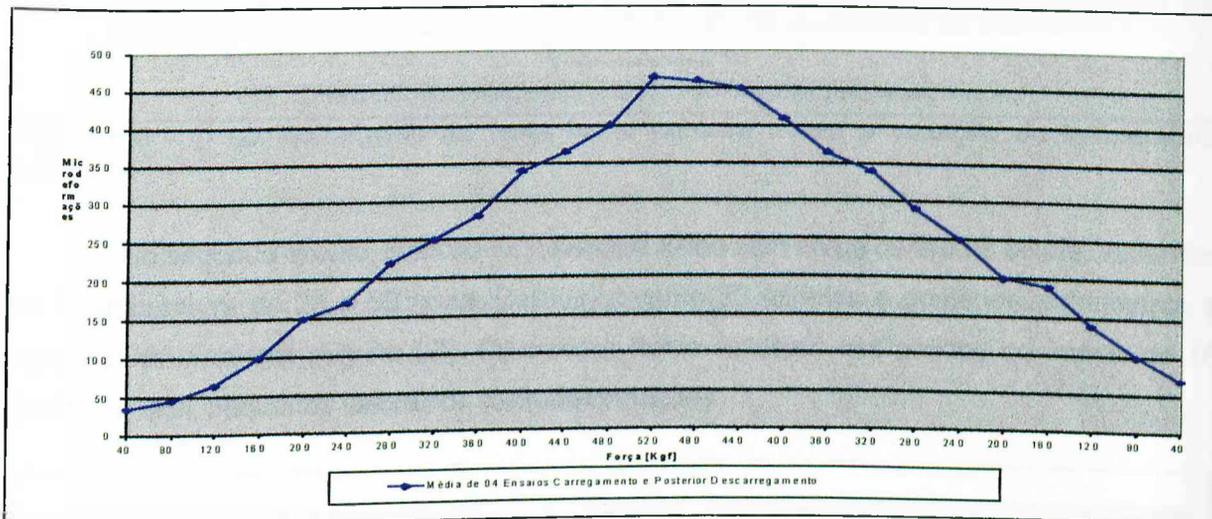


Figura 4.5 - Gráfico dos valores médios dos ensaios de calibração da nova haste sensora para o esforço de tração.

4.1.7 Verificação da Estabilidade da Nova Haste Sensora de Tensões

Para analisar a estabilidade da nova haste sensora em relação à variação da temperatura ambiente (sistema de compensação de temperatura), executou-se ensaios idênticos aos usados para avaliar a haste original (tabela 3.1 e 3.2) de modo que permitisse a comparação posterior entre os respectivos resultados.

O primeiro ensaio foi o de 18 horas de funcionamento do sistema, sem aplicação de carga no sensor de tensões. Neste ensaio obteve-se valores muito pequenos de microdeformações (Figura 4.6), em contraste aos da haste original e insignificantes em relação aos valores que devem atingir durante as soldagens dos corpos de prova.

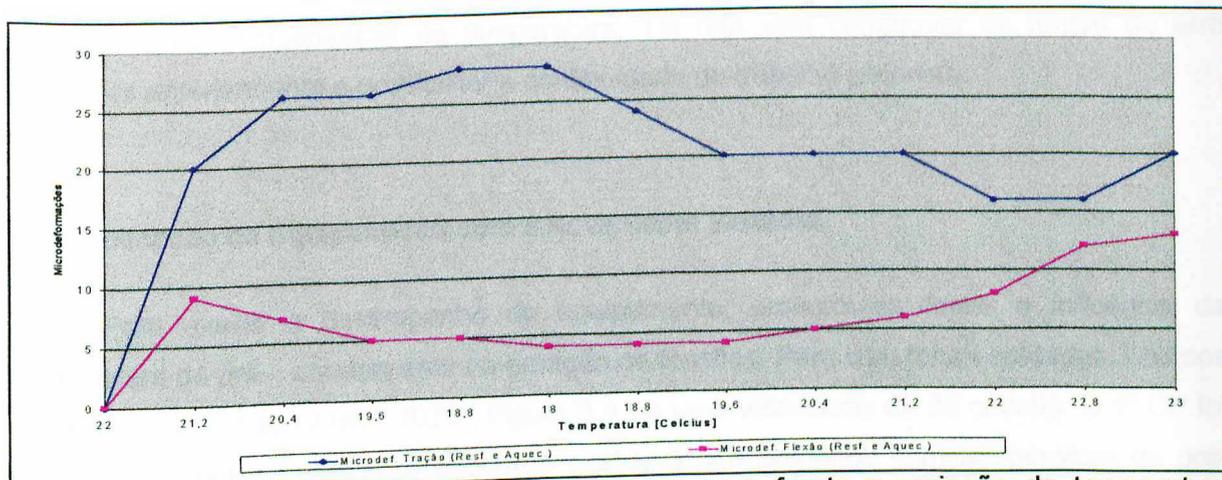


Figura 4.6 - O comportamento da nova haste sensora frente a variação da temperatura ambiente.

No segundo ensaio, colocou-se o sistema ainda sem carga dentro da estufa, variando-se a temperatura de 28 a 50 graus Celsius, durante 30 minutos e posterior resfriamento a temperatura ambiente (Figura 4.7). Os valores foram similares aos obtidos no ensaio de 18 horas, ou seja, pequenos valores de microdeformações.

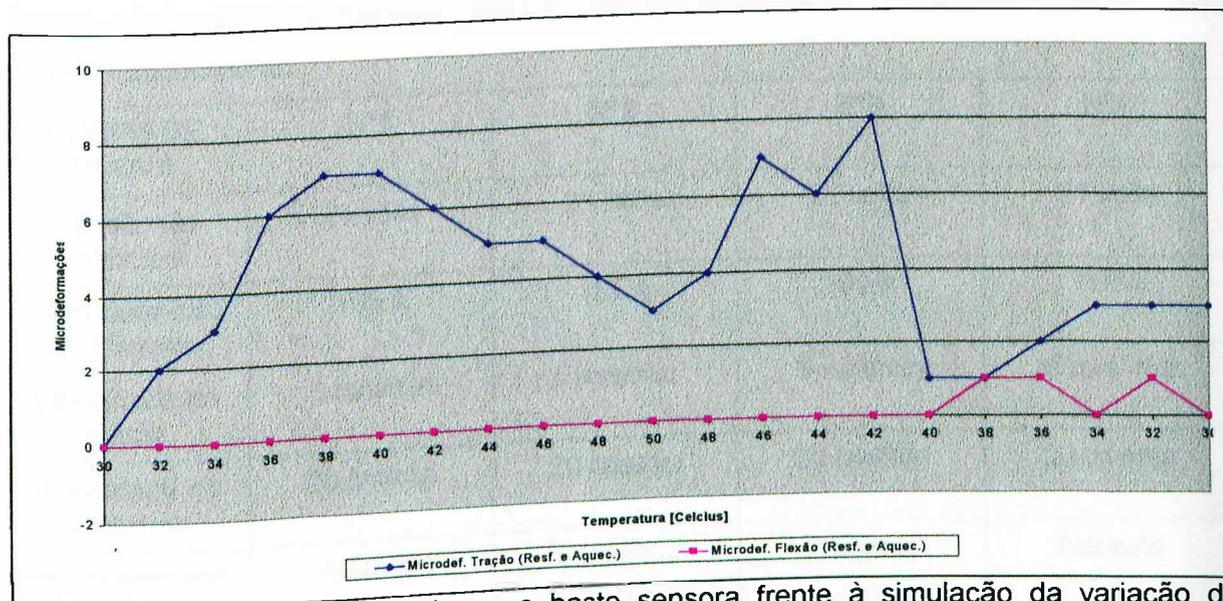


Figura 4.7 - Comportamento da nova haste sensora frente à simulação da variação da temperatura ambiente no interior da estufa.

4.1.8 Discussão

Comparando os dados da nova haste com os dados referentes a haste original, realizados sob as mesmas condições, observa-se uma melhora significativa do funcionamento

do sistema de compensação de temperatura. Tal fato veio comprovar as fontes de erro discutidas anteriormente e possibilitar a continuidade do trabalho proposto.

4.2 – Aplicação do Equipamento com a Nova Haste Sensora

Para avaliar o desempenho do equipamento, procurou-se testar a influência da temperatura de pré – aquecimento na geração de tensões. Para isto, foram soldados 3 corpos de prova (CP) de aço ABNT 1020 (Figura 3.6) a uma velocidade de 20 cm/min. O 1º CP foi soldado sem pré-aquecimento, enquanto o 2º e 3º CP soldados com temperatura de pré-aquecimento de 150°C e 200°C, respectivamente. As condições de soldagem foram: material do CP: Aço ABNT 1020; processo: MIG/MAG; gás de proteção: 20% CO₂ e 80% Ar; pré-carga: 50 µd; tensão em vazio da fonte: 26 volts; velocidade do arame: 5 cm/min; distância bico de contato-peça (DBCP):12 mm. A Tabela 4.2 sumariza as condições de teste, onde se inclui um quarto CP, cuja função será explicada mais adiante.

Tabela 4.2 Condições de soldagem dos CP's usados na avaliação da influência da temperatura de pré – aquecimento.

| CORPO DE PROVA | Nº1 | Nº2 | Nº3 | Nº4 |
|------------------------|-----------|------------------------|------------------------|-----------|
| Tensão de soldagem | 21 volts | 21 volts | 21 volts | 21 volts |
| Corrente de soldagem | 195 A | 187 A | 190 A | 196 A |
| Velocidade do arame | 5 mm/min | 5 mm/min | 5 mm/min | 5 mm/min |
| Velocidade de soldagem | 20 cm/min | 20 cm/min | 20 cm/min | 20 cm/min |
| Pré-aquecimento | Ausente | Presente T = 150° C | Presente T = 200° C | Ausente |

4.2.1 – Resultados

As Tabelas 4.3 e 4.4 abaixo quantificam a diferença (Δ) entre a deformação antes de cada passe (I) e a deformação após cada passe (F). Os resultados destas tabelas estão ilustrados pelas Figuras 4.8 a 4.13.

Tabela 4.3 - Tensões de tração: CP1 sem pré-aquecimento; CP2 com pré-aquecimento de 150 °C; CP3 com pré-aquecimento de 200 °C.

| CP | Passe 1 | | | Passe 2 | | | Passe 3 | | | Passe 4 | | |
|----|---------|-------|-------|---------|-------|-------|---------|-------|-------|---------|-------|-------|
| | I | F | Δ | I | F | Δ | I | F | Δ | I | F | Δ |
| 1 | 19,7 | 61,01 | 41,37 | 61,01 | 92,12 | 31,11 | 92,12 | 111,3 | 19,21 | 111,3 | 118,2 | 6,93 |
| 2 | 31,50 | 108,4 | 76,50 | 36,40 | 75,00 | 38,60 | 36,90 | 78,80 | 41,90 | 29,50 | 87,70 | 58,20 |
| 3 | 28,10 | 133,5 | 105,4 | 23,10 | 141,4 | 118,3 | 27,10 | 136,4 | 109,3 | 29,60 | 125,6 | 96 |

Tabela 4.4 - Tensões de flexão: CP1 sem pré-aquecimento; CP2 com pré-aquecimento de 150 °C; CP3 com pré-aquecimento de 200 °C.

| CP | Passe 1 | | | Passe 2 | | | Passe 3 | | | Passe 4 | | |
|----|---------|--------|-------|---------|------|-------|---------|--------|-------|---------|------|------|
| | I | F | Δ | I | F | Δ | I | F | Δ | I | F | Δ |
| 1 | -394 | -147,7 | 243,3 | -147,8 | -666 | 518,2 | -666 | -906,4 | 240,4 | -906,4 | -995 | 88,7 |
| 2 | -128 | -422 | 294 | -132 | -228 | 96 | -292 | -590 | 298 | -162 | -740 | 578 |
| 3 | -286 | -338 | 52 | -140 | -500 | 360 | -128 | -594 | 466 | -606 | -762 | 156 |

Tabela 4.5 - Δ flexão ao final (medido geometricamente): CP1 sem pré-aquecimento; CP2 com pré-aquecimento de 150 °C; CP3 com pré-aquecimento de 200 °C.

| CP | Passe 1 | Passe 2 | Passe 3 | Passe 4 |
|----|---------|---------|---------|---------|
| 1 | 1.0±0.1 | 1.5±0.1 | 1.9±0.1 | 2.2±0.1 |
| 2 | 0.8±0.1 | 1.1±0.1 | 1.5±0.1 | 1.6±0.1 |
| 3 | 0.6±0.1 | 0.9±0.1 | 1.2±0.1 | 1.6±0.1 |

Tabela 4.6 - Tensões de tração: CP1 soldado com $V = 20$ cm/min sem retirá-lo do sensor; CP2 soldado com $V = 20$ cm/min retirado a cada passe.

| CP | Passe 1 | | | Passe 2 | | | Passe 3 | | | Passe 4 | | |
|----|---------|-------|----------|---------|--------|----------|---------|--------|----------|---------|--------|----------|
| | I | F | Δ | I | F | Δ | I | F | Δ | I | F | Δ |
| 1 | 26,6 | 61,01 | 41,37 | 61,01 | 92,12 | 31,11 | 92,12 | 111,3 | 19,21 | 111,3 | 118,2 | 6,93 |
| 2 | 19,7 | 61,08 | 41,30 | -26,10 | -22,16 | 3,94 | -26,10 | -26,60 | 0,5 | -28,01 | -54,18 | 26,17 |

Tabela 4.7 - Tensões de flexão: CP1 soldado com $V = 20$ cm/min fixo no sensor; CP2 soldado com $V = 20$ cm/min retirado a cada passe.

| CP | Passe 1 | | | Passe 2 | | | Passe 3 | | | Passe 4 | | |
|----|---------|--------|----------|---------|------|----------|---------|--------|----------|---------|--------|----------|
| | I | F | Δ | I | F | Δ | I | F | Δ | I | F | Δ |
| 1 | -394 | -147,7 | 246,3 | -147,8 | -666 | 518,2 | -666 | -906,4 | 240,4 | -906,4 | -995,4 | 88,7 |
| 2 | -394 | -147,7 | 246,3 | -712 | -960 | 248 | -952 | -1020 | 68 | -854 | -830 | 24 |

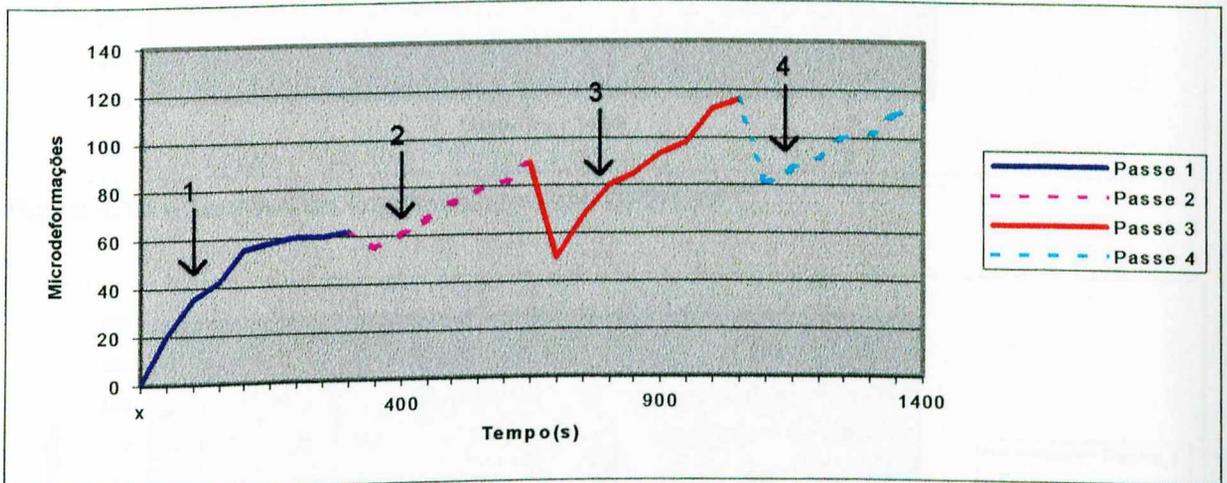


Figura 4.8 – Tensões de Tração/compressão CP1/28° C.

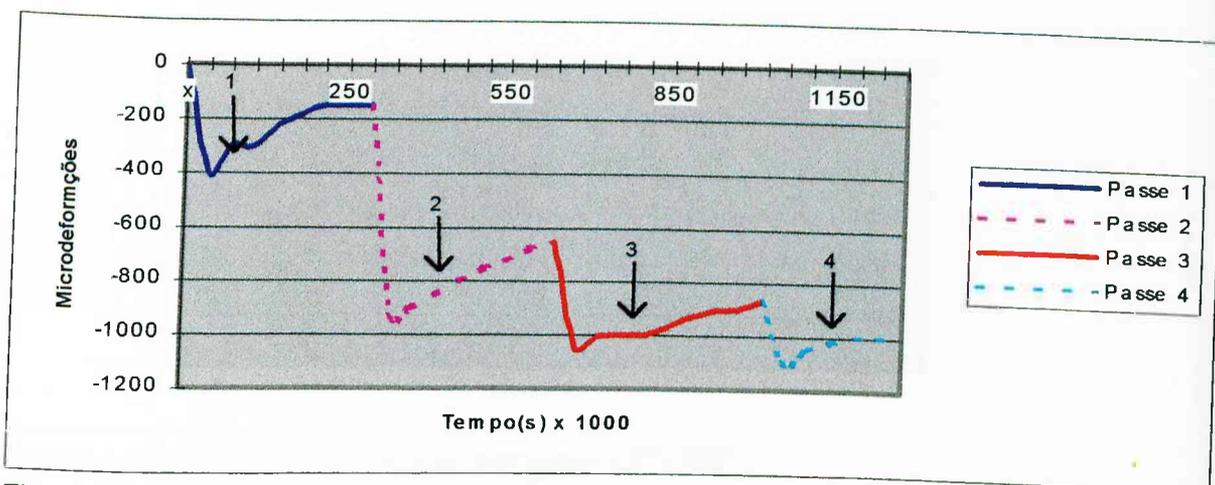


Figura 4.9 – Tensão de Flexão CP1/28° C.

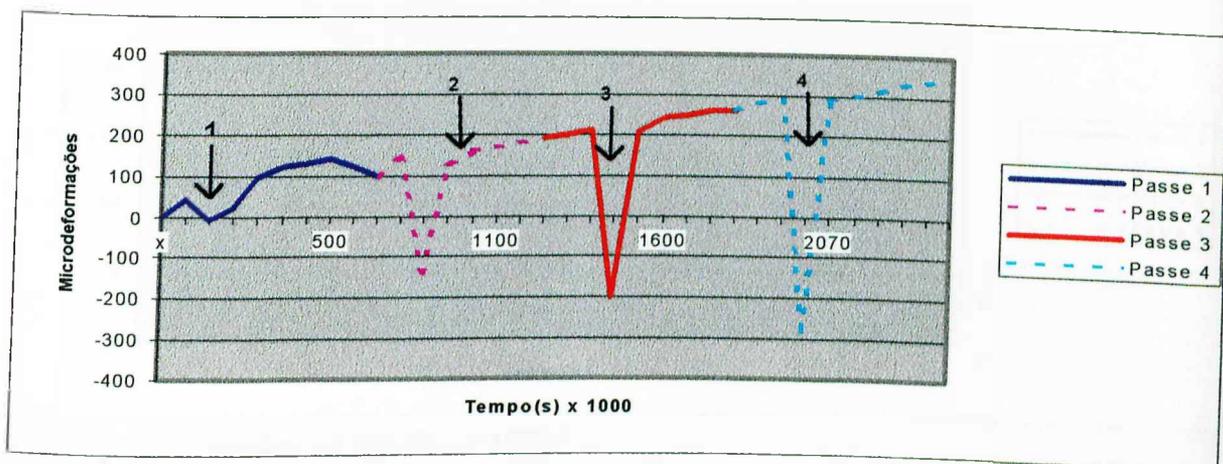


Figura 4.10 – Tensões de Tração/compressão CP2/150° C.

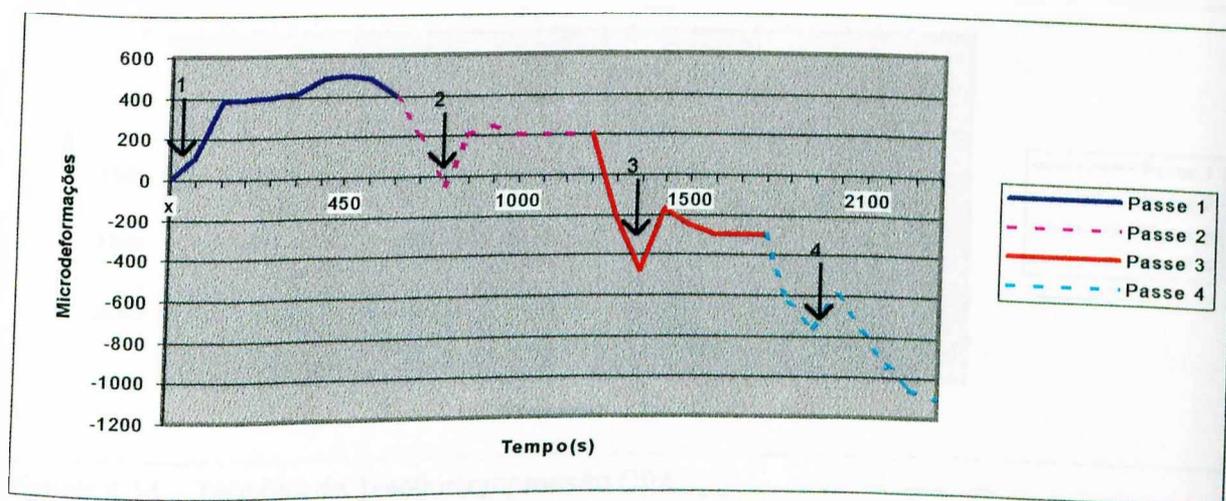


Figura 4.11 – Tensões de Flexão CP2/150° C.

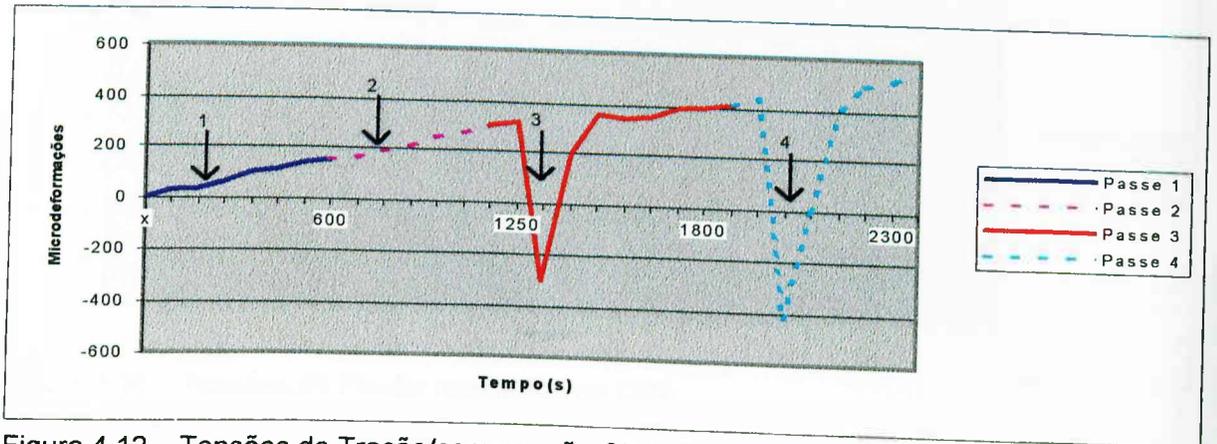


Figura 4.12 – Tensões de Tração/compressão CP1/200° C.

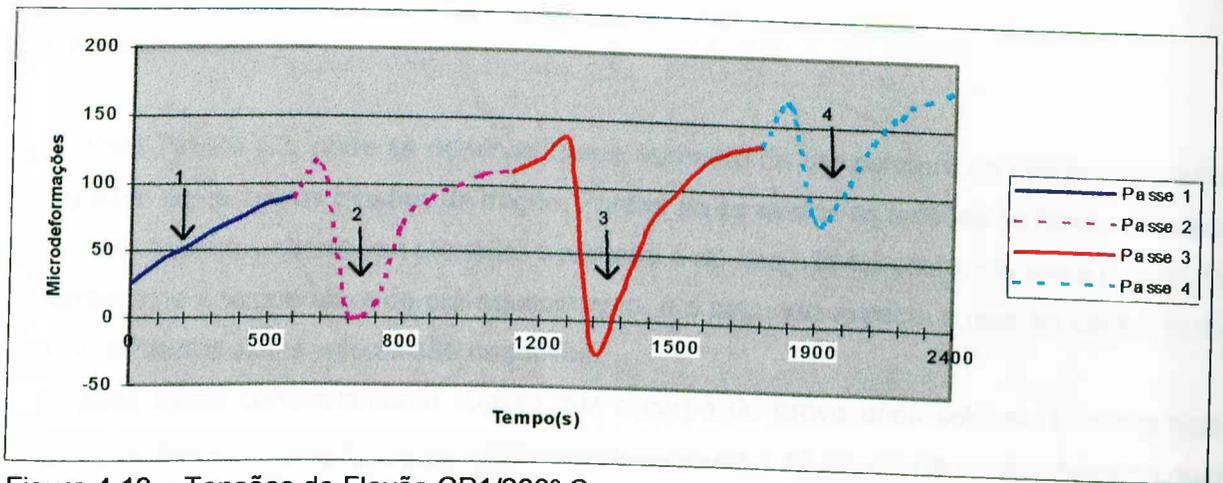


Figura 4.13 – Tensões de Flexão CP1/200° C.

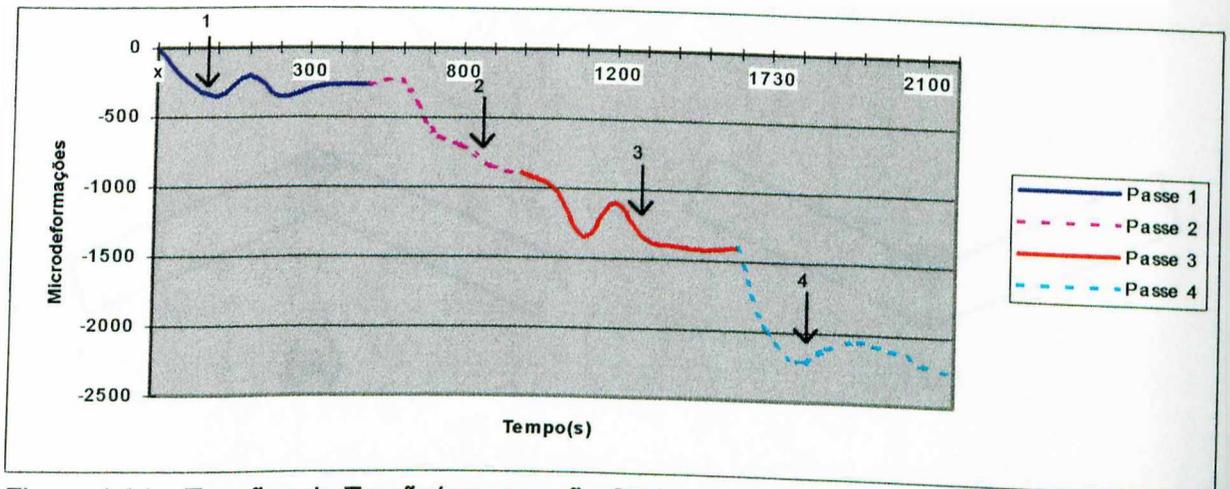


Figura 4.14 – Tensões de Tração/compressão CP4.

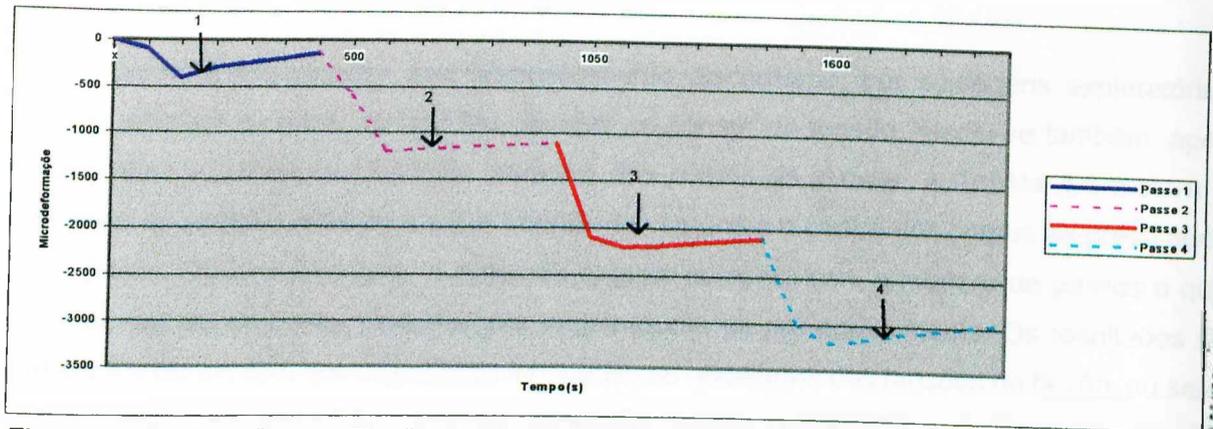


Figura 4.15 – Tensões de Flexão resultando no CP4.

4.2.2 – Discussão

Pela Tabela 4.3, pode se observar que o aumento da temperatura de pré-aquecimento levou a um aumento das tensões de tração. Porém, ao se avaliar as tensões de flexão (Tabela 4.4), dois aspectos chamaram atenção; o primeiro é de que não há coerência entre o valor da deformação e a temperatura de pré-aquecimento, e o segundo aspecto é que, ao contrário do que se esperava esses valores são negativos.

Este último comportamento sugere que o corpo de prova após soldado tenderia ficar curvado no sentido da face inferior, como mostra a Figura 4.16 (a), fato que não concorda com o esperado (Figura 4.16 (b)).

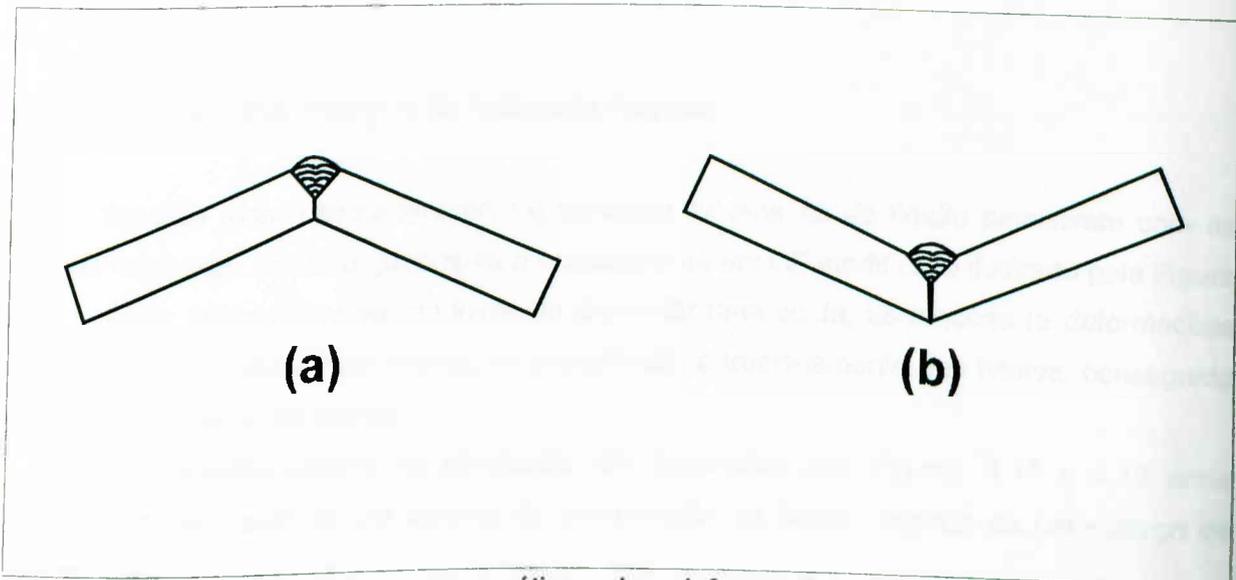


Figura 4.16 – Desenho esquemático da deformação angular após soldagem; (a)Empenamento sugerido pelas tensões de flexões negativas; (b)Empenamento esperado uma vez que o maior volume de solda está na face superior .

Como já era previsto este comportamento discordante, por soldagens exploratórias iniciais, além de se medir as tensões geradas no sensor de tensão, mediu-se também, após cada passe, a curvatura (distorção angular) dos corpos de provas. A Tabela 4.5 mostra a diferença da posição entre as arestas laterais dos corpos e o centro dos corpos de prova após cada passe. Observou-se que a distorção angular aumenta com o número de passes o que torna-se um pouco menor para maiores temperaturas de pré-aquecimento. Os resultados da Tabela 4.5 fazem com que sejam mais intrigantes os resultados das tensões de flexão, ou seja, apesar das resultantes das tensões de flexão serem negativas, a deformação angular apresentou-se no sentido positivo.

Para verificar a causa deste comportamento, repetiu-se o CP1, agora denominado CP4 (Figuras 4.14 e 4.15), no qual a única diferença é que após cada passe o corpo de prova era retirado do equipamento e antes de ser iniciado outro passe de solda era dado uma nova pré-carga. O comportamento do CP4 ao ser soldado, é mostrado nas Figuras 4.14 e 4.15, respectivamente tanto em relação à tensões de tração, como de flexão. As Tabelas 4.1 à 4.7 quantificam os valores, comparativamente aos valores do CP1.

Observou-se pelas Tabelas 4.1 e 4.7 que, apesar do 1º passe mostrar resultados muito similares (demonstrando capacidade de repetibilidade do teste), a tensão final de tração para o CP4 foi maior e a de flexão menor. Além disto, persistiu o problema da flexão só resultar negativa.

Para tentar entender o fenômeno, procurou-se simular as tensões de solda como demonstrado no item seguinte.

4.3 – Simulação dos Esforços de Distorção Angular

Durante todo o procedimento experimental as tensões de flexão persistiram com os valores negativos. Por isso, propôs-se a confecção de um CP modificado ilustrado pela Figura 4.17. Neste corpo de prova, ao invés de depositar uma solda, as tensões (e deformações angulares) foram simuladas através da compressão e tracionamento das hastes, conseguido pelo alívio e aperto das porcas.

Os resultados obtidos da simulação são mostrados nas Figuras 4.18 e 4.19 onde inicialmente foi imprimido um esforço de compressão na haste, seguido de um esforço de tração.

Através das Figuras 4.18 e 4.19 nota-se que o comportamento das tensões de tração e flexão foram idênticos aos resultados obtidos anteriormente. Por isso, pensou-se simular numericamente o comportamento do corpo de prova quanto à distorção angular.

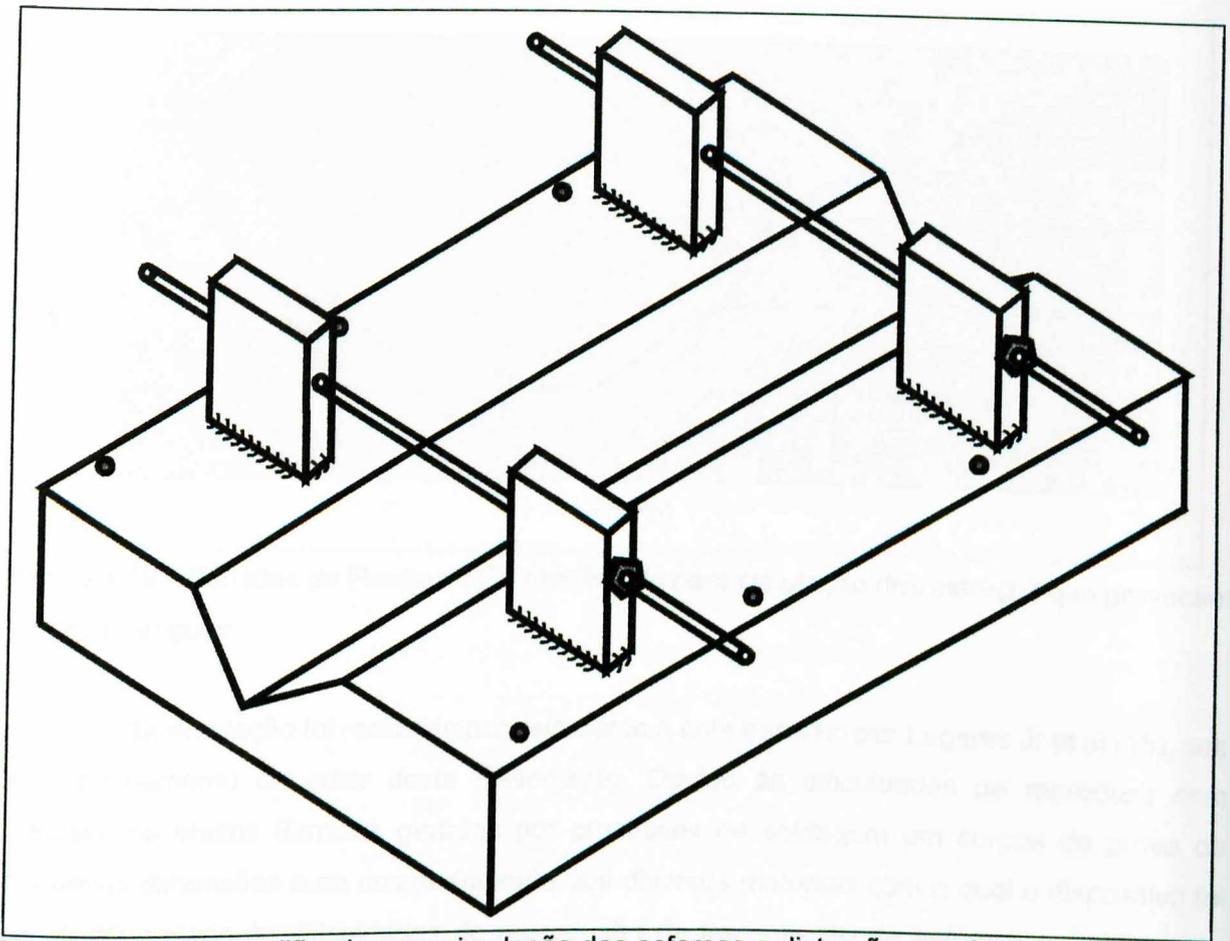


Figura 4.17 – CP modificado para simulação dos esforços e distorção angular.

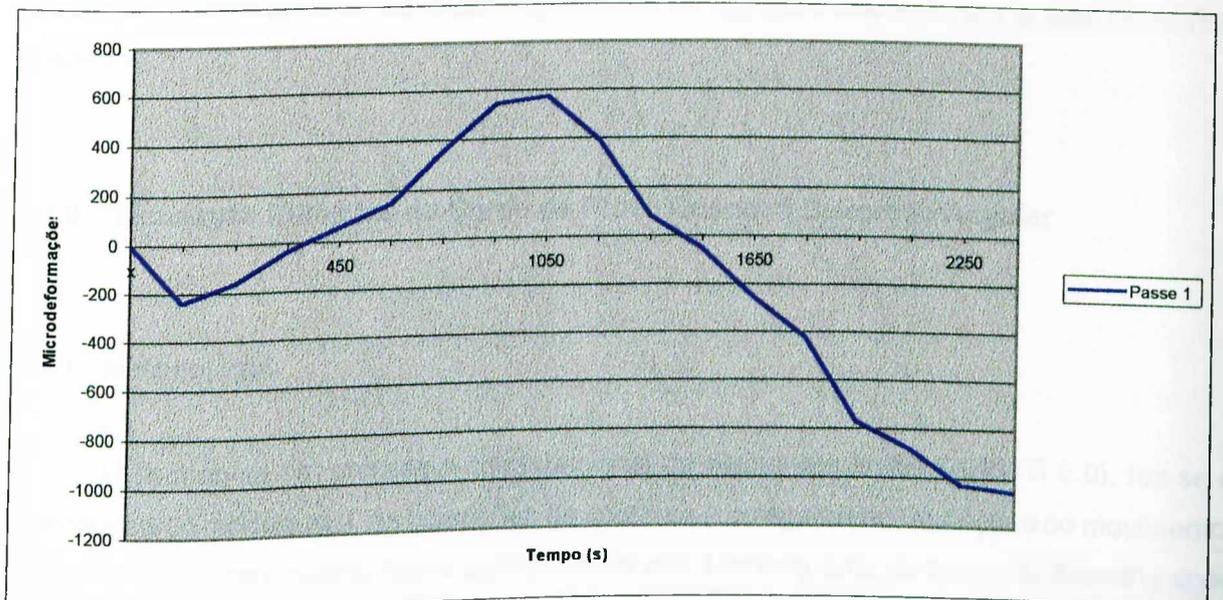


Figura 4.18 – Tensões de tração/compressão no CP modificado para simulação dos esforços que provocam distorção angular.

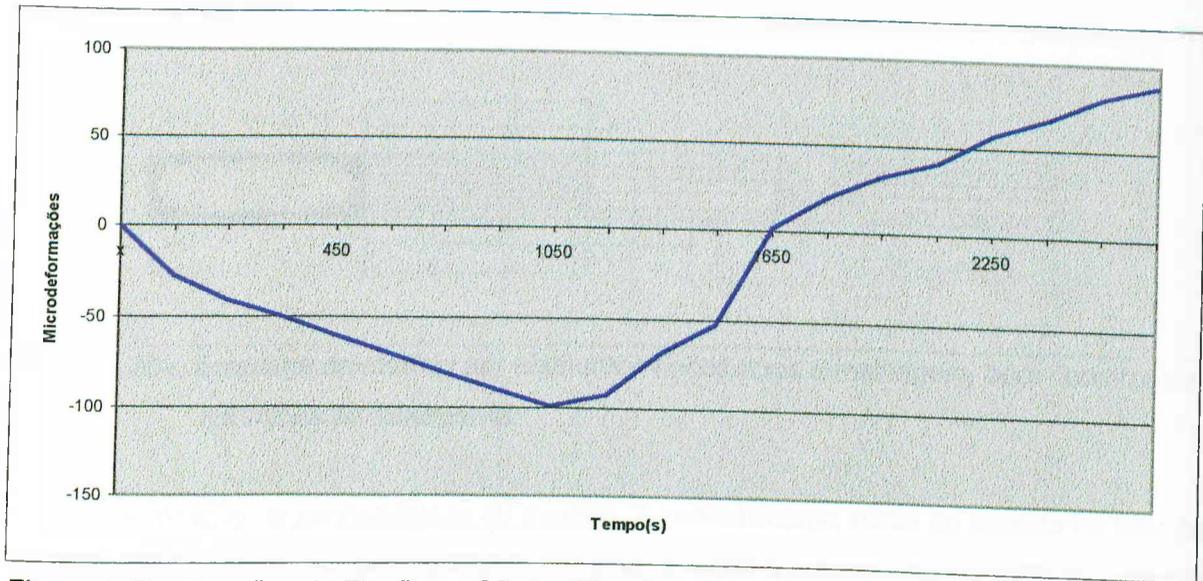


Figura 4.19 – Tensões de Flexão no CP modificado para simulação dos esforços que provocam distorção angular.

Esta simulação foi realizada paralelamente a este trabalho por Lagares Jr et al (15), sob acompanhamento do autor desta dissertação. Devido às dificuldades de reproduzir com precisão os efeitos térmicos gerados por processos de soldagem em corpos de prova de pequenas dimensões e ao comportamento dos diversos materiais com o qual o dispositivo foi construído, aliado às dificuldades de reprodução da transmissão de esforços nas diferentes partes do dispositivo, propôs-se inicialmente uma simulação apenas qualitativa, isto é, os resultados numericamente deveriam representar os sentidos dos esforços e não os valores absolutos.

4.4.0 – Simulação Numérica do Corpo de Prova Quanto à Distorção Angular

4.4.1 - Metodologia

Utilizando-se um programa computacional de elementos finitos (ANSYS 5.0), fez-se a reprodução do modelo real. As condições de contorno (carregamento, restrições ao movimento, fluxos de calor, entre outros) foram aplicadas aos nós. Um esquema da forma do desenho após a malhagem, bem como as restrições ao movimento, é mostrado na Figura 4.20.

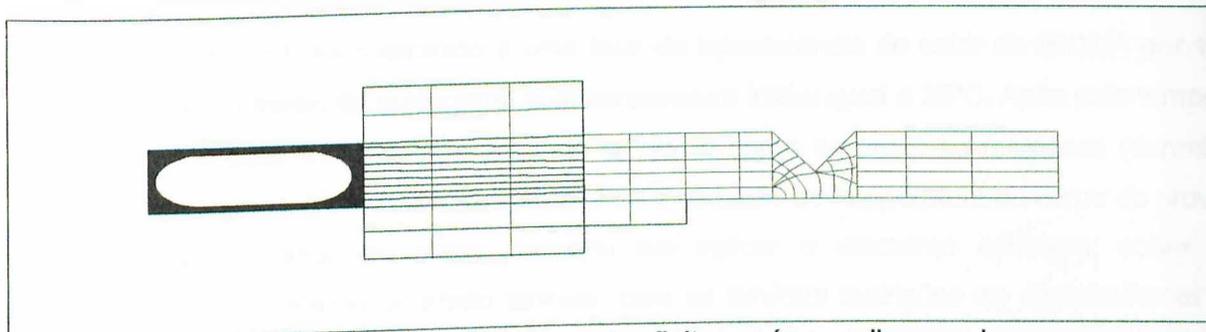


Figura 4.20 – Esquema do modelo por elementos finitos após a malhagem, bem como com as restrições ao movimento.

Verificação da confiabilidade do modelo. A confiabilidade inicial do modelo foi feita pela comparação da curva de flexão da haste sensora, quando o corpo de prova (CP) foi submetido a carregamentos discretos, com a curva fornecida pela análise numérica. A haste sensora foi flexionada através da aplicação de peso morto perpendicularmente sobre o centro de um corpo de prova, variando-se a massa de 2,5 kg até o valor máximo de 17,5 kg. Este carregamento, em regime elástico, mostrou deformações proporcionais às cargas aplicadas. Na simulação numérica, também variou-se uma carga continuamente de 0 a 17,5 kg, aplicada pontualmente no centro do corpo de prova (perpendicularmente) demonstrando resultados qualitativamente similares.

Simulação dos esforços causados por um cordão de solda. Durante o ciclo térmico de um cordão de solda, tem-se dilatação durante o aquecimento (acompanhada de escoamento devido a queda de resistência com a temperatura) e uma contração durante a solidificação (com menor escoamento, uma vez que a resistência volta progressivamente a crescer). Para simular os efeitos do cordão de solda, a análise numérica foi dividida em três passos. No primeiro passo, os esforços de soldagem foram simulados pela aplicação de cargas no centro do corpo de prova na direção transversal (as propriedades dos materiais do CP e haste foram especificados para trabalhar em regime elástico. A carga foi aplicada ao longo do entalhe do corpo de prova com variação linear em módulo de 130 kN a 160 kN (de baixo para cima), sendo aplicado inicialmente no sentido de comprimir o CP (simulando a dilatação) e posteriormente, no sentido de tração (simulando a contração).

No segundo passo, usou-se o mesmo carregamento, mas as propriedades do CP foram alteradas para as do Alumínio (módulo de elasticidade e limite de escoamento), afim de se atingir o regime plástico (a haste sensora manteve-se as propriedades originais para não se deformar plasticamente).

No terceiro e último passo, fluxo de calor foi aplicado, provocando tensões similares às de soldagem. Com a aplicação do fluxo de calor, devido às limitações do microcomputador, a

análise numérica teve de ser dividida em duas etapas: análise térmica e análise estrutural. Na análise térmica, o CP foi submetido a uma taxa de transferência de calor de 30 kW, por 15 segundos (tempo médio de soldagem), com temperatura inicial igual a 20°C. Após este tempo, a aplicação de calor foi retirada, permitindo-se que o corpo de prova se resfriasse (durante cerca de 60 minutos). Com esta etapa, obteve-se a variação de temperatura do corpo de prova com o tempo. A segunda etapa consistiu em aplicar o elemento estrutural sobre o comportamento resultando de efeito térmico, com as devidas restrições ao deslocamento e propriedades dos materiais.

4.4.2 - Resultados e Discussões

Inicialmente demonstrou-se a confiabilidade do modelo proposto por elementos finitos pela comparação entre os gráficos da carga x flexão para o equipamento montado e para o modelo. Em função do mesmo comportamento das curvas, lineares e diretamente proporcionais (sinal positivo), assumiu-se a confiabilidade do modelo.

Posteriormente, efetuou-se a simulação dos esforços causados por um cordão de solda. Como apresentado na metodologia, esta simulação foi dividida em três passos. O primeiro passo (regime elástico) tem-se os resultados mostrados na Figura 4.21. Inicialmente, simulando a dilatação do CP (aplicação de forças de compressão) houve um crescente aumento da flexão no sentido positivo. Posteriormente houve uma inversão no comportamento, quando da simulação da contração do CP (forças de tração). Pela disposição do modelo do equipamento após o carregamento, pôde-se ver que na primeira etapa a haste sensora desceu, produzindo um sinal positivo (Figura 4.22), similarmente ao ocorrido no ensaio de confiabilidade do modelo. Após o descarregamento e posterior carregamento de tração, a haste subiu levando a um sinal negativo (Figura 4.23). Após o descarregamento, o modelo do corpo de prova retornou a posição inicial, ou seja, não ocorrendo deformações ou tensões residuais, como esperado (regime elástico).

Estes resultados, por si só, já mostrariam a ocorrência do comportamento da haste com os resultados encontrados na prática, ou seja, durante a contração da solda (simulação pela aplicação de carga de tração), a haste sensora elevou-se (sinal negativo) ao invés de abaixar (sinal positivo), como ocorrido na aplicação de cargas perpendiculares. Isto se explica pelo fato de que, ao invés do centro do corpo de prova se abaixar durante a flexão, o que traria consigo a haste sensora, a simulação mostrou que na verdade as laterais do CP que se levantam, levando para cima a haste. Entretanto, o fato de não apresentar tensões residuais mostraram que o modelo poderia ser aperfeiçoado pela simulação do comportamento também em regime

plástico (segundo passo). O segundo passo mostrou um comportamento bem similar ao anterior mas apresentando uma tensão residual negativa, como visto pela Figura 4.24 (a haste ficou inclinada para cima).

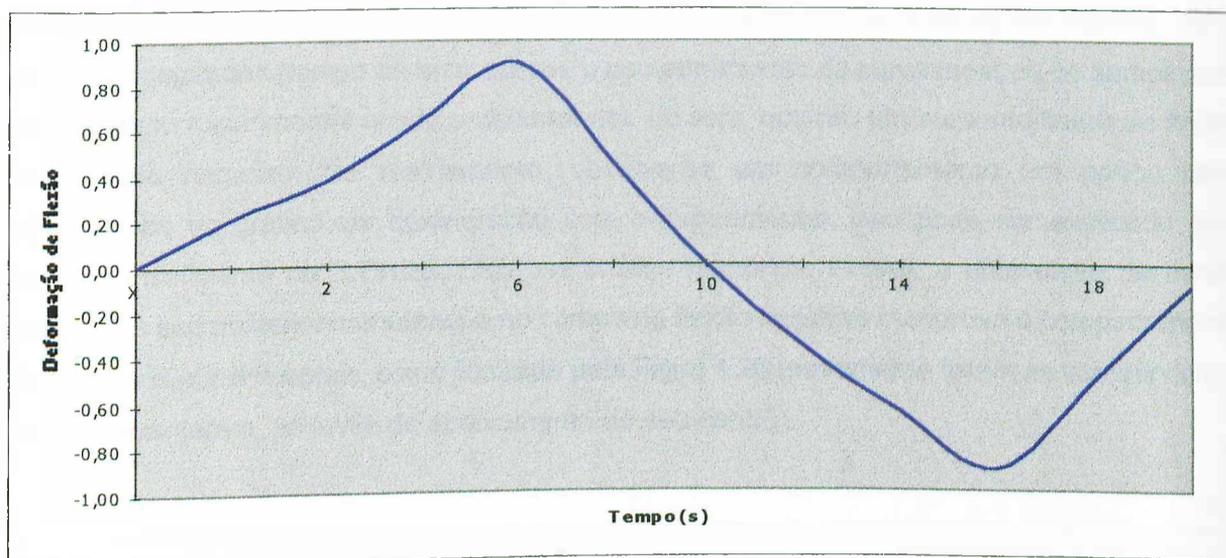


Figura 4.21 – Resultados do tempo x deformação de flexão referentes ao regime elástico.

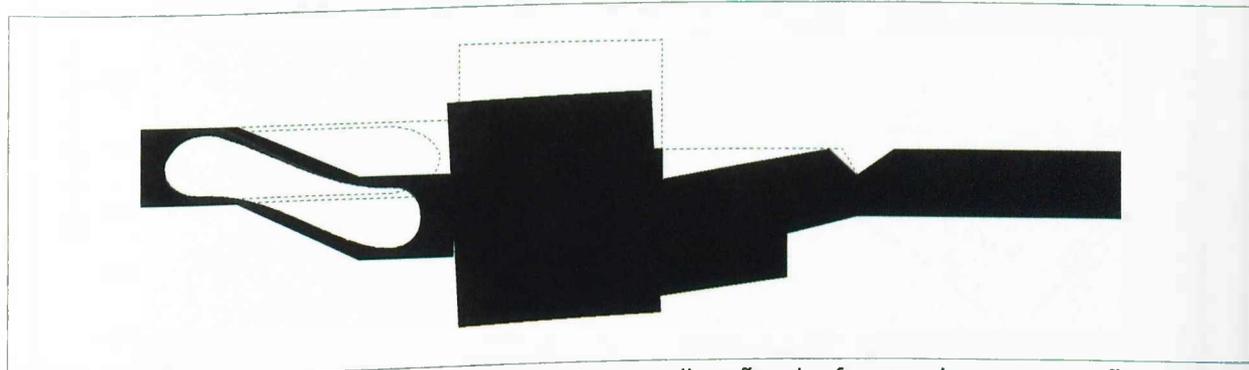


Figura 4.22 – Disposição do modelo após a aplicação de forças de compressão (regime elástico).

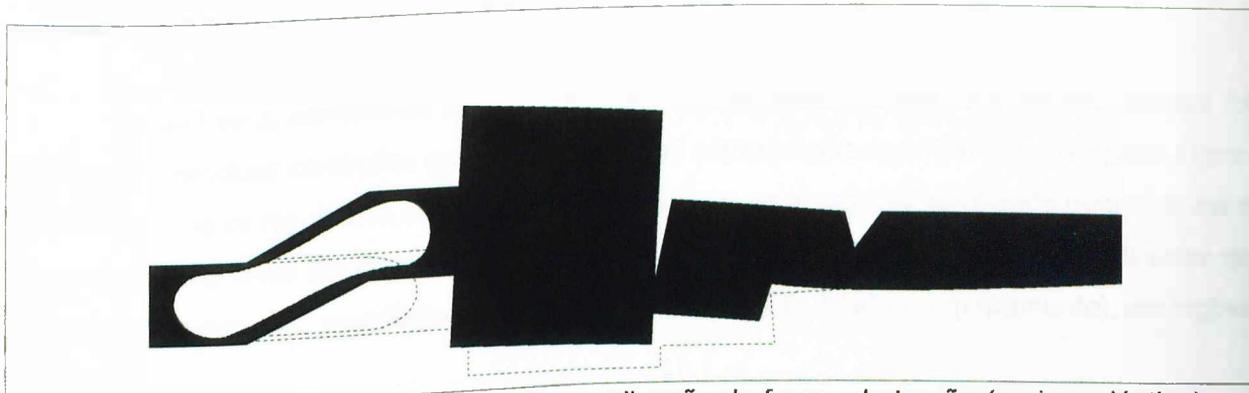


Figura 4.23 – Disposição do modelo após a aplicação de forças de tração (regime elástico).

Apesar do comportamento do modelo ter-se assemelhado mais do componente real, ainda ficaram algumas discrepâncias, por exemplo, o pico positivo do sinal. Para uma maior proximidade das condições reais de soldagem, o terceiro passo consistiu em aplicar uma taxa de transferência de calor (simulando o fluxo de calor gerado na soldagem). Os resultados de flexão em função do tempo são apresentados na Figura 4.25. Como pode-se ver, durante os 15 primeiros segundos (tempo de arco aceso), o comportamento da curva mostrou-se semelhante ao resultado experimental obtido anteriormente, ou seja, ocorreu um aumento linear de flexão no sentido negativo. No resfriamento, observa-se um comportamento um pouco mais diferenciado do gráfico em comparação com o experimental. Isso pode ser explicado pelo número insuficiente de "LOADSTEPS" na análise numérica. Porém, a diminuição da flexão negativa e sua posterior manutenção no campo de flexão negativa comprova o comportamento dos gráficos experimentais, como ilustrado pela Figura 4.26 (novamente foram as laterais do CP que se levantaram, ao invés do abaixamento do seu centro).

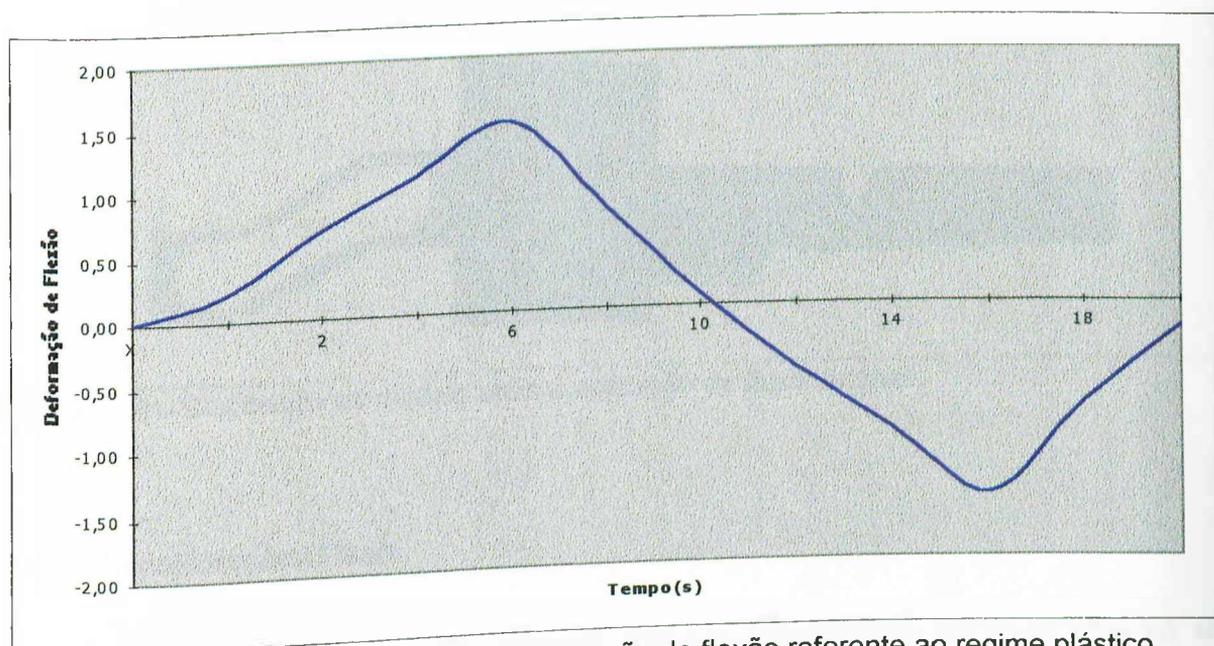


Figura 4.24 – Resultados do tempo x deformação de flexão referente ao regime plástico.

Desta forma, acredita-se ter atingido o objetivo proposto, ou seja, um modelo simples foi capaz de reproduzir condições bastante complexas como as que ocorrem em soldagem. Deve-se lembrar que os resultados são qualitativos, pois, para se encontrar resultados quantitativos o modelo deveria levar em consideração vários outros fatores, tais como, fluxo real de calor de um arco de soldagem, propriedades reais dos materiais (CP, haste e equipamento), restrições reais, etc.

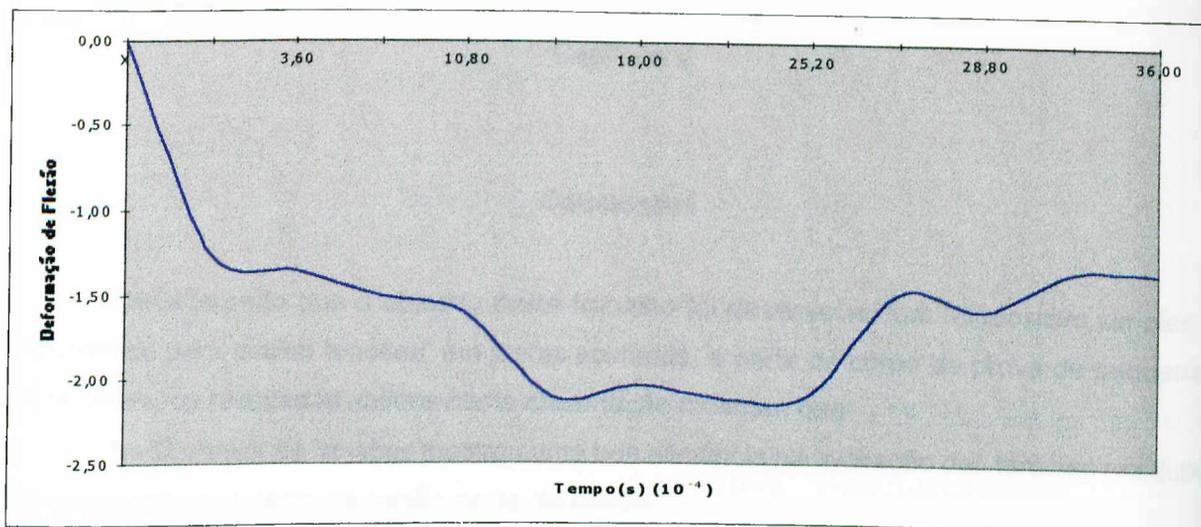


Figura 4.25 – Resultados simulação de deformação de flexão em função do tempo mediante aplicação de fluxo de calor.

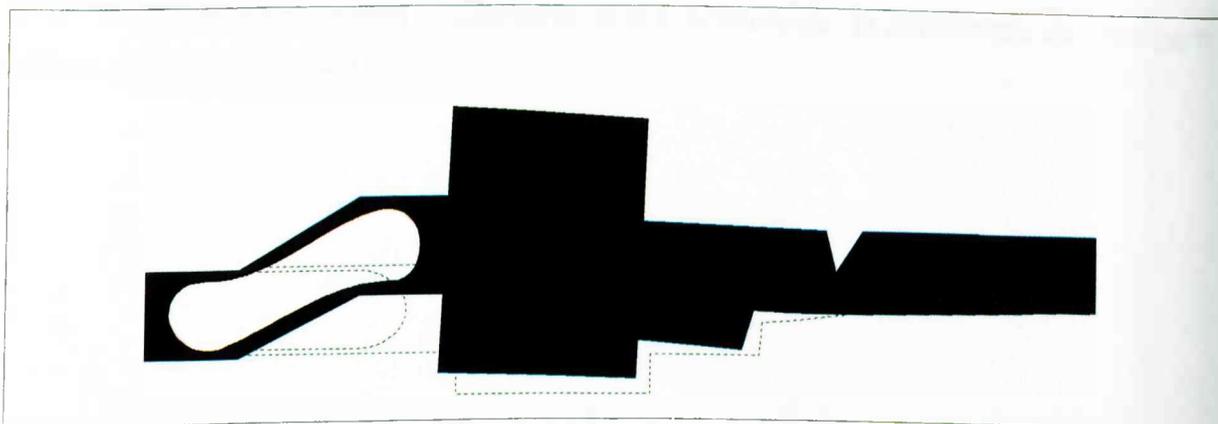


Figura 4.26 – Disposição do modelo após a aplicação de fluxo de calor.

4.4.3 – Considerações Finais

Os resultados da simulação mostram que o comportamento da haste sensora em relação à flexão deveria ser realmente como encontrado na prática. O corpo de prova ao deformar angularmente com fechamento da face superior, teve suas bordas levantadas e não o centro abaixado, como inicialmente esperado, produzindo tensões residuais negativas na haste sensora.

Os resultados mostram também que, mesmo usando um modelamento razoavelmente simples, é possível avaliar qualitativamente níveis de tensões residuais em soldagem, o que abre um campo de estudo visando a utilização de uma poderosa ferramenta na solução de problemas industriais de grande importância.

Capítulo V

Conclusões

Considerando que o objetivo deste trabalho foi desenvolver um “dispositivo simples e econômico para avaliar tensões” em juntas soldadas, a partir de corpo de prova de pequenas dimensões, os resultados obtidos nesta dissertação mostram que:

- 1 – O sensor de tensões mostrou uma boa eficiência na avaliação das tensões residuais (qualitativamente), tanto de tração como de flexão.
- 2 – Cuidados devem ser tomados ao analisar o sentido das tensões decorrentes da flexão, uma vez que o CP ao deformar angularmente pode ter suas bordas levantadas e não o centro abaixado, produzindo tensões diferentes das esperadas.
- 3 – É possível com este equipamento avaliar a influência de parâmetros de soldagem sobre a geração de tensões.

Capítulo VI

Proposta para Trabalhos Futuros

- 1 – Instrumentar o sensor com equipamentos mais modernos (informatização)
- 2 – Fazer ensaios para avaliar a influência de alguns parâmetros ou técnicas de soldagem sobre a geração de tensão transversal e de flexão.
- 3 – Testar efeitos da conexão parafuso/estrutura sobre a precisão das medições.

FU-00011739-4

Referências Bibliográficas

- [1] - SCOTTI, A. (1996), Tensões e deformações em soldagem, Apostila do curso pós-graduação em engenharia mecânica, UFU, 30p.
- [2] - OKUMURA, T. & TANIGUCHI, G. (1982), Engenharia de Soldagem e Aplicações, Editora LTC, Rio de Janeiro, 46/p. Capítulo 5 – Distorções e Tensões Residuais devido à soldagem
- [3] - ANTUNES, E. B. (1994), "Tensões Residuais na Soldagem, Aspectos Básicos", RBCM – J. of the Braz. Soc. Mechanical Sciences. 17 – NRº 4, 394-403
- [4] - AWS (1991), Welding Handbook; vol. 1, Welding technology, 8ª Edição, 955p. Capítulo 7, Residual Stresses and distorções.
- [5] - DANTAS, C. et al (1985), Medição de tensões residuais em juntas soldadas, Anais do I Congresso Ibero Americano de Soldagem, VI Congresso Latino Americano de Soldagem, XI Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem, pp – 254-268.
- [6] - ANTUNES, E. B. & WOHLFAHRT, H. (1995), Determinação por difração de raio x das tensões residuais em uma chapa com "solda a ponto", II Congresso Latino Americano, III Encontro Nacional. pp. 353-365.
- [7] - MINASARYAN, A.A., ARTEMYAN, G.L. and TIMOFEEV, M.M. (1967) "Influence of preheating on residual stresses in 1KH18N9T steel steam pipeline welds'. Svar. Proizv., 13 (8), 1967, 28-9.
- [8] - AWS (1991), Welding Handbook, vol. 2, Welding Processes, 8ª Edição, AWS, 5.6
- [9] - UEDA, Y. et al (1989), A Predicting Method of Welding Residual Stress Using Source of Residual Stress JWRI Vol. 18 (1). pp. 135-141
- [10] - OLABI, A. G. & HASHMI, M. S. J. (1993), Effects of post – weld heat – treatment soaking temperature on the mechanical protector and residual stress of a martensite stainless – steel – welded component. Journal of Materials Processing Technology, 38, pp. 387-398

- [11] - AGUIRRE, A. C. & TAGLE, J. A. S. (1986), Alívio de tensões residuais mediante vibrações, VI Congresso Argentino de Soldadura, Buenos Aires, 10, 1986, pp. IV. 1 a IV. 1 a IV. 26
- [12] - HOUGARDY, H. P. et al (1974), Influence of Phase transformations ou residual stress ou welding of stress, II W Doc IX – 898.
- [13] - STEWART, J. P. (1989), Distortion Control, Imprimevie Litho Tech., Camada, 106p (ISBN 0-9692845-3-5)
- [14] - FERREIRA, M. L. R. & REBELLO, J. M. A. (1985), Martelamento como método de alívio de tensões em juntas soldadas, Anais do I Congresso Ibero Americano de Soldagem, VI Congresso Latino Americano de Soldagem, XI Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem, pp. 153-165
- [15] - LAGARES Jr. M.L., SIQUEIRA, C.J.M., BÁLSAMO, P.S.S., & SCOTTI, A.(1995), Avaliação de um dispositivo para análise de tensões em soldagem através da técnica de elementos finitos, XIII Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica – COBEM –, II Congresso Ibero Americano de Engenharia Mecânica – CIDIM, Belo Horizonte MG, Dez. 1995, ABCM, pp. 1-4
- [16] - MURUGAN, S. et al (1993), Residual stress in weldments – Theoretical approach, I.I.W. – Doc V – 10.14 - 93pp.
- [17] - COSTA, A.V. (1998), “Avaliação de Estruturas Veiculares Soldadas submetidas à carregamento cíclicos – Critérios de Inspeção e Aceitabilidade, Universidade Federal de Uberlândia, 1998, 90p.
- [18] - DALLY, J.W. and RILLEY, W.F. (1978), Experimental Stress Analysis, McGraw – HILL, 198
- [19] - GOMIDE, H.A. (1990), Apostila de extensometria – Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, UFU, 108p.
- [20] - TIMONSHENKO, S. & GERE, J.E. “Mecânica dos solos” ED. LTC. Rio de Janeiro, 1984. 392p.