

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA
MECÂNICA**

**PREVISÃO DO EFEITO DE REVENIDO DA ZONA
TERMICAMENTE AFETADA EM SOLDAGEM
MULTIPASSE**

**DISSERTAÇÃO SUBMETIDA À UNIVERSIDADE FEDERAL DE
SANTA CATARINA PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE
EM ENGENHARIA MECÂNICA**

LUIS MARCO CÁCERES ALVAREZ

FLORIANÓPOLIS – SC, MARÇO DE 1999

**PREVISÃO DO EFEITO DE REVENIDO DA ZONA TERMICAMENTE
AFETADA EM SOLDAGEM MULTIPASSE**

LUIS MARCO CÁCERES ALVAREZ

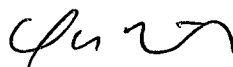
ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA PARA OBTENÇÃO DO TÍTULO DE

MESTRE EM ENGENHARIA

**ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA E APROVADA EM
SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA**



Prof. Dr. Ing. Augusto J.A. Buschinelli - Orientador

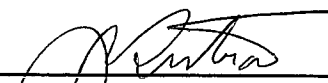


Prof. Ms. Carlos Niño Bohórquez – Co-Orientador



Prof. Dr. Julio César Passos – Coordenador do curso

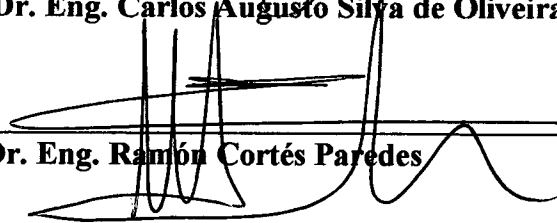
BANCA EXAMINADORA



Prof. Dr. Eng. Jair Carlos Dutra



Prof. Dr. Eng. Carlos Augusto Silva de Oliveira



Prof. Dr. Eng. Ramón Cortés Paredes

...por fim.

*Aos meus pais in memoriam.
Manuel e Flora os amo.*

AGRADECIMENTOS

Agradeço imensamente a todas as pessoas que, pelas mais variadas razões, contribuíram e empenharam-se para a realização deste trabalho, com destaque especial :

- Aos meus familiares, em particular à meus irmãos Manuel, Daniel, Rene, Rubén, Mercedes, Raquel, Gladys, de forma muito especial, Luisa;
- Ao Prof. Buschinelli, pela orientação e contribuição para que este trabalho expressasse na sua forma final, de maneira clara e objetiva, o seu conteúdo;
- Ao Prof. Carlos Niño, pela sua compreensão e valiosa contribuição durante minha permanência neste laboratório;
- A Valéria, pelo seu amor, companheirismo e momentos inesquecíveis compartilhados;
- A meu amigo Benjamin Melus, pelos momentos de descontração, recreação, força e por acreditar em mim;
- Aos graduandos André Coelho e Carlos Porfirio, pela sua colaboração espontânea, empenho e dedicação pelas variadas tarefas realizadas que fizeram parte deste trabalho, de maneira precisa e responsável;
- Aos Engs. Raul Gohr Jr. e Larry Fiori Ollé, pela sua colaboração espontânea e dedicação na montagem da bancada experimental;
- À CAPES, pela concessão de bolsa;
- A PETROBRAS/RLAM-BAHIA pelo apoio financeiro;
- Aos meus amigos Domingo, Ledson, Cristina, Angela, Ritinha e César;
- A todos os colegas da pós-graduação, em especial aos amigos Luis, Leonardo, Óder, Sergio, Fabricio, Baixo, Erwin, Victor, Aldo, Andres, Adriano, pelos momentos de descontração;

- Aos funcionários, bolsistas e pós-graduandos do LABSOLDA pela contribuição na utilização de equipamentos;
- e, ao BRASIL, pela oportunidade de conhecer um país maravilhoso.

SUMARIO

	Pag.
<u>I INTRODUÇÃO.....</u>	1
1.1 - Introdução	1
1.2 - Justificativas	2
<u>II OBJETIVOS.....</u>	4
<u>III REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....</u>	5
3.1 - Ciclos Térmicos em Soldagem	5
3.2 - Transformações Produzidas pelos Ciclos Térmicos	8
3.3 - Modelos para Prever a Distribuição de Temperaturas	13
3.4 - Previsão do Efeito de Revenido	15
3.4.1 - Revenido Isotérmico	15
3.4.2 - Previsão do Efeito de Revenido em Soldagem Multipasses	16
3.5 - Simulação Térmica	21
<u>IV MATERIAIS E METODOLOGIA EXPERIMENTAL.....</u>	25
4.1- Sistema de Simulação de Ciclos Térmicos	25
4.1.1 - Calibração do Sistema de Medição de Temperatura	28
4.1.2 - Programa de Aquisição e Controle de Temperatura	31
4.2 - Ensaio Realizados nos Corpos de Prova Ciclados	34
4.3 - Metal de Base	34
4.4 - Obtenção dos Ciclos Térmicos Teóricos	35

4.5 - Implementação das Ciclagens Térmicas	36
4.6 - Programa de Ciclagens	39
<u>V RESULTADOS DA SIMULAÇÃO DOS CICLOS TÉRMICOS.....</u>	42
5.1 - Microestrutura do Metal Base	42
5.2 - Efeito dos Ciclos Termicos Simulados sobre a Dureza	42
5.2.1 - Dureza após um Ciclo Térmico	43
5.2.2 - Dureza e microestrurura após dois Ciclos Térmicos	45
5.3 - Avaliação do Efeito de Revenido em função dos Parâmetros de Hallomon-Jaffe e de Dorn	49
<u>VI AVALIAÇÃO DO SISTEMA DE MEDIÇÃO DOS CICLOS TÉRMICOS.....</u>	55
6.1 – Análises do Ensaio em Regime Estável do Sistema de Medição	55
6.2 – Controle dos Ciclos Térmicos	59
6.3 – Problemas e Soluções encontrados no Controle dos Ciclos Térmicos	60
a – Sinal de ruído	60
b – Retardo do ativamento do relé na etapa de resfriamento do ciclo térmico	61
<u>VII COMENTÁRIOS FINAIS E CONCLUSÕES.....</u>	64
7.1 – Sobre o Sistema de Simulação dos Ciclos Térmicos	64
7.2 – Sobre a Simulação dos Ciclos Térmicos	65

VII PROPOSTA PARA TRABALHOS FUTUROS..... 67

IX REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS..... 68

RESUMO

Foi desenvolvido um sistema de simulação de ciclos térmicos de soldagem. O sistema de simulação mostrou ser uma ferramenta confiável e efetiva, que permitiu o controle via computador dos ciclos térmicos impostos no metal base.

Foi analisada a influência dos ciclos térmicos sobre a *ZTA* de um aço de alto carbono. Verificou-se que a aplicação de um segundo ciclo térmico, com temperaturas máximas nominais altas (700 ou 600 °C) e com maior energia (21 kJ/cm) para o *passé-de-revenido*, promoveu um maior efeito de revenido do metal base já previamente temperado. O tratamento de têmpera foi realizado em um ciclo térmico prévio com temperatura de austenitização de 1200 °C. A microestrutura constitui-se de martensita revenida com níveis de dureza permitidos pelas normas de soldagem. Os segundos ciclos térmicos com temperaturas nominais de 500, 400 e 300 °C, para qualquer nível de energia (7, 14 ou 21 kJ/cm), só produzem níveis de revenido menores.

Os parâmetros de Hollomon–Jaffe (P_1) e de Dorn (P_2), propostos pela literatura para tratamento isotérmico e pulsado, respectivamente, permitem avaliar o efeito de revenido produzido pelos ciclos térmicos de soldagem, com um melhor comportamento do parâmetro de Dorn.

ABSTRACT

A welding thermal cycles simulator on metal specimens was developed. The system shown to be a powerful instrument to microstructure analysis, capable of measuring the specimen temperature and control the heat input by computer.

The influence of thermal cycles on properties of high carbon steel heat affected zone was analysed. By hardness measurements on specimens submitted to one or two thermal cycles it was observed that thermal cycles with temperatures of 700 or 600 °C and high heat input (21 kJ/cm) produced an acceptable tempering effect. For these temperatures/ heat input combinations the final microstructure consisted in tempered martensite. For temperatures of 300, 400 or 500 °C in the second thermal cycle, an incomplete tempering was obtained, independent of the heat input applied to the specimens (7, 14 or 21 kJ/cm).

The Hollomon (P_1) and Dorn (P_2) parameters, for isothermal and pulsed heat treatments according to the literature, are adequate to evaluate the tempering effect produced by welding thermal cycles. It is concluded from the experimental results obtained in this research, that the Dorn parameter has a better behaviour.

LISTA DE FIGURAS

- Figura 1.- Distribuição de temperaturas na superfície de uma chapa semi-infinita :
- a) temperaturas nas direções longitudinais (x) e transversais (y) à trajetória da fonte;
- b) temperaturas na superfície da chapa. 6
- Figura 2.- Ciclos térmicos ao redor de uma fonte de calor pontual incidindo numa chapa semi-infinita, $T_0 = 0$, Energia de 4.2 kJ/cm. 7
- Figura 3.- Esquema das microestruturas e regiões da *ZTA* de um aço baixo C [11]. 9
- Figura 4 - Ciclos térmicos típicos numa solda com energia de 27.5 kJ/cm sobre uma chapa de 12 mm de espessura num aço hipoeutetoide [13]. 11
- Figura 5.- Diagrama de resfriamento contínuo de um aço de médio carbono [14]. 12
- Figura 6.- Esquema de um cordão sobre a superfície de uma chapa infinita para condições de fluxo de calor tridimensional [15]. 13
- Figura 7.- Ilustração esquemática do *passe-de-revenido* [1]. 17
- Figura 8.- Dureza em função do parâmetro de Hollomon-Jaffe, conforme Olson [1]. 18
- Figura 9.- Relação entre a dureza relativa $HV/HV_{\text{máx}}$ versus parâmetro Dorn P_2 ($Q_{\text{app}} = 83.14 \text{ KJ/mol}$). 19
- Figura 10.- Aplicação do parâmetro de Dorn no *passe-de-revenido* [1]. 20
- Figura 11.- Simulador térmico Gleeble [20]. 22
- Figura 12.- Ilustração do fenômeno “*thermal pinning*”. Tamanho do grão na *ZTA* em função da T_{pc} (temperatura de pico) e distância à linha de fusão [11]. 24
- Figura 13.- Vista geral do sistema de simulação de ciclos térmicos (SSCT). 25

Figura 14.- Suporte do corpo de prova.	26
Figura 15 - Dimensões dos corpos de prova.	26
Figura 16 - Diagrama esquemático dos componentes de calibração.	29
Figura 17.- Diagrama Hierárquico do Programa CICLOTER [27].	32
Figura 18 - Comparação da curva real com resfriamento natural e as curvas de resfriamento desejadas, para ciclos com $T_{máx}$ de 700 °C correspondentes a energias de 7, 14 e 21 kJ/cm.	37
Figura 19.- Representação gráfica do controle dos ciclos térmico para uma temperatura máxima nominal de 1200 °C e energia de 14 kJ/cm.	38
Figura 20.- Representação gráfica do controle dos ciclos térmico para uma temperatura máxima nominal de 700 °C e energia de 14 kJ/cm.	39
Figura 21.- Microestrutura do aço 1045 após normalização mostrando ferrita e perlita, com dureza de 349 HV ₁ . Ataque : Nital 2%.	42
Figura 22.- Microestruturas após somente um ciclo térmico, simulando condições de resfriamento de ciclos de soldagem para energia imposta de 7 e 21 kJ/cm respectivamente.	
a) CP 1 = Tpc 1298 °C, $\Delta t_{8/5} = 2.5$ s;	
b) CP 3 = Tpc 1187 °C, $\Delta t_{8/5} = 7.0$ s;	
onde : Tpc = temperatura de pico;	
$\Delta t_{8/5}$ = tempo de resfriamento 800-500 °C.	
Ataque : Nital 2%.	45

Figura 23 - Durezas finais em função da temperatura de pico (Tpc) do segundo ciclo térmico, após primeiro ciclo a temperatura nominal de 1200 °C. 46

Figura 24.- Microestruturas após dois ciclos térmicos, o último deles simulando condições de resfriamento de ciclos de soldagem para energia imposta de 7 e 21 kJ/cm respectivamente :

c) CP 4 = 1° ciclo Tpc 1186 °C, 2° ciclo Tpc 658 °C, $\Delta t_{250} = 10.4$ s;

d) CP 14 = 1° ciclo Tpc 1175 °C, 2° ciclo Tpc 640 °C, $\Delta t_{250} = 25.5$ s;

onde : Tpc = temperatura de pico;

Δt_{250} = tempo de permanência na faixa de Tpc a 250 °C.

Ataque : Nital 2%. 48

Figura 25.- Microestruturas após dois ciclos térmicos, o último deles simulando condições de resfriamento de ciclos de soldagem para energia imposta de 21 kJ/cm respectivamente :

e) CP 16 = 1° ciclo Tpc 1113 °C, 2° ciclo Tpc 490 °C, $\Delta t_{8/5} = 28.3$ s;

f) CP 18 = 1° ciclo Tpc 1169 °C, 2° ciclo Tpc 323 °C, $\Delta t_{8/5} = 15.3$ s.

Ataque : Nital 2%. 49

Figura 26 - Representação esquemática do cálculo dos parâmetros P_1 e P_2 . 52

Figura 27 – Relação entre a dureza final e o parâmetro P_1 do 2° ciclo térmico para níveis de energia 7, 14 e 21 kJ/cm. 53

Figura 28 – Relação entre a dureza final e o parâmetro P_2 do 2° ciclo térmico para níveis de energia 7, 14 e 21 kJ/cm. 53

Figura 29.- Representação gráfica da curva característica de resposta. 57

- Figura 30.- Representação gráfica da curva de erro. 58
- Figura 31.- Diagrama do circuito elétrico do filtro R-C ($R = 1 \text{ k}\Omega$, $C = 4.7 \text{ }\mu\text{f}/35 \text{ V}$). 60
- Figura 32.- Diagrama esquemático da conexão dos dispositivos no sistema de medição. 62

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Temperaturas (valores correspondentes VALCONVER) em função do tempo para um ciclo com T_{pc} de 700 °C e energia de 14 kJ/cm.	33
Tabela 2 - Composição química do aço 1045.	34
Tabela 3 - Condições de ensaio para ciclos correspondentes a energia de 7 kJ/cm.	40
Tabela 4 - Condições de ensaio para ciclos correspondentes a energia de 14 kJ/cm.	40
Tabela 5 - Condições de ensaio para ciclos correspondentes a energia de 21 kJ/cm.	41
Tabela 6 - Dureza Vickers resultantes dos ciclos térmicos simulados.	43
Tabela 7 - Valores de $\Delta t_{8/5}$ para CPs submetidos a um ciclo térmico.	44
Tabela 8 - Tempo de resfriamento $\Delta t_{8/5}$ e Δt_{250} para o primeiro e segundo ciclo térmico imposto respectivamente.	47
Tabela 9 - Valores dos parâmetros P_1 e P_2 calculados a partir das curvas de ciclo térmico registradas.	50
Tabela 10 - Coeficientes de correlação R e desvio padrão σ das curvas ajustadas aos pares de valores de dureza vs. Parâmetro de revenido.	52
Tabela 11 - Médias, desvio padrão e incertezas dos valores medidos.	56
Tabela 12 - Temperaturas de pico para desligar o relé nos ciclos térmicos definidos.	59

I INTRODUÇÃO

1.1 Introdução

Na soldagem a formação do cordão de solda pela fusão do eletrodo e das partes a serem unidas produz ciclos térmicos no metal base (zona termicamente afetada, *ZTA*), gerando transformações de sua microestrutura e de suas propriedades mecânicas. As normas de projeto e fabricação de vasos de pressão e estruturas, que operam sob condições de alta temperatura e elevadas tensões, tem problemas, tais como, deformação por fluência e outras falhas que podem ocorrer. Tais falhas são encontradas no conjunto soldado, que aparecem como resultado da microestrutura heterogênea desenvolvida durante o processo de soldagem, produzindo diferentes propriedades dentro do material base, *ZTA* e metal de adição. Portanto, recomendam realizar tratamento térmico após a soldagem (*TTPS*), com a finalidade de diminuir as tensões residuais e melhorar a tenacidade, evitando danos causados pela fratura frágil.

Tais tratamentos térmicos em algumas situações são possíveis de realizar de forma racionalizada na etapa de construção dos componentes soldados. Mas, quando se precisa reparar uma estrutura já montada ou um componente de grande porte, os *TTPS* apresentam problemas, tais como, o surgimento de tensões térmicas, além dos custos envolvidos para atingir as elevadas temperaturas necessárias. Portanto, existe forte motivação para os esforços empreendidos na última década no sentido de desenvolver procedimentos de reparo sem *TTPS*, que garantam a adequada tenacidade e resistência mecânica para enfrentar o serviço [1-6].

Entre as alternativas de reparo por soldagem sem *TTPS* estão as da *meia-camada* (half-bead) e da *dupla-camada* (two-layer) que, através de procedimentos de soldagem estritamente controlados, visam aproveitar o calor gerado durante a própria soldagem para obter

a microestrutura adequada na *ZTA* do metal de base (*MB*), com os requisitos mínimos de tenacidade e de dureza máxima.

A técnica da *meia-camada*, adotada pelo código ASME [7] e aplicada em componentes nucleares, foi desenvolvida para o reparo de vasos de pressão de aços ferríticos. O procedimento de soldagem exige o esmerilhamento de metade da primeira camada, permitindo maior sobreposição das isoterms da segunda camada.

Na “Central Electricity Generating Board” do Reino Unido [1,7], com o intuito de evitar o problema de trincas de reaquecimento quando o tratamento térmico após a soldagem de componentes nucleares é executado, foi desenvolvida a técnica da *dupla-camada*, que apresenta a vantagem de dispensar o esmerilhamento da camada inicial de amateigamento, graças ao uso de uma relação adequada entre a espessura de cada camada e a largura da *ZTA* da camada subsequente .

Assim, usando estas técnicas de soldagem multipasses, é possível obter transformações metalúrgicas e mecânicas no metal base (*ZTA*) já afetado pela soldagem, onde a *ZTA* formada pela deposição de camada de solda será modificada pela deposição sucessiva de camadas de solda posteriores.

1.2 Justificativas

Os estudos para a determinação das condições de soldagem pela técnica multipasses até hoje tem tido uma abordagem fenomenológica sem se preocupar com os mecanismos envolvidos na obtenção das microestruturas desejadas e com sua cinética. Além disso, a *ZTA* é geralmente muito estreita o que inviabiliza estudos aprofundados de suas propriedades mecânicas.

Portanto, recorre-se à simulação dos ciclos térmicos de soldagem com o intuito de reproduzir as condições dos diferentes ciclos térmicos da *ZTA* em corpos de prova que permitam a realização de ensaios mecânicos e metalográficos. A simulação de ciclos térmicos é uma importante ferramenta para o estudo de transformações microestruturais e de ocorrência de falhas decorrentes de soldagem, como trincas a frio, trincas a quente, etc [1].

Desse modo, devido aos altos custos dos equipamentos simuladores comerciais, foi desenvolvido um primeiro trabalho de pesquisa usando a simulação de ciclos térmicos de soldagem através de um simulador térmico projetado e construído no LABSOLDA/EMC da UFSC, com controle do equipamento em forma manual [8].

O procedimento operacional do simulador foi através de uma unidade externa de comando que possibilita, uma vez atingida a temperatura de pico desejada, desligar o fornecimento da energia e, na fase de resfriamento, a fonte pode ser acionada para gerar pulsos elétricos de baixa intensidade de corrente quando a temperatura real está abaixo da desejada, sendo o ciclo térmico observado através de num registrador X-Y para a realização do controle manual, o que pode produzir medições incorretas dos ciclos térmicos simulados.

Portanto, através da colaboração da PETROBRAS, surgiu uma linha de pesquisa no LABSOLDA da UFSC para o desenvolvimento de um equipamento de simulação térmica com controle remoto, via “*software*”, que permita determinar quais são as condições que favoreceriam a obtenção de melhores níveis de dureza na *ZTA*, correlacionadas com uma microestrutura de revenido aceitável e que possibilite a eliminação de *TTPS*.

II OBJETIVOS

A razão principal deste trabalho de pesquisa é desenvolver um sistema de controle para simulação de ciclos térmicos de soldagem, com aquecimento pela passagem da corrente (efeito Joule) e controle da taxa de resfriamento, via computador e que permita contribuir com a previsão da dureza da *ZTA* em soldagem multipasses, já que pouca informação tecnológica se encontra disponível na literatura pesquisada.

Para suprir a deficiência de um embasamento experimental na especificação dos procedimentos de soldagem multipasses, visando a otimização do efeito de revenido, pretende-se estudar o comportamento da queda de dureza produzido por ciclos térmicos de soldagem num aço do tipo SAE 1045, através da técnica da simulação dos ciclos térmicos de soldagem.

A escolha do aço 1045 para estudo desprende-se do fato que é um material que apresenta elevada temperabilidade e do qual se pode esperar redução significativa da dureza na *ZTA* com os ciclos térmicos típicos de uma soldagem multipasses.

III REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 Ciclos Térmicos em Soldagem

A soldagem é a operação que visa a união de duas ou mais peças, assegurando na junta a continuidade das propriedades químicas, físicas e mecânico-metalúrgicas [9]. Assim, uma das características mais importantes da soldagem é a evolução complexa da temperatura na *ZTA*, que produz variados tratamentos térmicos com mudanças microestruturais significativas.

Na abordagem clássica do fluxo de calor em soldagem admite-se que uma fonte de calor pontual se movimenta com uma velocidade linear constante (v_s) e introduz calor no metal numa pequena área, formando uma poça fundida que acompanha o movimento da fonte. Como o *MB* está inicialmente a uma temperatura menor (seja a temperatura ambiente ou a temperatura de pré-aquecimento), o calor flui para as partes mais frias. Em regime estável, isto é, longe do começo e do fim de uma solda de suficiente comprimento, vai existir uma distribuição de temperaturas que se move mantendo-se sempre constante em relação à fonte de calor (arco elétrico). Assim, na superfície da chapa observa-se uma série de isotermas similares às ondas produzidas por um barco navegando em águas calmas (figura 1).

Na figura 2 observa-se os ciclos térmicos a distâncias crescentes de uma fonte de calor pontual incidindo numa chapa semi-infinita, onde a linha *n*, levemente curva, marca o local das temperaturas de pico (T_{pc}) em qualquer distância do eixo central da solda. Cada ponto localizado a uma distância “*y*” da fonte de calor é aquecido até uma determinada T_{pc} de forma rápida, com velocidade proporcional à velocidade de soldagem e esfria mais lentamente. Nota-se que quanto mais perto estiver da trajetória da fonte de calor, maior será a sua T_{pc} alcançada. O ponto 1, mais próximo do eixo da solda, alcança temperatura mais elevada que o ponto 2. Este é o ciclo térmico que a soldagem impõe ao material, tratando tanto a solda como a *ZTA*.

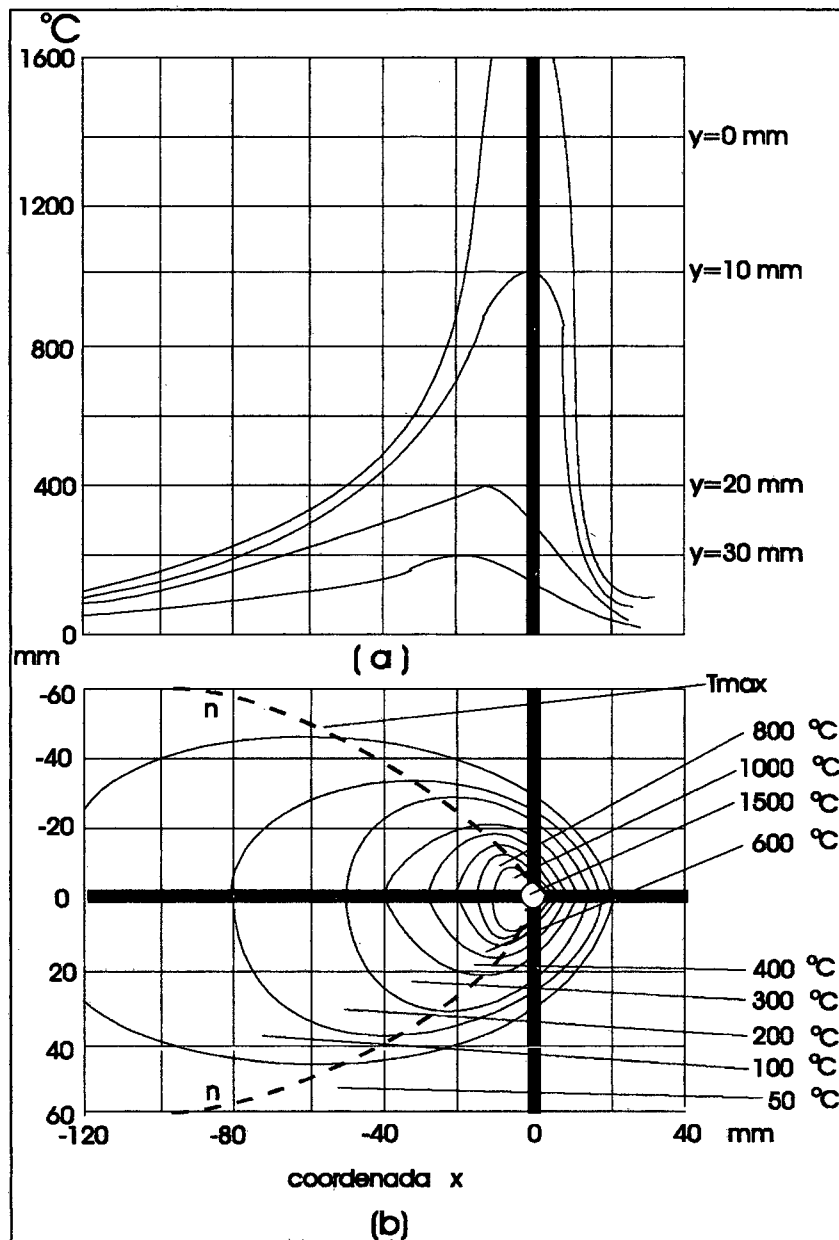


Fig. 1 - Distribuição de temperaturas na superfície de uma chapa semi-infinita :

a) temperaturas nas direções longitudinais (x) e transversais (y) à trajetória da fonte;

b) temperaturas na superfície da chapa.

Somente uma parte da energia fornecida pela fonte de calor é efetivamente transferida para a solda, essa parcela se denomina *Energia absorvida* (E_{abs}), pois ocorrem perdas, por exemplo, no caso da soldagem a arco devidas a:

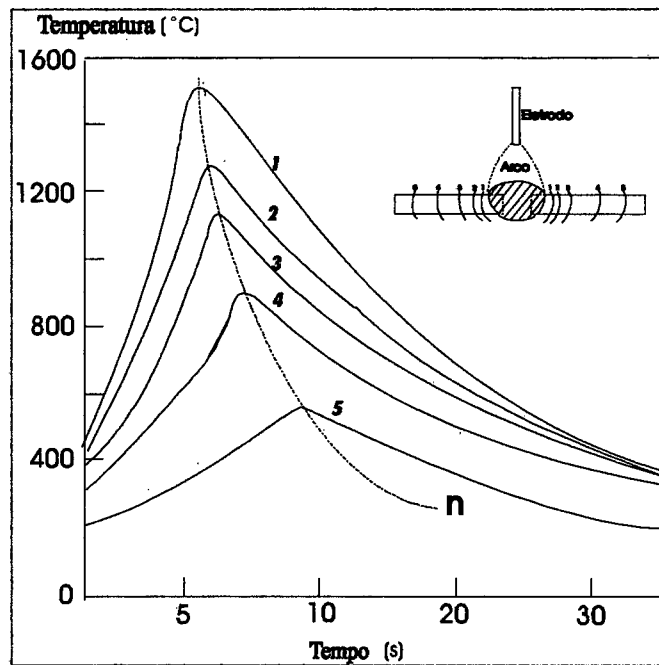


Fig. 2 - Ciclos térmicos ao redor de uma fonte de calor pontual incidendo numa chapa semi-infinita, $T_0 = 0$, Energia de 4.2 kJ/cm.

- radiação e convecção de calor ao ambiente;
- aquecimento do eletrodo permanente (ex. no processo de soldagem *TIG*).

A E_{abs} é representada pela seguinte equação empírica [10]:

$$E_{abs} = \eta \cdot \frac{V \cdot I}{v_s} \text{ [kJ/cm]}$$

(1)

onde :

η = eficiência térmica de transferência;

V = tensão do arco [V];

I = corrente de soldagem [A];

v_s = velocidade de soldagem [cm/min]

De forma qualitativa, a influência dos diversos fatores sobre os ciclos térmicos é a seguinte:

a) com o aumento da *Eabs* e/ou da *temperatura inicial* da chapa (temperatura de pré-aquecimento ou interpasse), diminui a velocidade de resfriamento e aumenta a área da *ZTA*.

b) com o aumento da *espessura das chapas* a soldar, aumenta a velocidade de resfriamento e diminui a área da *ZTA*.

c) *Geometria da junta* : o aumento do ângulo total da junta (bordos do *MB*) significará uma condução de calor mais efetiva, o que resulta em maior velocidade de resfriamento.

d) *Propriedades térmicas* do *MB* : um material com maior difusibilidade térmica α [cm^2/s], como a que possuem as ligas de cobre e alumínio em relação às ligas ferrosas, significará uma maior facilidade para a condução do calor, com o que aumenta a velocidade de resfriamento e diminui a área da *ZTA* [9].

3.2 Transformações Produzidas pelos Ciclos Térmicos

Os ciclos térmicos abrangem uma faixa de temperaturas de pico que se estende desde a temperatura de fusão até a temperatura inicial do *MB* e, por conseguinte, é produzida uma variação contínua das suas propriedades. Além disso, devido ao elevado gradiente de temperatura na *ZTA*, geram-se tensões térmicas transientes no metal, resultando na criação de tensões residuais e deformações no produto final.

Portanto, como consequência dos ciclos térmicos produzidos à distintas distâncias da linha de fusão, são originadas diferentes sub-regiões da *ZTA* de um aço baixo C (figura 3), cuja estrutura e constituição depende das temperaturas atingidas :

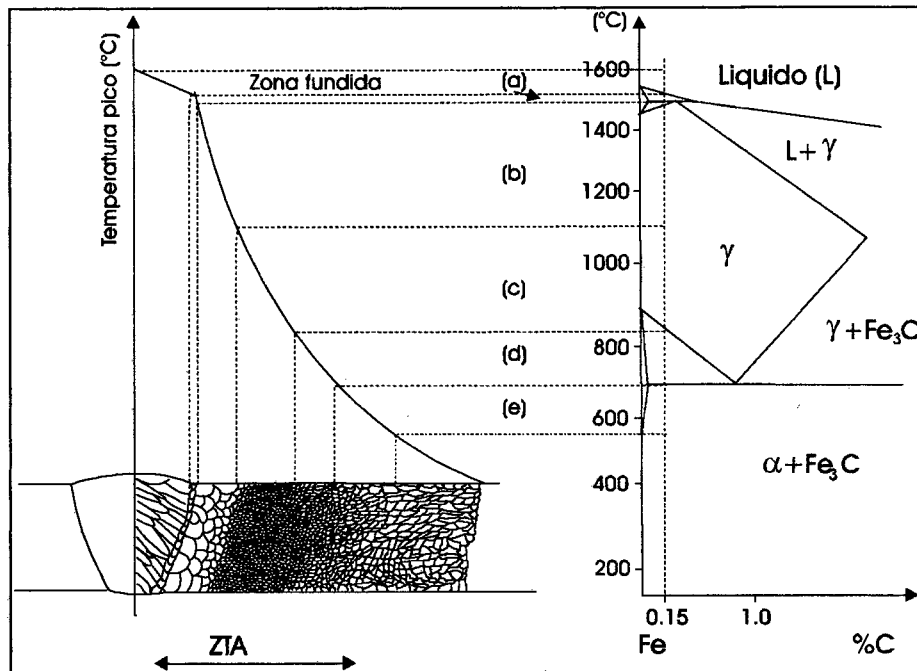


Fig. 3 - Esquema das microestruturas e regiões da ZTA de um aço baixo C [11].

a.- Zona de transição ou região de fusão parcial.

As temperaturas ficam entre a linha *liquidus* e *solidus*. Esta zona começa no metal fundido e é bastante estreita, sendo comumente confundida e considerada como parte da região superaquecida. É importante no aparecimento de trincas a quente [12].

b.- Zona de crescimento de grão (superaquecida).

Região que se situa entre a zona de transição e uma temperatura aproximadamente de 1100 °C. É uma região do metal de base que experimenta altas temperaturas quando na região austenítica, e portanto, apresenta um acentuado crescimento de grão. O resfriamento rápido fica evidenciado pelo aparecimento de estrutura martensítica com presença de ferrita de Widmanstätten encontrada próxima à zona de transição.

c. - Região de refino de grão.

É uma região aquecida pouco acima da temperatura requerida para completa austenitização. Ela apresenta uma estrutura equiaxial totalmente refinada. Esta região se situa entre A_3 e $1100\text{ }^\circ\text{C}$.

d. - Zona parcialmente transformada (intercrítica).

Localiza-se entre A_1 e A_3 . Nesta região, durante o aquecimento, a ferrita livre não se transforma e a perlita se transforma parcialmente em γ , ocorrendo um refinamento parcial dos grãos.

e. - Zona subcrítica.

Fica abaixo de A_1 . Nesta região os carbonetos em forma de lamelas tendem a se dissolver no aquecimento e, no resfriamento, formar partículas esferoidizadas.

As regiões acima descritas têm microestruturas diferentes como consequência dos ciclos térmicos a que o metal é submetido.

A Figura 4 mostra um exemplo extraído da literatura [13] da transformação na microestrutura da ZTA para os ciclos térmicos produzidos em pontos a diferentes distâncias da linha de fusão da solda.

Estas curvas indicam que o crescimento de grãos pode ocorrer até a 1 mm da zona de fusão. Além disso, o refinamento do grão pode ocorrer dentro de uma faixa que corresponde a uma distância sobre 1 mm e perto de 2.5 mm de amplitude desde a linha de fusão (zona de refino de grão). Às distâncias de 2.5 e 4 mm a partir da linha de fusão, as temperaturas de pico se encontram dentro da faixa de temperaturas críticas (zona intercrítica) e só ocorre austenitização parcial.

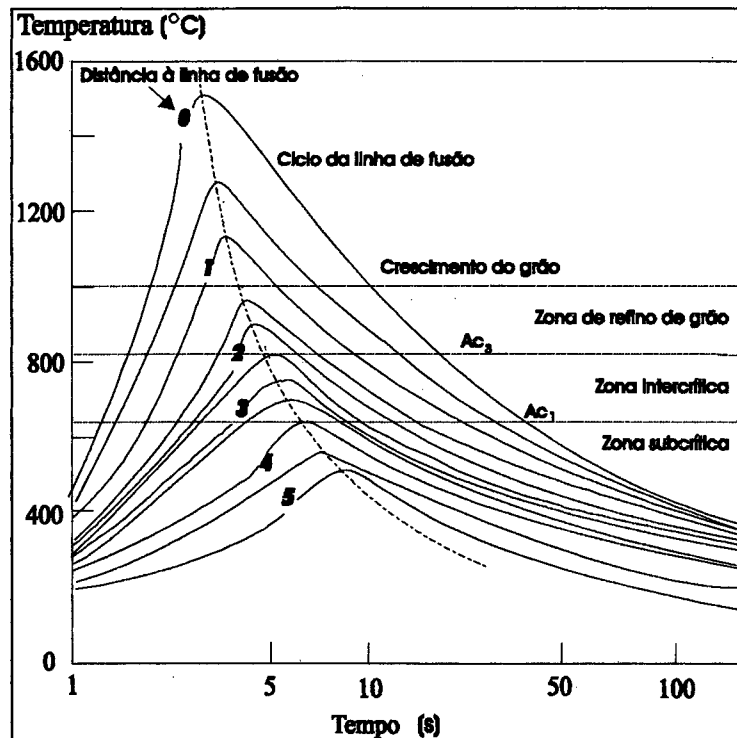


Fig. 4 - Ciclos térmicos típicos numa solda com energia de 27.5 kJ/cm sobre uma chapa de 12 mm de espessura num aço hipoeutetóide [13].

A austenita formada a temperaturas de pico que excedem a temperatura crítica transforma-se durante a etapa de resfriamento. Esta transformação depende da velocidade de resfriamento e da temperabilidade da austenita em cada ponto da ZTA. A velocidade de resfriamento na faixa de transformação é mais rápida na zona fundida e diminui quando a distância à linha de fusão aumenta.

Em geral a temperabilidade da austenita é influenciada por quatro fatores :

- 1.- Teor de carbono dissolvido na austenita.
- 2.- Quantidade de elementos de liga dissolvidos na austenita.
- 3.- Tamanho de grão da austenita.
- 4.- Homogeneidade da austenita.

A temperabilidade dos aços fica melhor representada pelo diagrama de transformação no resfriamento contínuo (*TRC*) observada na figura 5. Nele estão representadas curvas limítrofes dos diferentes domínios de cada produto de transformação da austenita.

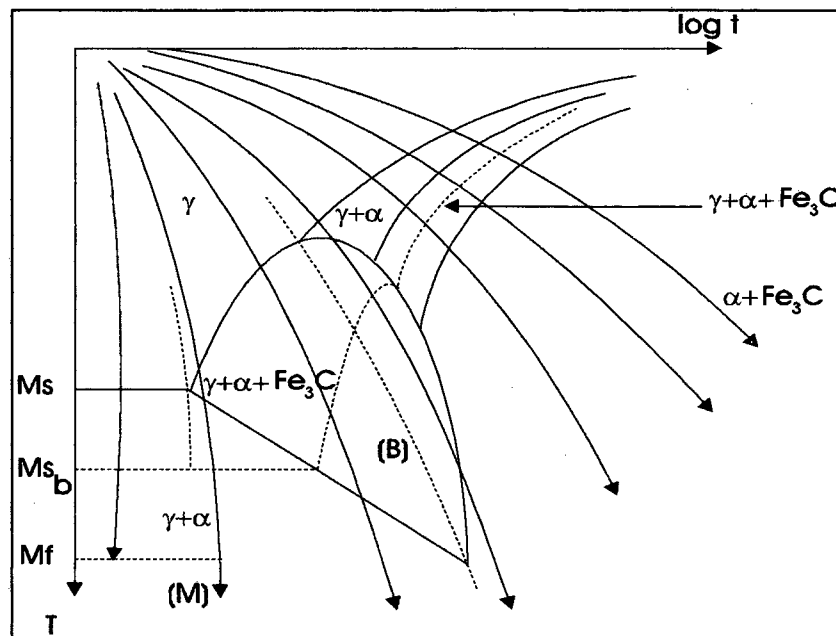


Fig. 5 - Diagrama de resfriamento contínuo de um aço de médio carbono [14].

As temperaturas *Ms* e *Mf* podem diminuir rapidamente pelo aumento do carbono na austenita. Desta maneira, nas regiões que experimentam temperaturas de pico dentro da zona intercrítica (figura 4), o conteúdo do carbono da austenita formada é superior à da composição nominal (quando a *T_{pc}* localiza-se abaixo de *Ac₃*), porém aproximada da eutetoide (0.8% C, quando a *T_{pc}* excede a *Ac₁*).

Em relação a dureza nas diferentes regiões da *ZTA*, ela difere significativamente de um ponto a outro, primeiramente como resultado da diferença no tamanho do grão e da

homogeneidade da austenita formada. De fato, para a previsão correta da microestrutura e propriedades ao longo da *ZTA*, seria necessário um diagrama *TRC* para cada sub-região, diante do elevado gradiente térmico ali existente.

3.3 Modelos para Prever a Distribuição de Temperaturas

A determinação matemática da condução de calor sobre uma peça a soldar desenvolvida por Rosenthal [15] permite prever a distribuição de temperaturas, com relação ao tempo e a um sistema de referência móvel, com origem numa fonte de calor situada na superfície da chapa, como mostrado na figura 6.

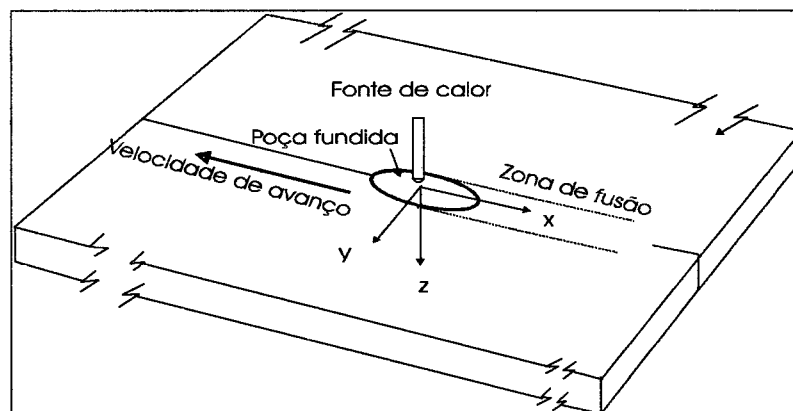


Fig. 6 - Esquema de um cordão sobre a superfície de uma chapa infinita para condições de fluxo de calor tridimensional [15].

A equação, na sua forma diferencial, é a seguinte :

$$\frac{\delta^2 T}{\delta x^2} + \frac{\delta^2 T}{\delta y^2} + \frac{\delta^2 T}{\delta z^2} = \frac{vs}{\alpha} \cdot \frac{\delta T}{\delta x}$$

(2)

onde :

x, y, z = coordenadas do ponto em relação à fonte de calor.

x e y = direção longitudinal e transversal à trajetória da fonte, respectivamente.

z = direção da espessura;

v_s = velocidade de soldagem;

α = difusibilidade térmica do metal de base :

$$\alpha = K/\rho C$$

K = condutividade térmica;

ρC = calor específico volumétrico.

Na equação (2), as propriedades térmicas são consideradas constantes (isto é, independentes da temperatura) e é aplicável a locais onde tenha sido atingido regime permanente, isto é, a pontos longe do início e fim de um cordão de solda suficientemente longo.

Rosenthal [15] mostrou a solução da equação (2), para o caso de um cordão sobre a superfície de uma chapa de dimensões infinitas. Nessas condições, se diz que o fluxo de calor é “tridimensional” (3D):

$$T = T_o + \frac{Q}{2\pi K} \cdot e^{-\left[\frac{v_s}{2\alpha}(r+x)\right]} \quad (3)$$

onde :

T_o = temperatura inicial da chapa [°C];

Q = energia absorvida pela chapa [cal/s];

r = distância do ponto considerado à fonte de calor [mm],

$$r = \sqrt{x^2 + y^2 + z^2}$$

Esta solução analítica foi obtida fazendo algumas hipóteses simplificadoras :

- a fonte de calor é pontual (isto é, concentrada num ponto de volume zero);

- as propriedades térmicas do material não variam com a temperatura;
- o aquecimento da chapa devido a o efeito Joule (pela passagem de corrente) é desprezado;
- o material de base permanece sempre no estado sólido e não ocorre nenhuma mudança de fase (que liberaria calor). O metal é totalmente isotrópico e homogêneo.

3.4 Previsão do Efeito do Revenido

3.4.1 Revenido Isotérmico

O objetivo desse tratamento consiste em eliminar a maioria dos inconvenientes produzidos pela têmpera (por ex. estrutura martensita), aliviando ou removendo as tensões internas, corrigindo dureza excessiva e fragilidade do material. Conseqüentemente, melhora a ductilidade e a tenacidade do aço, embora em alguns casos possa provocar um endurecimento secundário.

A eliminação ou redução de tensões internas decorrentes do aquecimento, as alterações das propriedades mecânicas produzidas por este tratamento térmico são devidas às modificações de estrutura sofridas pela martensita com a elevação da temperatura. O tratamento do revenido deve ser efetuado logo a seguir à têmpera para evitar fissuras que podem ocorrer caso se aguarde muito tempo para realizá-lo [16,17].

Neste tratamento térmico a temperatura é tão importante como sua duração. De acordo com a temperatura atingida e a duração, variam as características finais do material. Temperaturas mais elevadas e tratamentos de menor duração conduzem a efeitos idênticos que uma exposição a temperaturas mais baixas, no entanto, de maior duração.

Na previsão empírica do tratamento térmico de revenido, Hollomon e Jaffe [1,18], estabeleceram um parâmetro P_1 que relaciona a temperatura com o tempo de revenido, como indica a seguinte equação:

$$P_1 = T \cdot (B + \ln t) \quad (4)$$

onde :

T = Temperatura (°C, K)

B = Constante cinética.

t = Tempo (s).

Na equação (4), verifica-se que a temperatura tem maior incidência sobre o revenido que o tempo. Existem gráficos para vários tipos de aços a partir dos quais se determina o tempo e a temperatura de revenido para obter determinada dureza, como será mostrado no item seguinte.

3.4.2 Previsão do Efeito de Revenido em Soldagem Multipasses

Vários são os critérios usados para avaliar a susceptibilidade dos aços às trincas a frio (TF). Dentre eles, a dureza é um dos mais utilizados, pois é uma propriedade de fácil medição e, assim, numerosos trabalhos procuram qualificá-la como indicador de soldabilidade. Hoje em dia valores limites de $HV_{máx}$ de 325/350 e 250 HV são, respectivamente, especificados em normas de soldagem para evitar TF e trincas de corrosão sob tensão [18]. Tais requerimentos nem sempre podem ser atingidos por uma escolha conveniente das condições de pré-aquecimento e soldagem, de modo que, na prática, a redução nos níveis da dureza na ZTA é freqüentemente realizada pela aplicação de $TTPS$.

Na soldagem a técnica de *passe-de-revenido* que envolve o uso de aquecimento da camada adicional para diminuir a dureza da ZTA no metal base, na região próxima á solda, tem sido usada por muitos anos. As aplicações incluem vasos de pressão, oleodutos e estruturas metálicas soldadas. Assim, por exemplo, em componentes como usinas de geração elétrica e plantas petroquímicas, que operam sob condições da alta temperatura e alta tensões, o *passe-de-*

revenido é utilizado para evitar problemas tais como deformação por fluência e outras falhas que podem ocorrer.

Na indústria de vasos de pressão esse recurso tem sido usado para o reparo, quando o tratamento térmico pós-soldagem é impraticável. Em algumas aplicações, como em vasos de pressão, o *passe-de-revenido* realizado incorretamente pode resultar em trincas a quente. Em soldas subaquáticas, que têm uma alta velocidade de resfriamento, o *passe-de-revenido* tem sido usado para reduzir as *TF* debaixo da camada.

A deposição do *passe-de-revenido* tem sido apresentada como uma alternativa apropriada para reduzir a dureza na *ZTA*. Este procedimento é mostrado esquematicamente na figura 7. O passe deve ser posicionado apropriadamente com respeito à linha de fusão, de modo que o contorno externo Ac_1 produzido na *ZTA* pelo *passe-de-revenido* coincida com a linha de fusão do último passe de enchimento. A região crítica de crescimento de grão fica exposta a um ciclo térmico na faixa de 600 °C, temperatura que representa o efeito de revenido esperado.

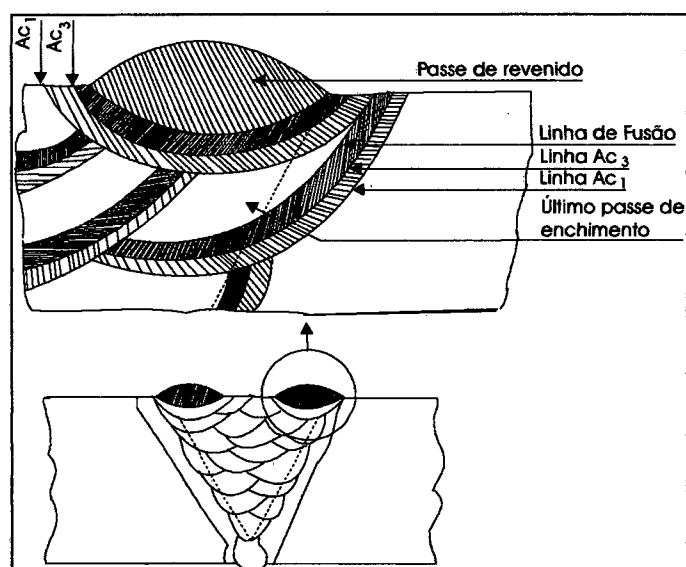


Fig. 7 - Ilustração esquemática do *passe-de-revenido* [1]

O material reaustenitizado pelo *passe-de-revenido* é o novo cordão de solda, enquanto a *ZTA* remanescente do passe anterior pode ser martensita revenida (aquecida abaixo da faixa de transformação).

Um esforço para suprir a deficiência na metodologia de especificação da técnica do *passe-de-revenido* foi empreendido por Olson [18], que formulou uma equação para prever a queda de dureza produzida por ciclos térmicos de soldagem.

A figura 8 mostra a relação feita por Olson [18] dos valores de dureza medida do revenido isotérmico com o parâmetro Hollomon–Jaffe (mencionado no item 3.4.1, equação (4)).

Neste caso, o melhor ajuste foi obtido com a constante B igual a 16.5. Da figura 8 é evidente que o revenido a 600 °C é mais que suficiente para reduzir a dureza na *ZTA* a valores abaixo de 280 Vickers. Isto implica que o *TTPS* é uma efetiva forma de redução dos níveis de dureza na *ZTA* dos aços ao carbono

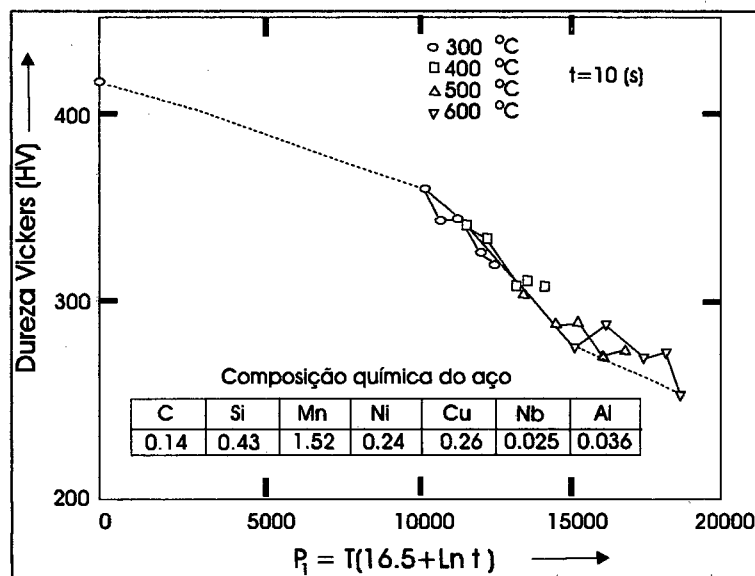


Fig. 8 - Dureza em função do parâmetro de Hollomon - Jaffe, conforme Olson [1].

Visto que o parâmetro Hollomon-Jaffe é um critério empírico desenvolvido para revenido isotérmico de aços de médio e alto carbono, ele não é aplicável para tratamentos não-isotérmicos.

Uma melhor aproximação nesse caso foi proposto por Dorn, através do parâmetro P_2 [1] :

$$P_2 = \int_0^t e^{-\left(\frac{Q_{ap}}{RT}\right)} \cdot dt$$

(5)

onde :

Q_{ap} = Energia de ativação aparente para o controle da difusão (J/mol, kJ/mol).

R = Constante universal dos gases (8,314 J/mol*K).

T = Temperatura (K).

t = Tempo (s).

O parâmetro de Dorn permite comparar os resultados de revenido isotérmico e pulsado assumindo que a cinética de amolecimento na faixa da dureza real (traduzida na queda de dureza relativa), é controlada pela difusão do carbono na ferrita e que esta difusão é função do tempo em temperaturas relativamente elevadas. A Figura 9 mostra que a curva de dureza relativa versus parâmetro P_2 para o revenido isotérmico coincide com o limite superior da faixa de dispersão obtida no revenido pulsado (área sombreada).

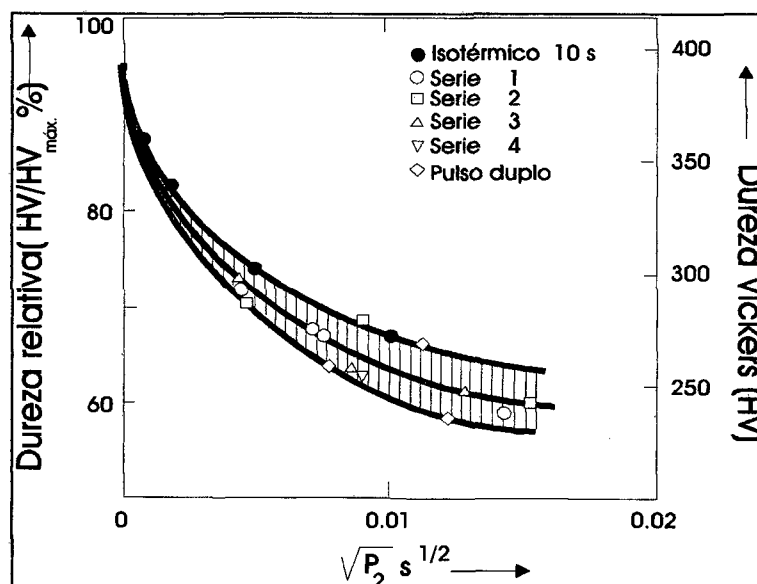


Fig. 9 - Relação entre a dureza relativa $HV/HV_{máx}$ versus parâmetro Dorn P_2 ($Q_{ap}=83.14$ KJ/mol).

A dureza (levemente superior) observada depois do revenido isotérmico provavelmente surge do breve período nominal de aquecimento, ou seja, de um tempo efetivo menor que 10 s [18].

A figura 10 mostra um exemplo extraído de Olson [18] para o caso de parâmetros de soldagem idênticos para o último passe de enchimento e o *passe-de-revenido*, onde o *passe-de-revenido* está posicionado à temperatura de pico de 720 °C.

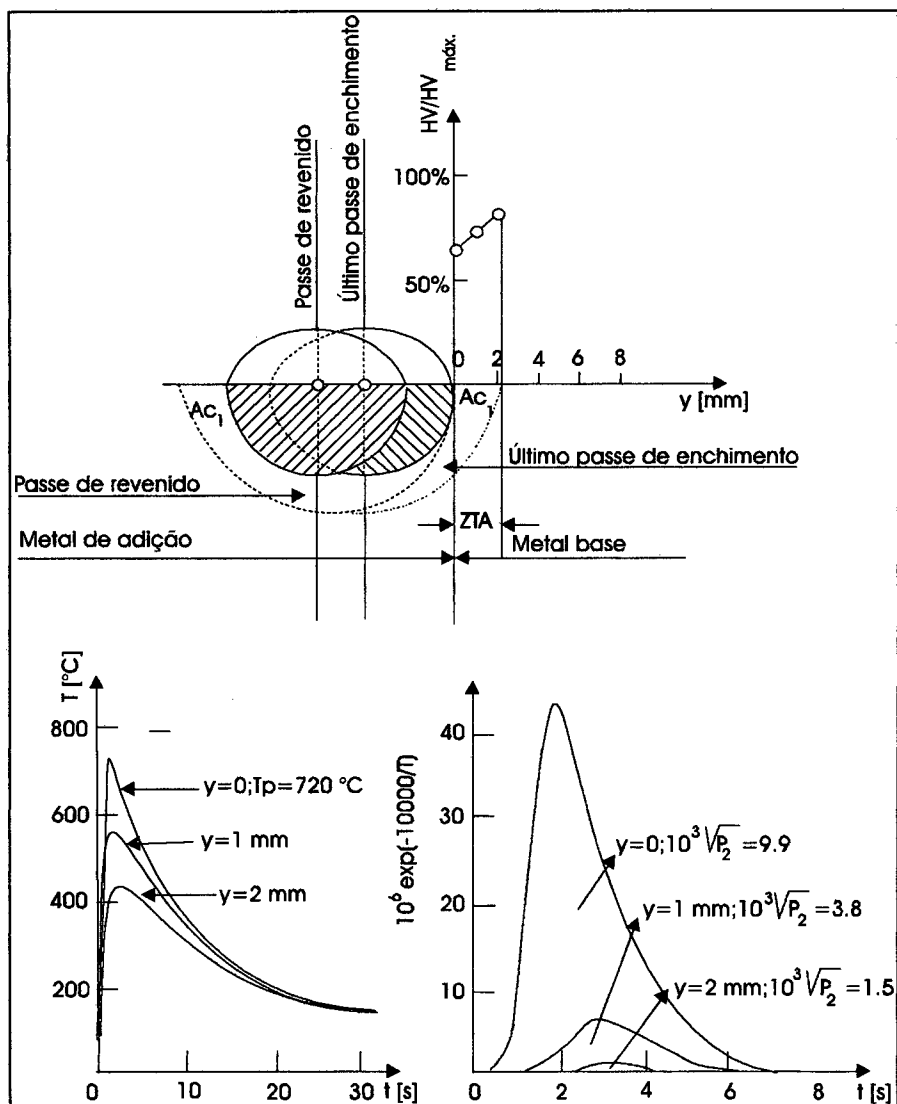


Fig. 10 - Aplicação do parâmetro de Dorn no *passe-de-revenido* [1].

Na figura 10 a estimativa foi baseada na solução simplificada de Rosenthal desenvolvida por Rykalin [18] para fontes pontuais de alta potência sobre peças semi-infinitas. Para $T - T_0 \approx 1500$ °C (onde T_0 é a temperatura ambiente) e energia fornecida de 8 kJ/cm, o raio da linha de fusão é de aproximadamente de 4.4 mm e o raio da isoterma A_{c1} é de 6.5 mm.

No canto inferior esquerdo da Figura 10 são mostrados os ciclos térmicos para várias posições dentro da *ZTA* (na linha de fusão e a distâncias y iguais a 1 e 2 mm). O gráfico à direita mostra os valores do parâmetro P_2 correspondentes a cada um dos ciclos térmicos. O gráfico da parte superior da figura 10 mostra que o efeito de revenido máximo na redução da dureza é de 65% (dureza final em relação à dureza inicial) na linha de fusão e de 80 % no limite externo da *ZTA* ($y = 2$ mm).

Se a distância y for pequena p. ex., 1 mm, uma zona estreita da *ZTA* original será re-austenitizada e, portanto, re-temperada, quando da deposição do *passe-de-revenido*. Os resultados sobre o modelamento mostram que a dureza da *ZTA* ao pé da solda e da camada pode ser reduzida por aplicação de uma apropriada técnica de *passe-de-revenido*. Porém, isto requer um bom controle de processo, visto que o *passe-de-revenido* deve ser adequadamente posicionado para obter um bom resultado. Conseqüentemente, o uso do *passe-de-revenido* para melhorar as propriedades da *ZTA* ainda não tem tido uma ampla aplicação na indústria.

3.5 Simulação Térmica

Nos equipamentos conhecidos como simuladores térmicos de soldagem, originalmente desenvolvidos por Nippes e Savage em 1949 [19], os ciclos térmicos experimentados pelos materiais durante a soldagem podem ser reproduzidos em pequenos corpos de prova de dimensões adequadas, principalmente para a realização de ensaios mecânicos.

A figura 11 mostra o diagrama esquemático do equipamento tipo *Gleeble*, que é um simulador térmico de soldagem comercialmente disponível. Tais simuladores térmicos têm muitas aplicações, por exemplo em conjunto com um dilatômetro de alta velocidade para a construção de diagramas de transformação de resfriamento contínuo. Também para desenvolver testes de tração de alta velocidade durante a simulação térmica de soldagem, assim permitindo avaliar a ductilidade (e resistência) dos metais a alta temperatura. Nippes et al. [21,22], por exemplo, usaram este teste para pesquisar as trincas na *ZTA* em aços inox austeníticos.

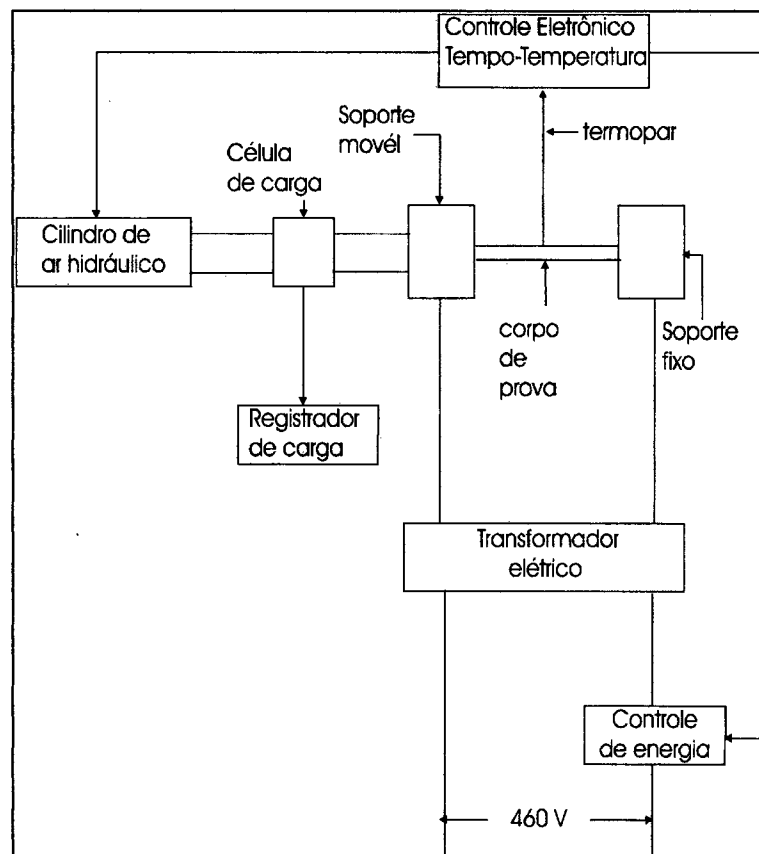


Fig. 11 – Esquema do simulador térmico Gleeble [20].

O teste de impacto Charpy pode também empregar corpos de prova (1x1 cm em seção transversal) sujeitos a vários ciclos térmicos. Esta técnica “*synthetic-specimen*” (corpo de prova

sintético) ou microestrutura simulada têm sido usada por numerosos pesquisadores para estudar a tenacidade da *ZTA*.

Os simuladores térmicos, apesar de muito utilizados, têm algumas limitações e desvantagens, tais como :

- a) não podem reproduzir as extremas velocidades de resfriamento durante a soldagem para feixe eletrônico e laser;
- b) pelo motivo do menor aquecimento da superfície, a temperatura na superfície, pode ser significativamente menor que na linha central do corpo de prova, se a T_{pc} é alta e a condutividade térmica do corpo de prova é baixa [23];
- c) o gradiente de temperatura é muito mais baixo no corpo de prova, que na *ZTA* da solda. Esta diferença do gradiente de temperatura tende a fazer que a microestrutura do corpo de prova difira da microestrutura da *ZTA*.

Como indicado por Dolby e Widgery [24], o tamanho do grão, pode ser significativamente maior no corpo de prova Gleeble que na *ZTA* da soldagem real. Esta diferença no tamanho do grão na *ZTA* de uma soldagem simulada e uma real, segundo Easterling [11], aplica-se principalmente em aços com solda na faixa média de energia imposta. Assumindo que o ciclo térmico aplicado é correto, uma possível razão para este fenômeno, deve-se a que o crescimento do grão na solda real (grão grande) é retardado pelos grãos pequenos, devido ao efeito “*thermal pinning*”. A figura 12, ilustra este fenômeno, onde se observa que a mudança no tamanho do grão é associada a um gradiente térmico extremamente elevado.

Este gradiente é particularmente severo em aços com soldados de média energia imposta média, devido ao alto ponto de fusão e a relativa pequena condutividade do aço. A origem e magnitude de cada efeito “*thermal pinning*” é difícil de quantificar. Uma possibilidade é que o

grão que tem um gradiente térmico elevado tenda a crescer não-uniformemente, resultando na mudança da forma, equiaxial para periforme.

Do exposto acima pode-se verificar que algum controle sobre o crescimento de grão pode ser obtido, incluindo-se aí a limitação da duração do ciclo térmico (baixo aporte de energia ou precipitado “*thermal pinning*”).

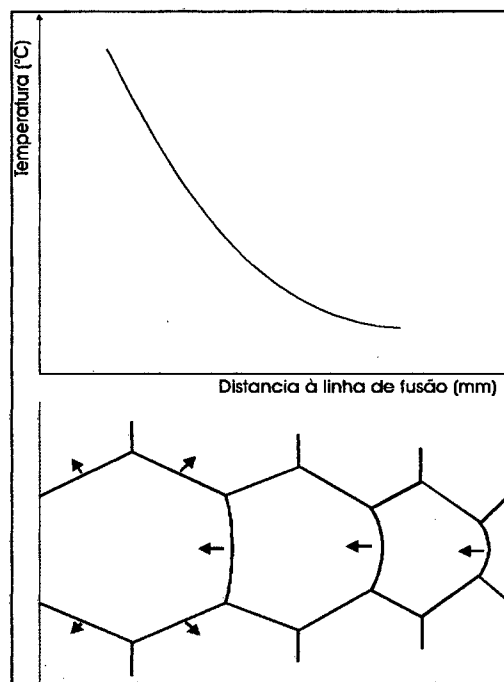


Fig. 12 - Ilustração do fenômeno do “*thermal pinning*”. Tamanho do grão na ZTA em função da T_{pc} (temperatura de pico) e distância à linha de fusão [11].

Visto que muitos outros fatores determinam o tipo de processo de solda, vários pesquisadores em anos recentes tem-se concentrado em melhorar a soldabilidade de aços sujeitos a processos de soldagem de alta energia, principalmente pela adição de pequenas quantidades de elementos de liga [11].

IV MATERIAIS E METODOLOGIA EXPERIMENTAL

4.1 Sistema de Simulação de Ciclos Térmicos

O equipamento para simulação térmica dos ciclos de soldagem foi construído no LABSOLDA-UFSC. Ele consta das partes descritas a seguir, conforme mostram a vista geral (figura 13) e o esquema do suporte do corpo de prova (figura 14):

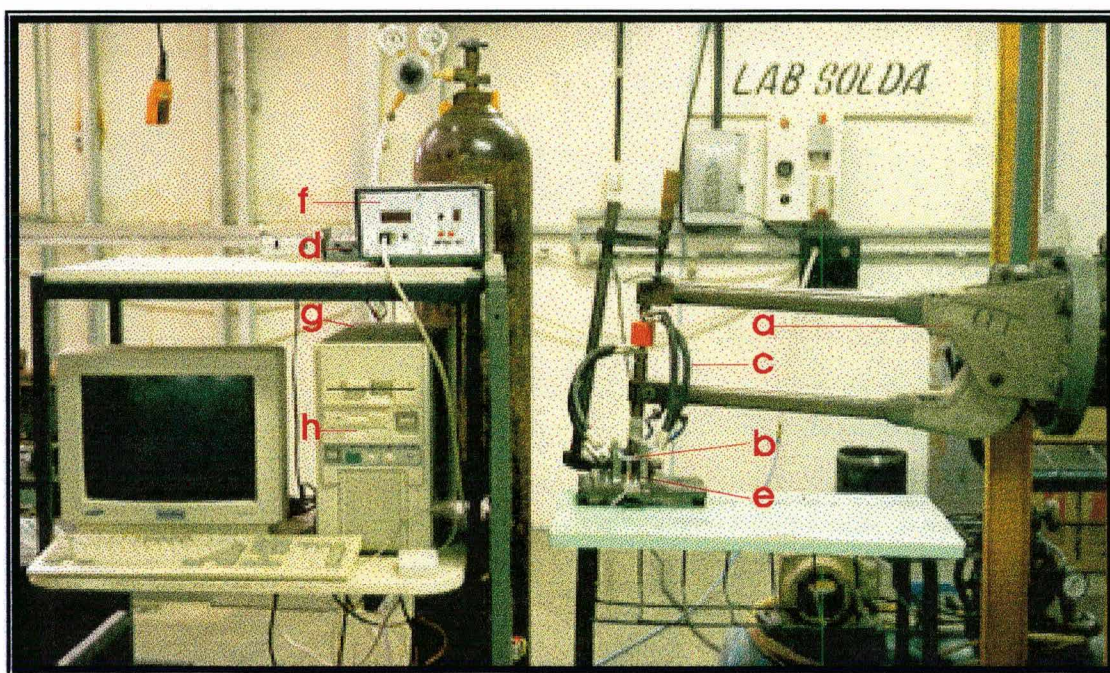


Fig. 13 – Vista geral do sistema de simulação de ciclos térmicos (SSCT)

a.- Fonte de energia

Como fonte de energia para conseguir o aquecimento do corpo de prova pela passagem de corrente (efeito Joule) foi utilizada uma existente para o processo de solda a ponto, marca ARO.

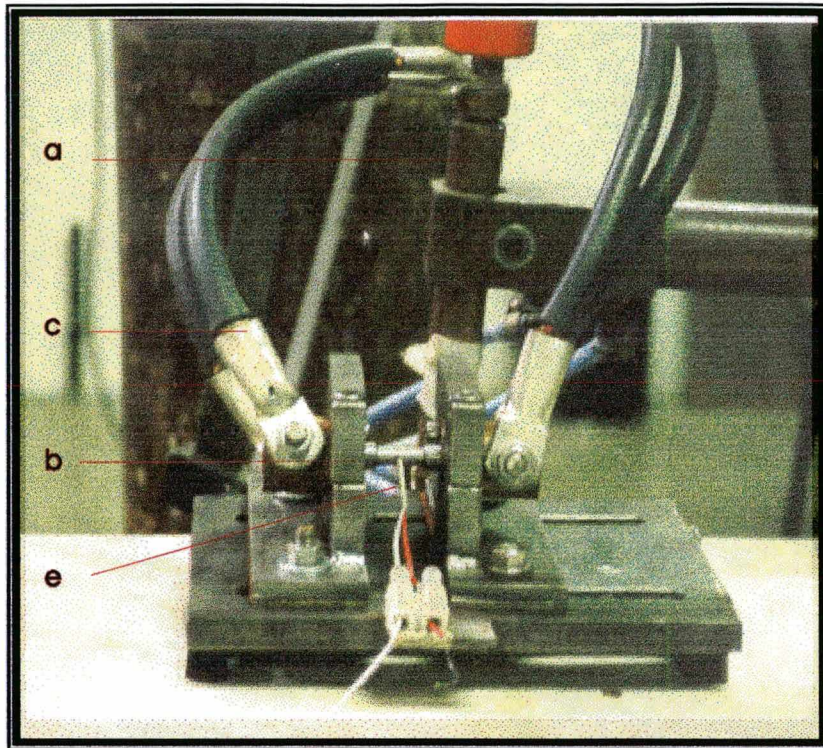


Fig. 14 – Suporte do corpo de prova.

b.- Corpos de prova

As dimensões dos corpos de prova para simulação são mostradas na figura 15. A parte central foi reduzida com o intuito de aumentar as taxas de aquecimento (pelo aumento da resistência elétrica nessa região) e de resfriamento (pois com essa configuração aumenta a transferência de calor do centro para as extremidades relativamente mais frias).

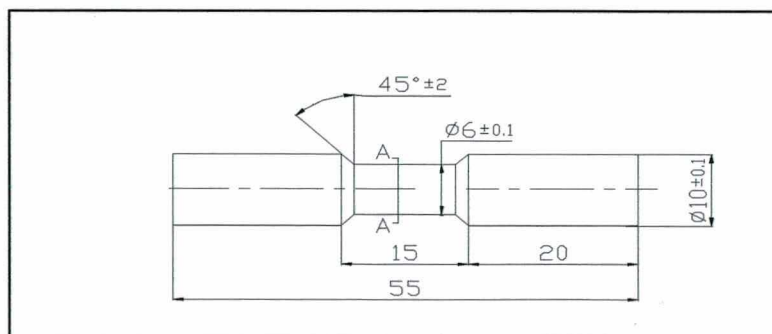


Fig.- 15.- Dimensões dos corpos de prova.

c.- Garras de cobre

O corpo de prova é fixado entre garras de cobre, conectadas às ponteiras da solda a ponto por cabos flexíveis de cobre. Graças a grande massa das garras (em relação àquela do corpo de prova), a grande condutividade térmica do cobre e a geometria do corpo de prova, consegue-se uma elevada velocidade de resfriamento do CP.

d.- Relê auxiliar

Uma das saídas digitais da placa de aquisição foi usada para controlar o relê da fonte de energia. Para isto foi usado um relê auxiliar intermediário, alimentado com 12 V, com tempo de fechamento e abertura da ordem de 15 ms.

e.- Termopar

Como transdutor foi usado termopar tipo K (Chromel -Alumel) de diâmetro 0.25 mm, que permite medir temperaturas na faixa de -200 a 1250 °C. Em cada experimento foi usado um único termopar cuja junção era previamente preparada, e depois soldada por descarga capacitiva na superfície do CP, na sua região central.

f.- Amplificador

Para compatibilizar a f.e.m. gerada pelo termopar tipo K (da ordem de 4 mV por cada 100 °C) com a faixa de entrada de sinais analógicos da placa INTERDATA, foi empregado um circuito amplificador de sinais com isolamento galvânico e multiplexação, que dispõe de 8 canais de entrada para termopar, projetado e construído no LABSOLDA.

g.- Placa de aquisição e controle, INTERDATA

A placa Interdata [25], desenvolvida no LABSOLDA, apresenta as seguintes características :

- um conector compatível com o barramento de 16 bit de microcomputadores da linha IBM PC. Quando usada com um microcomputador PC 486 de 40 MHz, permite as seguintes frequências máximas de aquisição:
 - com resolução de 8 bit : 31 kHz.
 - com resolução de 12 bit : 27 kHz.
- um conversor A/D (analógico/digital) de 16 canais, 14 dos quais plenamente disponíveis para aquisição de dados e os outros dois utilizados com alimentação interna de 0 e 9 V para fins de autocalibração.
- um conversor D/A (digital/analógico) de 8 canais
- um freqüencímetro
- 8 entradas e 8 saídas digitais.

h.- Microcomputador PC 486 de 40 MHz, 8 Mb de RAM.

4.1.1 Calibração do Sistema de Medição de Temperatura

Um sistema de medição de boa qualidade deve ser capaz de apresentar indicações com erros pequenos. Seus princípios construtivos e operacionais devem ser projetados para minimizar os erros de indicações; não somente os erros sistemáticos (tendência), mas, principalmente, a componente aleatória do erro do sistema de medição, sejam estas internas ou externas ao sistema.

Antes de utilizar o sistema de medição de temperatura foi necessário realizar sua calibração, isto é, determinar a correlação efetiva entre o valor verdadeiro convencional do mensurando atuante e a indicação do sistema de medição [26].

No ideal, a calibração deveria ser feita para cada componente em separado, assim os erros de medição sistemáticos de cada um poderiam ser corrigidos, mas os custos e tempo envolvidos determinaram rejeitar essa opção. Portanto, o sistema foi calibrado incluindo todos os blocos, como um todo, como mostra o diagrama na Figura 16, sendo o sinal de entrada a tensão fornecida através de uma fonte de tensão conectada a um circuito divisor de tensão, logo amplificada e lida através da placa INTERDATA, processada e mostrada na tela do micro computador.

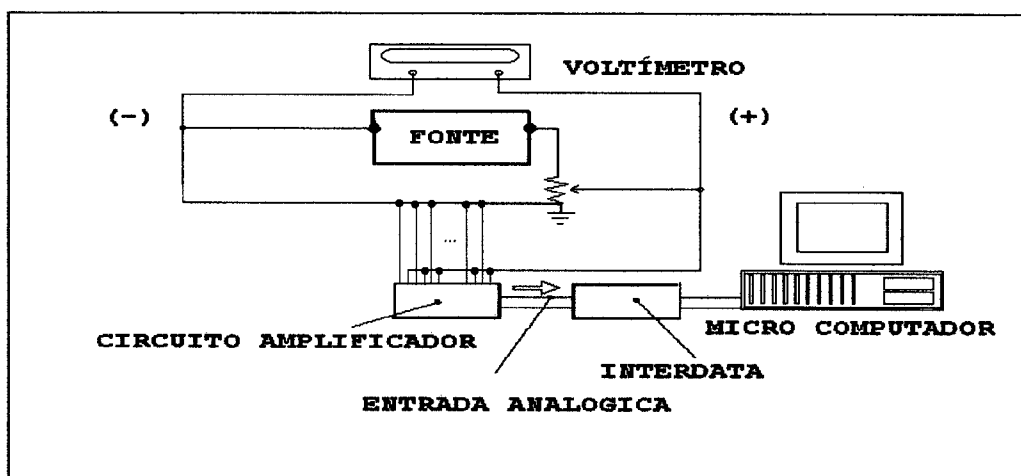


Fig. 16 - Diagrama esquemático dos componentes de calibração.

Na calibração do sistema de medição foram utilizados os seguintes componentes :

- Amplificador + INTERDATA + Computador.
- Fonte de tensão estabilizada de ± 10 V, com circuito divisor de tensão construído usando um potenciômetro.
- Voltímetro digital HP 34401A, de 6 dígitos, ajustado na faixa de 100 mV CC.

Observa-se na Figura 16 que a diferença de tensão, obtida com o circuito mencionado, foi aplicada em todas as 8 entradas de termopar, sendo a polaridade negativa ligada a terra para filtrar ruídos externos.

O procedimento da calibração foi o seguinte : fornecimento de um valor estável de tensão, simultaneamente nas 8 entradas do circuito amplificador, cujo valor verdadeiro convencional era lido por meio de um voltímetro digital.

Ao mesmo tempo eram registrados os valores lidos através da placa INTERDATA. Estes valores, que para fins práticos foram chamados de VALCONVER (valor convertido), são valores numéricos que estão relacionados com o sinal de entrada da INTERDATA da seguinte forma: para sinais analógicos de entrada de 0 a +10 V correspondem a VALCONVER de 4100 a 8100, aproximadamente. O ganho do circuito amplificador de sinais de termopar foi projetado e ajustado de modo que a faixa de temperatura 0 a 1400 °C correspondesse a faixa de saída de 0 a +10 V.

Antes de proceder à calibração foram ligados todos os componentes do sistema durante pelo menos meia hora, com o intuito de garantir que eles atingissem uma temperatura de regime pelo auto-aquecimento. A seguir foram realizados os seguintes passos:

- Injetaram-se nas 8 entradas de termopar valores de tensão correspondentes às f.e.m. que seriam geradas por um termopar a temperaturas de 0 a 1400 °C, com intervalos de 50 °C. Foram usados para isso os valores constantes na norma NIST-125, que estabelece os valores esperados de f.e.m. em função da temperatura.
- Foram registrados os valores VALCONVER correspondentes aos 8 canais.

- As medições foram repetidas em quatro ciclos completos (isto é, simulando subida e descida de temperatura). Os valores foram gravados em forma de tabela (num arquivo tipo texto).
- Os resultados foram levados a uma planilha de cálculo (Excel), para calcular as médias e desvios padrão.
- Foram elaborados gráficos de erro em mV (igual à diferença entre a tensão correspondente ao VALCONVER lido e o valor verdadeiro convencional da tensão de entrada, isto é, aquele medido com o voltímetro digital).

4.1.2 Programa de Aquisição e Controle de Temperatura

Foi adaptado o programa de aquisição CICLOTER, desenvolvido no LABSOLDA [27], realizado na linguagem Turbo Pascal v.6.0 e que pode funcionar nos ambientes MS-DOS e Windows 95, para incluir itens como o ingresso da função de transferência dos termopares e permitir o controle dos ciclos térmicos.

O programa CICLOTER tem o diagrama hierárquico mostrado na figura 17, que mostra as principais funções que aparecem como janelas menus e sub-menus.

Desse modo, as funções mais importantes do programa CICLOTER modificado são as seguintes:

- a.- *Configurar*: Ao dar início ao programa CICLOTER, devem-se definir alguns parâmetros necessários para realização do ensaio dos ciclos térmicos. Assim, a opção *Configurar* permite selecionar os canais de entrada (termopares), a frequência de aquisição e o tempo que durará a aquisição e controle. Nos ensaios realizados foi definido usar o canal 2, com frequência de 1 kHz e tempo de aquisição de 30 s.

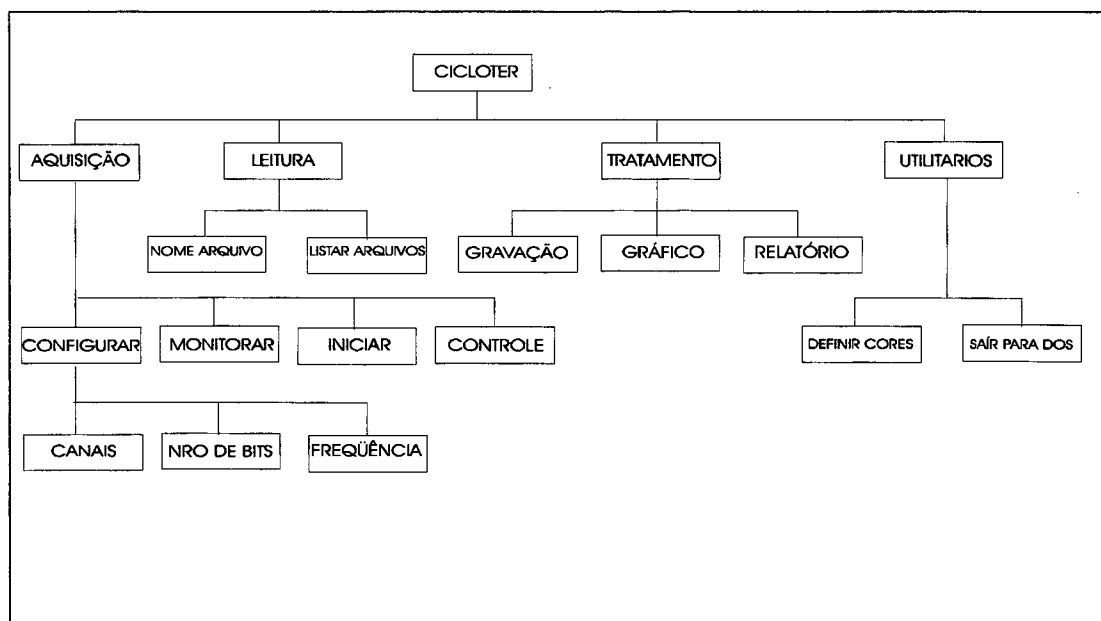


Fig. 17 - Diagrama Hierárquico do Programa CICLOTER [27].

b.- *Monitorar*: Depois de configurado o sistema, precisa-se realizar uma monitoração do mesmo, para verificar o estado do termopar através da opção Monitorar.

c.- A opção *Controle* permite escolher a temperatura de pico (T_{pc}) a atingir nos ciclos térmicos e a energia de soldagem. Para ilustrar, na tabela 1 é apresentada a estrutura de um arquivo de dados usado para entrar a curva de resfriamento desejada (devido a que o arquivo é muito extenso, só é mostrado como exemplo os valores a intervalo de 1 s, sendo que o intervalo usado é de 0,1 s), correspondente a um ciclo de soldagem com energia de 14 kJ/cm e temperatura de pico de 700 °C. Essa curva desejada é obtida analiticamente como se explica no item 4.4.

d.- A opção *Aquisição* permite medir os ciclos térmicos produzidos no corpo de prova, observá-los em tempo real na tela do computador e registrá-los num arquivo em formato ASCII para posterior processamento.

TABELA 1 - Temperaturas (valores correspondentes VALCONVER) em função do tempo para um ciclo com T_{pc} de 700 °C e energia de 14 kJ/cm.

Tempo (s)	Temperatura (°C)	Valconver (vcv)	Tempo (s)	Temperatura (°C)	Valconver (vcv)
0	700	6223	16	308	5025
1	687	6184	17	296	4989
2	658	6094	18	285	4956
3	622	5984	19	275	4925
4	584	5869	20	265	4896
5	548	5758	21	256	4870
6	514	5654	22	248	4845
7	483	5560	23	241	4822
8	455	5474	24	234	4801
9	430	5397	25	227	4781
10	407	5327	26	221	4762
11	386	5264	27	215	4744
12	368	5207	28	209	4727
13	350	5155	29	204	4712
14	335	5108	30	199	4697
15	321	5065			

O controle de temperatura é feito via “software” e abrange duas fases:

- 1) *Aquecimento*: inicia-se a monitoração da temperatura do CP. A seguir ativa-se o fornecimento de corrente pela fonte de energia, ajustada no seu valor máximo. Com isto, a velocidade de aquecimento é bastante elevada, da ordem de 500 °C/s. Quando a temperatura do CP atingir a temperatura de pico desejada, o computador envia um sinal para o relé desenergizar a fonte.
- 2) *Resfriamento*: a partir do momento em que se atinge a temperatura de pico, a temperatura do CP é continuamente comparada com os valores do ciclo de resfriamento desejados disponíveis no arquivo em forma de tabela. Quando a temperatura no CP estiver abaixo da desejada, por exemplo, em mais de 8 °C

(aproximadamente 20 unidades de VALCONVER), é acionado o relê para permitir o passo de corrente por um curto período de tempo (pulso) e aproximar a temperatura do CP àquela correspondente ao ciclo desejado.

4.2 Ensaios Realizados nos Corpos de Prova Ciclados

Os corpos de prova submetidos a simulação dos ciclos térmicos foram cortados transversalmente (corte A-A da figura 15), no local onde estava soldado o termopar. Foram embutidos em baquelite, polidos e atacados com solução de Nital 2%.

Na região próxima ao eixo dos CPs foram realizadas 5 medidas de dureza Vickers com carga de 1 kg, usando um micro durômetro marca SHIMADZU MICRO HARDNESS TESTER, modelo HMV – 2000.

4.3 Metal de Base

Para os ensaios foi usado o aço SAE 1045, cuja composição química é mostrada na tabela

2.

TABELA 2 - Composição química do aço 1045

	C	Mn	Si	P	S
Análise	0.50	0.69	0.27	---	0.02
Nominal	0.42-0.50	0.60-0.90	0.60 máx.	0.040 máx.	0.060 máx.

A escolha obedeceu às seguintes razões:

- É um material que possui elevada temperabilidade, alto teor de carbono, e que responde facilmente ao revenido.

- É um material disponível comercialmente, particularmente na forma de barra redonda, o que diminui o tempo requerido para usinar os CPs para simulação térmica.

Conforme Atlas do Instituto Max Plank [28], para o aço 1045 as temperaturas de transformação no aquecimento (quando a velocidade for acima de 500 °C/s, como ocorre nos processos de soldagem a arco) são: $Ac_3= 910\text{ °C}$ e $Ac_1= 790\text{ °C}$. A temperatura para homogeneização total da austenita é 1150 °C.

4.4- Obtenção dos Ciclos Térmicos Teóricos

A fim de calcular os ciclos térmicos que correspondem a uma determinada temperatura de pico (com condições fixas de energia, velocidade de soldagem e propriedades térmicas do material), é necessário re-escrever a equação de Rosenthal em relação a um eixo de referência fixo:

$$T = T_0 + \frac{Q}{2\pi K \sqrt{vs \cdot t + r^2}} \cdot e^{\frac{-vs}{2\alpha} (\sqrt{(vs \cdot t)^2 + r^2} - vs \cdot t)}$$
(6)

Ao derivar a equação anterior em relação ao tempo, obtém-se a seguinte:

$$\frac{dT}{dt} = \frac{Q}{2\pi K \sqrt{(vs \cdot t)^2 + r^2}} \cdot e^{\frac{-vs}{2\alpha} (\sqrt{(vs \cdot t)^2 + r^2} + vs \cdot t)} \left[\frac{vs}{2\alpha} \left(\frac{vs^2 t}{\sqrt{(vs \cdot t)^2 + r^2}} - vs \right) + \frac{vs^2 t}{(vs \cdot t)^2 + r^2} \right]$$
(7)

Resolvendo o sistema das duas equações diferenciais (6) e (7), com $T=T_{pc}$ e $dT/dt= 0$, respectivamente, obtém-se os valores de:

$r =$ a distância à fonte de calor do ponto que apresenta uma determinada temperatura de pico (T_{pc}).

t = o tempo em que esse ponto atinge a temperatura de pico após a passagem da fonte de calor em cima dele (no eixo x).

Após determinar os valores r e t , pode ser calculado o ciclo térmico para uma determinada T_{pc} usando a equação (6).

4.5- Implementação das Ciclagens Térmicas

Foram realizados ensaios preliminares com o objetivo de determinar as condições ideais para o controle dos ciclos térmicos.

a) Comparação dos ciclos térmicos com resfriamento natural.

Foi realizado o aquecimento dos CPs até as várias temperaturas de pico desejadas, seguido de resfriamento natural (ao meio ambiente). Na figura 18 estão mostradas as curvas de resfriamento desejadas (correspondentes a energias de 7, 14 e 21 kJ/cm) e a curva de resfriamento natural. Esse comportamento é adequado para os objetivos propostos pois, quando a temperatura real ficar muito abaixo da desejada, pode ser fornecida energia ao CP para elevar sua temperatura. Somente para o ciclo com temperatura de pico $T_{pc}=1200$ °C e energia de 7 kJ/cm foi preciso resfriar forçadamente o CP usando um jato de ar comprimido (alimentado com uma pressão pré-ajustada de 1.5 bar).

b) Determinação das temperaturas máximas para o acionamento do relé.

Devido à elevada velocidade de aquecimento, foi necessário definir uma temperatura menor para o acionamento do relé da fonte. Essa temperatura que é menor que a temperatura de pico a atingir, permite ativar o relé, desligando a fonte de energia e portanto o fornecimento da corrente, a qual chamaremos *temperatura de corte*. A

temperatura de corte teve que ser determinada para cada temperatura de pico, e era da ordem de 100 °C.

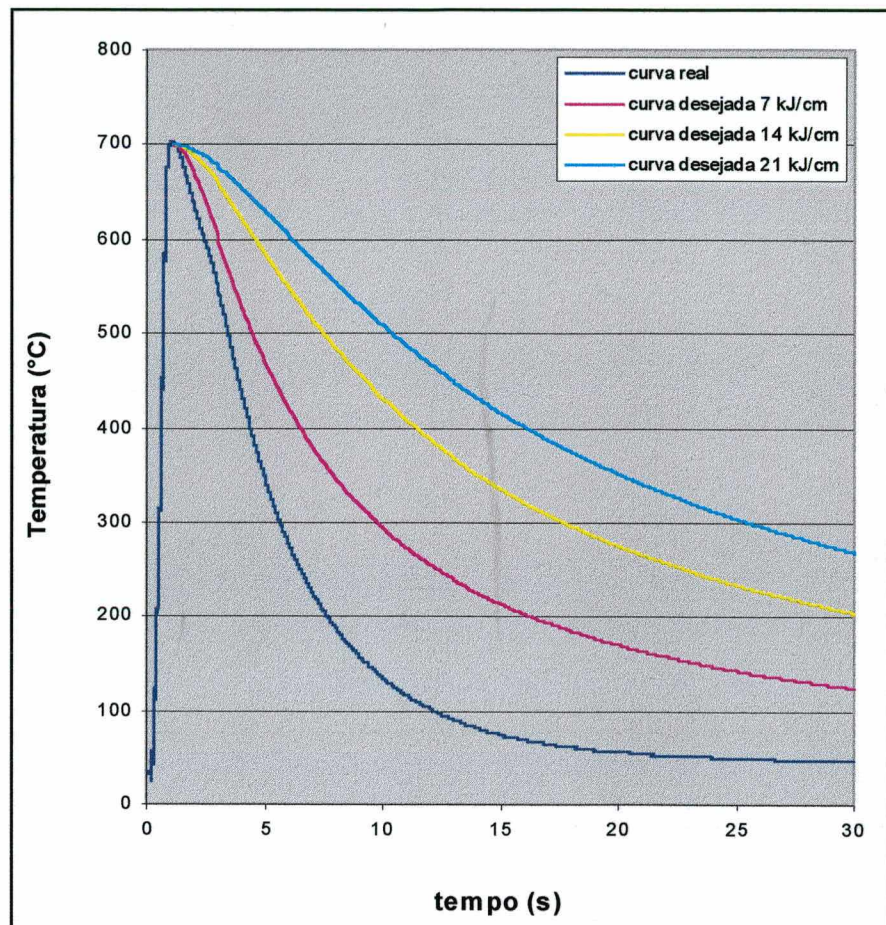


Fig. 18 – Comparação da curva real com resfriamento natural e as curvas de resfriamento desejadas, para ciclos com $T_{\text{máx}}$ de 700 °C correspondentes a energias de 7, 14 e 21 kJ/cm.

c) Determinação do valor de erro

Mediante uma série de ensaios que incluíam o controle e aquisição de ciclos térmicos para sua posterior comparação com os ciclos desejados, foram determinados os valores de erro (isto é, do valor que a temperatura real do CP deve ficar por baixo da temperatura correspondente no ciclo desejado, para acionar o pulso de energia). Se

esse valor de erro fosse muito pequeno, o relé seria acionado com muita frequência. Se fosse grande demais, o ciclo de resfriamento real não poderia mais acompanhar o ciclo desejado.

Nas figuras 19 e 20 podem ser comparados os ciclos térmicos conseguidos mediante o sistema de simulação com os ciclos desejados para duas temperaturas de pico e dois níveis de energia.

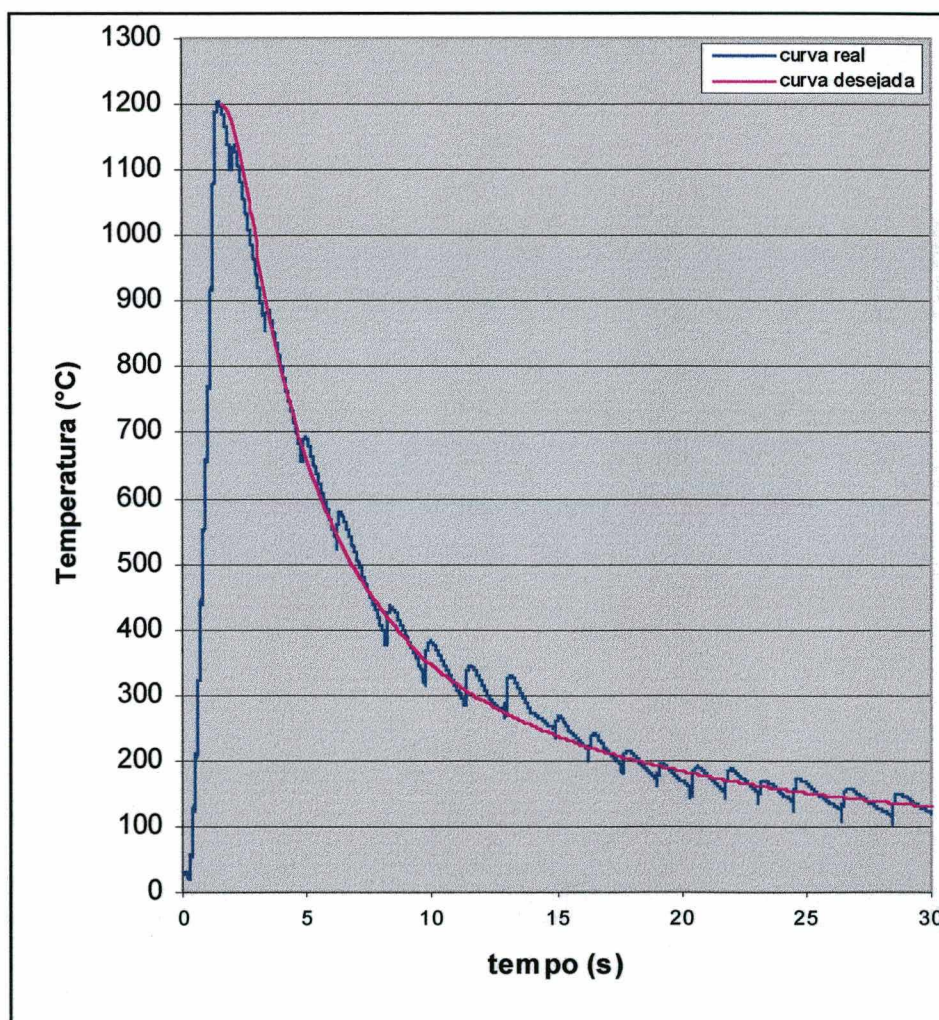


Fig. 19 - Representação gráfica do controle dos ciclos térmicos para uma temperatura máxima nominal de 1200 °C e energia de 7 kJ/cm.

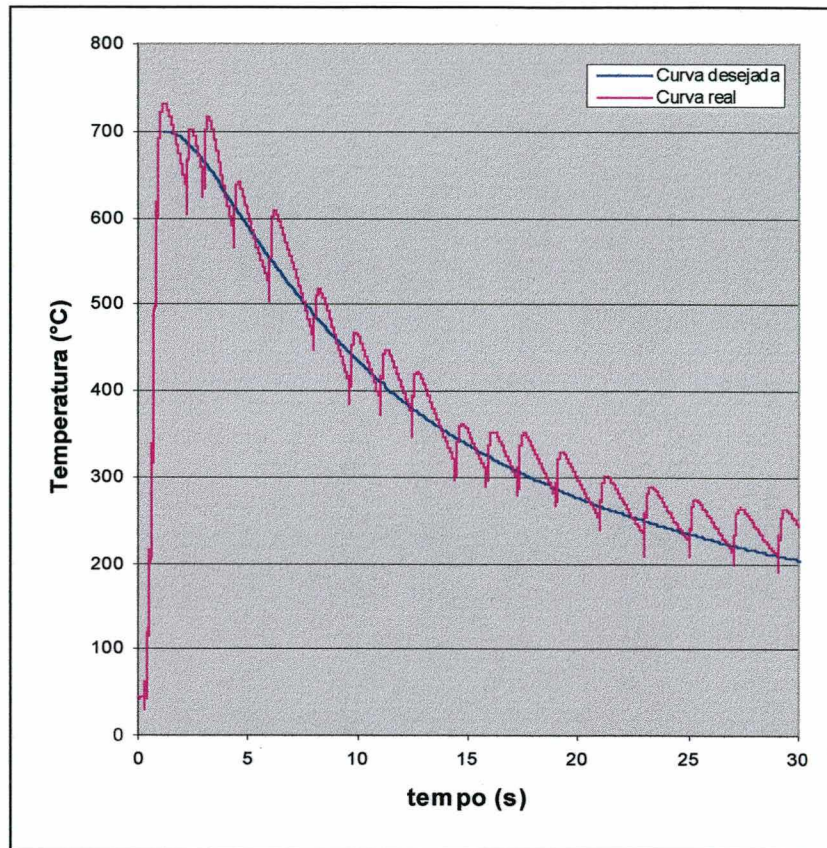


Fig. 20 - Representação gráfica do controle dos ciclos térmicos para uma temperatura máxima nominal de 700 °C e energia de 14 kJ/cm.

4.6 – Programa de Ciclagens

Foram especificados os seguintes ciclos térmicos:

- a) submeter os CPs a um ciclo único com temperatura de pico de 1200 °C, para obter microestruturas similares à da *ZTA-GG* (região de grãos grosseiros da zona termicamente afetada). Foram usados ciclos correspondentes a 3 níveis de energia de soldagem (7, 14 e 21 kJ/cm), para verificar a influência da energia sobre a microestrutura da ZTA.
- b) submeter o CP a ciclos duplos, o primeiro a temperatura de pico de 1200 °C e energia de 7 kJ/cm, e o segundo a temperaturas de 700, 600, 500, 400 e 300 °C, e energias de

7, 14 e 21 kJ/cm. A escolha das temperaturas foi em função de que elas ficam abaixo de Ac_3 e, portanto, devem produzir variados efeitos de revenido sobre o material temperado pelo primeiro ciclo a 1200 °C. Os valores de energia ficam dentro da faixa que pode ser conseguida em soldagem a arco com eletrodo revestido.

Nas tabelas 3, 4 e 5 são mostrados os valores de temperatura de corte e valores de erro em unidades de VALCONVER (1 °C corresponde a 2.5 VCV aproximadamente), que deram o melhor ajuste dos ciclos térmicos reais.

TABELA 3 – Condições de ensaio para ciclos correspondentes a energia de 7 kJ/cm.

Tmáx desejada (°C)	Temp. de corte (°C)	Erro (VCV)	Resfriamento do CP
1200	1065	50	com ar
700	570	50	sem ar
600	470	50	sem ar
500	360	50	sem ar
400	260	50	sem ar
300	170	50	sem ar

TABELA 4 – Condições de ensaio para ciclos correspondentes a energia de 14 kJ/cm.

Tmáx desejada (°C)	Temp. de corte (°C)	Erro (VCV)	Resfriamento do CP
1200	1070	30	sem ar
700	570	30	sem ar
600	440	30	sem ar
500	400	30	sem ar
400	250	30	sem ar
300	150	30	sem ar

TABELA 5 – Condições de ensaio para ciclos correspondentes a energia de 21 kJ/cm

Tmáx desejada (°C)	Temp. de corte (°C)	Erro (VCV)	Resfriamento do CP
1200	1060	20	sem ar
700	600	20	sem ar
600	500	20	sem ar
500	410	20	sem ar
400	290	20	sem ar
300	205	20	sem ar

V RESULTADOS DA SIMULAÇÃO DOS CICLOS TÉRMICOS

5.1 Microestrutura do Metal Base

O *MB* apresenta uma microestrutura consistente de perlita com uma rede de ferrita primária nos contornos de grão (área clara na figura 21), com tamanho de grão austenítico prévio ASTM No. 7, resultante de processo de normalização.

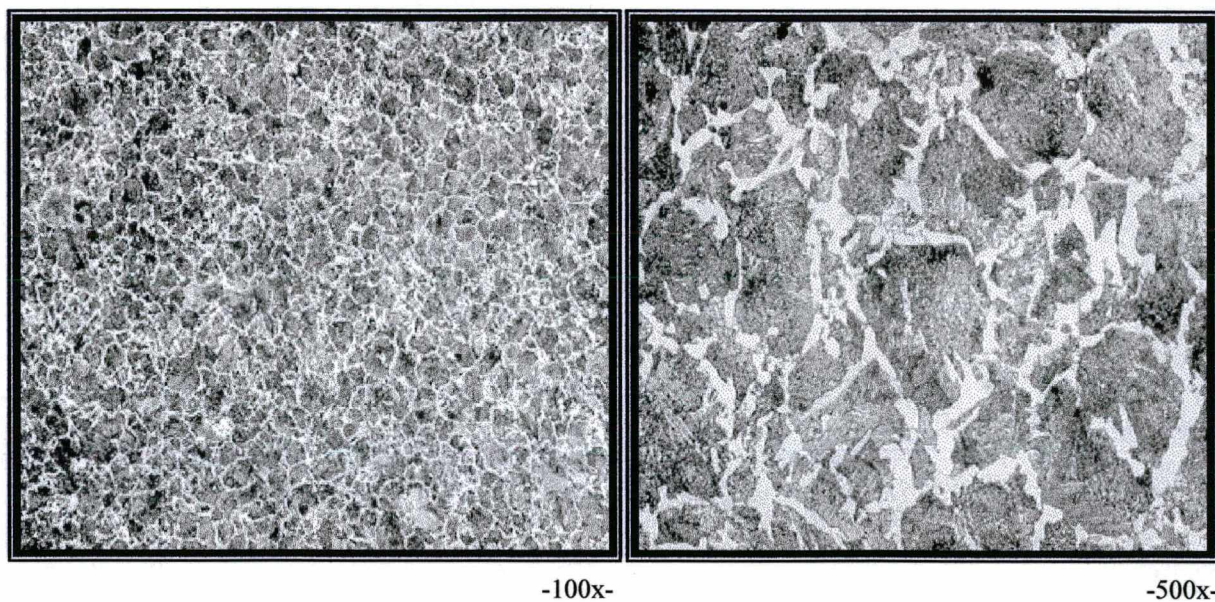


Fig. 21 - Microestrutura do aço 1045 após normalização mostrando ferrita e perlita, com dureza de 349 HV₁. Ataque : Nital 2%.

5.2 Efeito dos Ciclos Térmicos Simulados sobre a Dureza

Os valores médios de dureza resultantes de cada condição de ensaio são resumidos na tabela 6, que mostra o número de ciclos térmicos (N_c) aplicados a cada corpo de prova, as temperaturas

máximas almeçadas T_m , as temperaturas de pico reais atingidas (T_{pc}), e as durezas resultantes (em HV_I).

Tabela 6 - Durezas Vickers resultantes dos ciclos térmicos simulados.

Nc	Tm (°C)	ENERGIA											
		7 kJ/cm			14 kJ/cm			21 kJ/cm					
		CP	Tpc		HV	CP	Tpc		HV	CP	Tpc		HV
			I	II			I	II			I	II	
1	1200	1	1298	...	548	2	1168	...	360	3	1187	...	379
2	700	4	1186	658	269	9	1184	732	243	14	1175	640	241
	600	5	1222	604	353	10	1261	643	307	15	1267	640	254
	500	6	1181	525	381	11	1233	536	285	16	1113	490	276
	400	7	1206	417	346	12	1157	350	345	17	1166	416	268
	300	8	1160	295	332	13	1239	275	318	18	1169	323	265

Caberia ainda mencionar que, conforme a metodologia definida no item 4.6, os corpos de prova submetidos a dois ciclos térmicos, tiveram imposto um primeiro ciclo com temperatura nominal T_m de 1200 °C e condições de resfriamento equivalentes às de um ciclo de soldagem com energia de 7 kJ/cm, especificamente para se obter microestrutura similar à da região de grãos grosseiros na *ZTA* de um passe depositado com baixa energia.

5.2.1 Dureza após um Ciclo Térmico

Observando na tabela 6 (a linha correspondente a Nc 1), verifica-se que como as T_{pc} atingidas no ciclo térmico são elevadas. Elas promovem a completa austenitização do material, sua homogeneização e o crescimento de grão (isto é, microestrutura similar à da região de grãos grosseiros da *ZTA*).

É de interesse analisar os valores de $\Delta t_{8/5}$ obtidos nos ciclos térmicos que tentavam simular soldagens com energias impostas de 7, 14 e 21 kJ/cm. A tabela 7 contém os valores do tempo de resfriamento teóricos e os medidos para os CPs submetidos a um único ciclo.

Tabela 7 - Valores de $\Delta t_{8/5}$ para CPs submetidos a um ciclo térmico.

CP	Tpc (°C)	Energia (kJ/cm)	$\Delta t_{8/5}$ teóricos (s)	$\Delta t_{8/5}$ reais (s)
1	1298	7	2.8	2.5
2	1168	14	5.4	5.1
3	1186	21	8.1	7.0

Estes tempos de resfriamentos $\Delta t_{8/5}$ teórico e $\Delta t_{8/5}$ real foram calculados através dos dados registrados nos arquivos disponíveis no programa CICLOTER, para cada ciclo térmico imposto nos Cs. Desse modo, procurando nos arquivos as temperatura de 800 e 500 °C, obtêm-se os tempos respectivos e calcula-se os tempos de resfriamento.

Embora a temperatura de austenitização tenha sido similar em ambos os casos e, portanto, sejam similares o grau de homogeneização e de crescimento de grão da austenita, as diferenças nas velocidades de resfriamento produzem microestruturas significativamente diferentes, o que pode ser explicado com ajuda de um diagrama de transformação para resfriamento contínuo de soldagem para esse material (mostrado no item 3.2 - figura 5).

A figura 22 (a) mostra a microestrutura do CP 1, que foi aquecido a 1298 °C e resfriou dando um $\Delta t_{8/5}$ de 2.5 s : a estrutura original perlítica-ferrítica sofreu transformação para martensita, com possível presença de bainita.

A figura 22 (b) mostra a microestrutura do CP 3, que foi aquecido a 1187 °C e resfriou dando um $\Delta t_{8/5}$ de 7.0 s : observa-se a martensita, com presença de áreas escuras que correspondem a perlita fina e há ainda pequenos sinais de ferrita Widmanstätten nos contornos de grão.

T_{pc} atingida até 250 °C) para o segundo ciclo térmico aumentarem com a energia, como mostra a tabela 8.

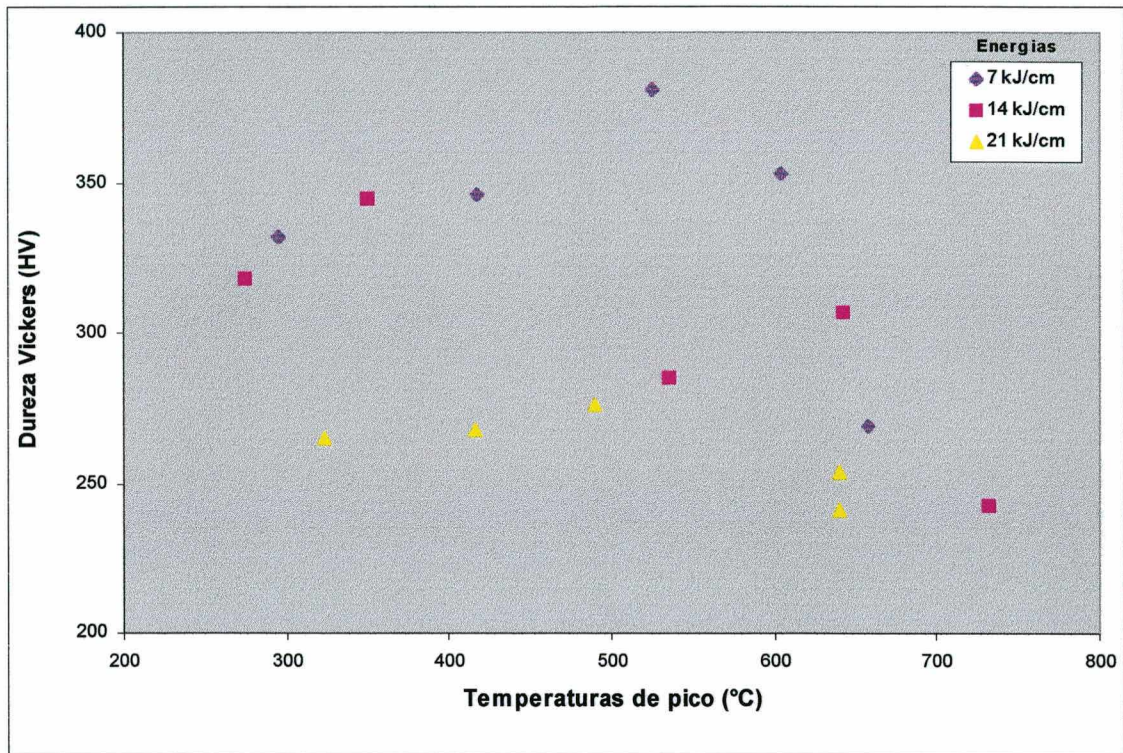


Fig. 23 - Durezas finais em função da temperatura de pico T_{pc} do segundo ciclo térmico, após primeiro ciclo a temperatura nominal de 1200 °C.

iii) a imposição de um segundo ciclo a temperatura pico entre 600 ou 700 °C e energia de 21 kJ/cm, resulta em queda de dureza abaixo de 300 HV. Portanto, produz um revenido efetivo até níveis de dureza recomendados em normas de soldagem da ordem de 250 – 350 HV [18].

TABELA 8 – Tempo de resfriamento $\Delta t_{8/5}$ e Δt_{250} para o primeiro e segundo ciclo térmico imposto respectivamente.

CP	Tm (°C)	$\Delta t_{8/5}$ (s) no 1º ciclo	Δt_{250} (s) no 2º ciclo
4	700	2.5	10.4
5	600	3.0	12.6
6	500	2.6	9.2
7	400	3.1	9.3
8	300	2.8	6.9
9	700	2.9	28.7
10	600	2.8	24.4
11	500	3.3	20.5
12	400	2.4	18.5
13	300	2.7	16.5
14	700	2.9	25.5
15	600	3.3	28.8
16	500	3.2	28.3
17	400	3.1	24.1
18	300	2.7	15.3

A seguir analisa-se as microestruturas obtidas nos CPs submetidos a dois ciclos térmicos [28-30].

A figura 24 (a) mostra a microestrutura do aço aquecido até 1186 °C e reaquecido até 658 °C, correspondendo ao CP 4. A microestrutura consiste em martensita revenida e ferrita, com presença de algumas pequenas regiões de perlita (áreas escuras).

A figura 24 (b), mostra a microestrutura do aço aquecido até 1175 °C e reaquecido até 640 °C, correspondendo ao CP 14. A estrutura base consiste em martensita revenida, com presença de perlita e ferrita.

A diferença entre essas duas microestruturas é devida a que o CP 14 teve um tempo de resfriamento Δt_{250} muito maior (25.5 contra 10.4 s), promovendo com isso um maior revenido da martensita. Desse modo, para o caso do CP 4 ocorreu revenido menor enquanto para o CP 14

ocorreu revenido total da estrutura martensítica previamente conseguida pelo aquecimento a 1200 °C.

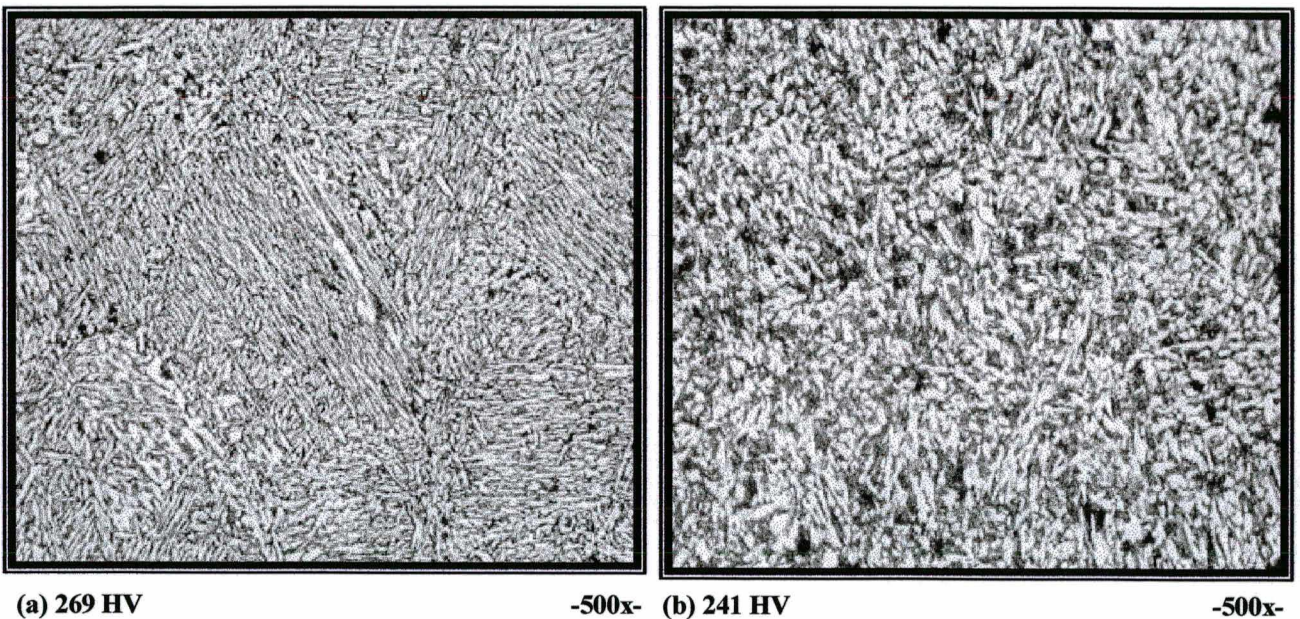


Fig. 24 - Microestruturas após dois ciclos térmicos, o último deles simulando condições de resfriamento de ciclos de soldagem para energia imposta de 7 e 21 kJ/cm, respectivamente :

a) CP 4 = 1º ciclo Tpc 1186 °C, 2º ciclo Tpc 658 °C, $\Delta t_{250} = 10.4$ s;

b) CP 14 = 1º ciclo Tpc 1175 °C, 2º ciclo Tpc 640 °C, $\Delta t_{250} = 25.5$ s.

Ataque : Nital 2%.

Quanto menores as temperaturas máximas nominais atingidas no segundo ciclo o efeito de revenido é consequentemente menor. As microestruturas típicas para CPs submetidos a um segundo ciclo com temperaturas de 490 e 323 °C e alta energia estão ilustradas na figura 25.

Na figura 25 (a), do CP 16 material aquecido a 1113 °C e reauecido a 490 °C, observa-se martensita revenida, ferrita e a presença de algumas regiões de perlita (áreas escuras). Na figura 25 (b), do CP 18 aquecido a 1169 °C e reauecido a 323 °C, correspondendo ao CP 18, observa-se que

a microestrutura está constituída de martensita revenida, perlita (área escura), tendo também a presença de ferrita.

Portanto, em ambos os casos com temperaturas de pico baixas ocorreu revenido da estrutura martensítica previamente conseguida pelo aquecimento a 1200 °C e com níveis de dureza maiores.

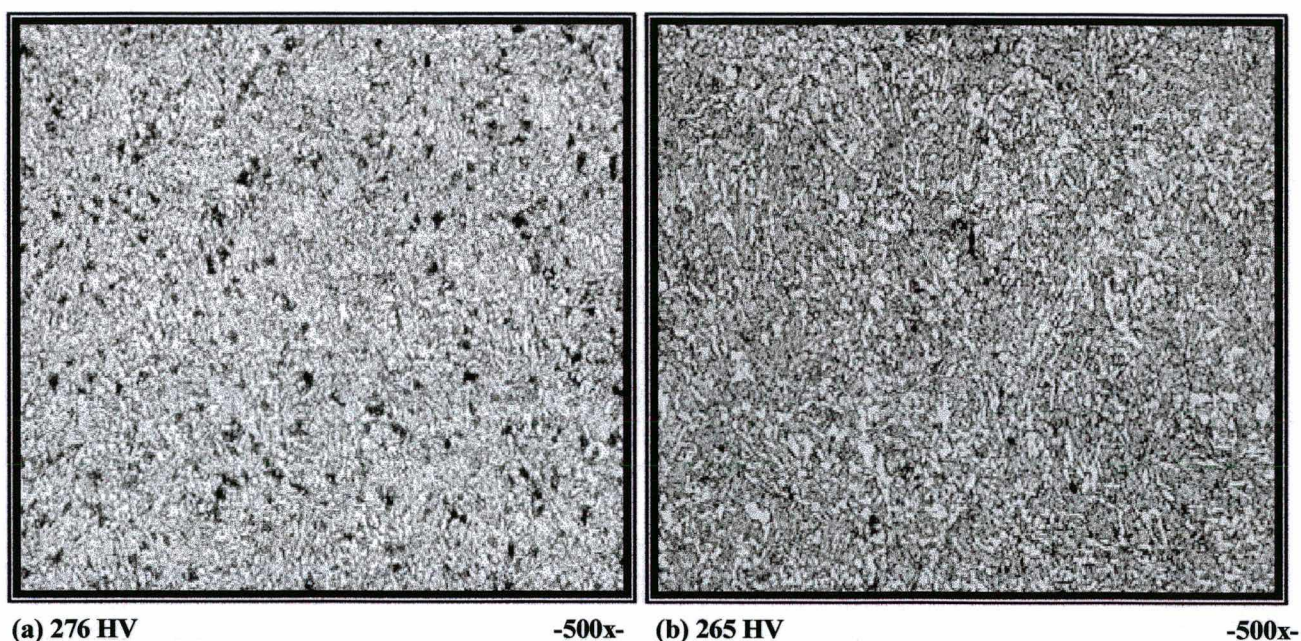


Fig. 25 - Microestruturas após dois ciclos térmicos, o último deles simulando condições de resfriamento de ciclos de soldagem para energia imposta de 21 kJ/cm :

a) CP 16 = 1º ciclo Tpc 1113 °C, 2º ciclo Tpc 490 °C, $\Delta t_{250} = 28.3$ s;

b) CP 18 = 1º ciclo Tpc 1169 °C, 2º ciclo Tpc 323 °C, $\Delta t_{250} = 15.3$ s.

Ataque : Nital 2%.

5.3 - Avaliação do Efeito de Revenido em função dos Parâmetros de Hollomon–Jaffe e de Dorn

Para uma melhor avaliação e verificação dos resultados encontra-se na literatura os parâmetros de Hollomon–Jaffe e de Dorn (denominados aqui em diante de P_1 e P_2 , respectivamente). Esses parâmetros, que foram descritos nos itens 3.4.1 e 3.4.2, permitem prever o efeito de revenido produzido pelas diferentes combinações de tempo e temperatura impostas nos ciclos térmicos.

A avaliação destes parâmetros foi feita a partir dos dados registrados durante a aquisição dos ciclos térmicos reais medidos nos corpos de prova (os dados foram gravados em arquivos, um para cada ciclo térmico aplicado, no programa CICLOTTER). Para o cálculo do parâmetro Hollomon–Jaffe foi utilizada a equação 4, para o parâmetro de Dorn a equação 5 (itens 3.4.1 e 3.4.2), considerando a parte do ciclo com temperaturas acima de 250 °C. Esta temperatura foi tomada como limite, pois, como pode ser visto na tabela 8 e figura 23, para ciclos com temperaturas de pico de 300 °C ainda ocorre um efeito de revenido significativo.

Tabela 9 - Valores dos parâmetros P_1 e P_2 calculados a partir das curvas de ciclo térmico registradas.

Cp.	Tm	HV	$P_1 \times 10^4$	$P_2 \times 10^4$
4	700	269	1.647	0.44282
5	600	353	1.568	0.19776
6	500	381	1.457	0.05282
7	400	346	1.327	0.00749
8	300	332	1.190	0.00058
9	700	243	1.779	1.41384
10	600	307	1.642	0.39773
11	500	285	1.515	0.08816
12	400	345	1.382	0.01107
13	300	318	1.215	0.00096
14	700	241	1.751	1.13491
15	600	254	1.691	0.63082
16	500	276	1.541	0.09983
17	400	268	1.430	0.01750
18	300	265	1.289	0.00234

A figura 26 ilustra como foi feito o cálculo dos parâmetros P_1 e P_2 . Os ciclos térmicos reais obtidos foram subdivididos em intervalos de 0.1 segundo (área sombreada na figura), que é suficientemente pequeno para dar precisão ao cálculo. Em cada intervalo foram calculados os parâmetros P_1 e P_2 parciais, usando a temperatura média neles. Depois cada parâmetro parcial P_1 e P_2 foi convertido a um tempo equivalente (t_{eq}) a uma temperatura de referência qualquer (no caso foi escolhido como sendo 800 °C, conforme sugerido por [31]), de modo que :

- para P1 :

$$t_{eq1_i} = e^{\left(\frac{P_{1i}}{1073} - 16.5\right)} \quad (8)$$

- e, para P2 :

$$t_{eq2_i} = \frac{P_{2i}}{e^{\frac{Q_{ap}}{R \cdot 1073}}} \quad (9)$$

Os tempos equivalentes totais nos n intervalos do ciclo térmico são dados por :

$$t_{Teq1} = \sum_{i=1}^n t_{eq1_i}$$

$$t_{Teq2} = \sum_{i=1}^n t_{eq2_i}$$

No caso de se ter vários ciclos térmicos, o tempo equivalente total é a soma dos tempos equivalentes de cada ciclo. Por último, calculam-se os parâmetros P_1 e P_2 totais (P_{1T} , P_{2T}) da seguinte maneira :

- para P1 :

$$P_{1T} = 1073 \cdot (16.5 + \ln(t_{Teq1})) \quad (10)$$

- e, para P2.

$$P_{2T} = t_{Teq2} \cdot e^{\frac{Q_{ap}}{R \cdot 1073}} \quad (11)$$

A literatura [18] recomenda para o cálculo dos parâmetros P_{1T} e P_{2T} , um valor igual 10000 para a relação Q_{ap}/R .

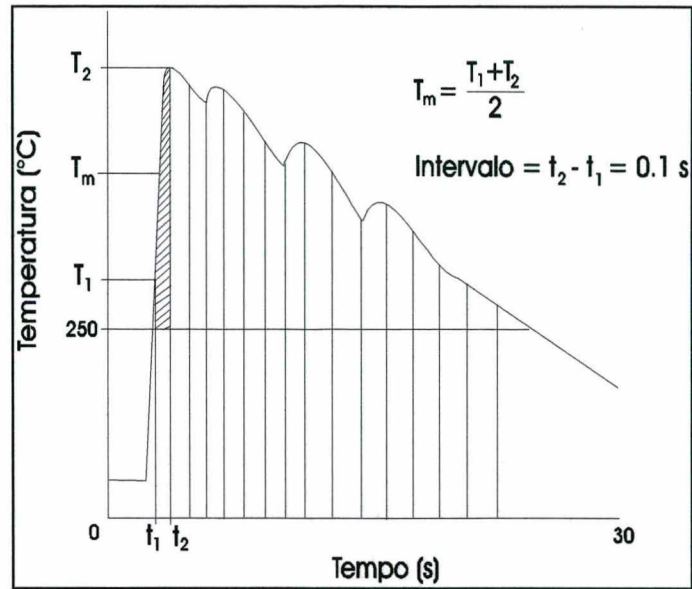


Fig. 26 – Representação esquemática do cálculo dos parâmetros P_1 e P_2 .

Nas figuras 27 e 28 estão relacionados os valores finais de dureza e os correspondentes parâmetros P_1 e P_2 calculados para o segundo ciclo. Ao ajustar uma linha reta aos dados, obtêm-se os coeficientes de correlação linear R e desvios padrão σ apresentados na tabela 10.

Tabela 10 - Coeficientes de correlação R e desvios padrão σ das curvas ajustadas aos pares de valores de dureza vs. parâmetro de revenido.

P_1		P_2	
R	σ (HV)	R	σ (HV)
0.54	39.0	0.62	36.3

Os valores mostrados na tabela 10 para o parâmetro P_1 , foram obtidos usando a constante cinética B da eq. (4) igual a 16.5, como sugerido por Olson [18]. Com a finalidade de verificar se é possível melhorar o parâmetro P_1 para uso em soldagem, foram utilizados outros valores para o coeficiente B :

- com $B = 20$ (valor proposto na literatura [31]) deu $R = 0.37$ e $\sigma = 42.8$;
- com $B = 10$ deu $R = 0.40$ e $\sigma = 42.1$.

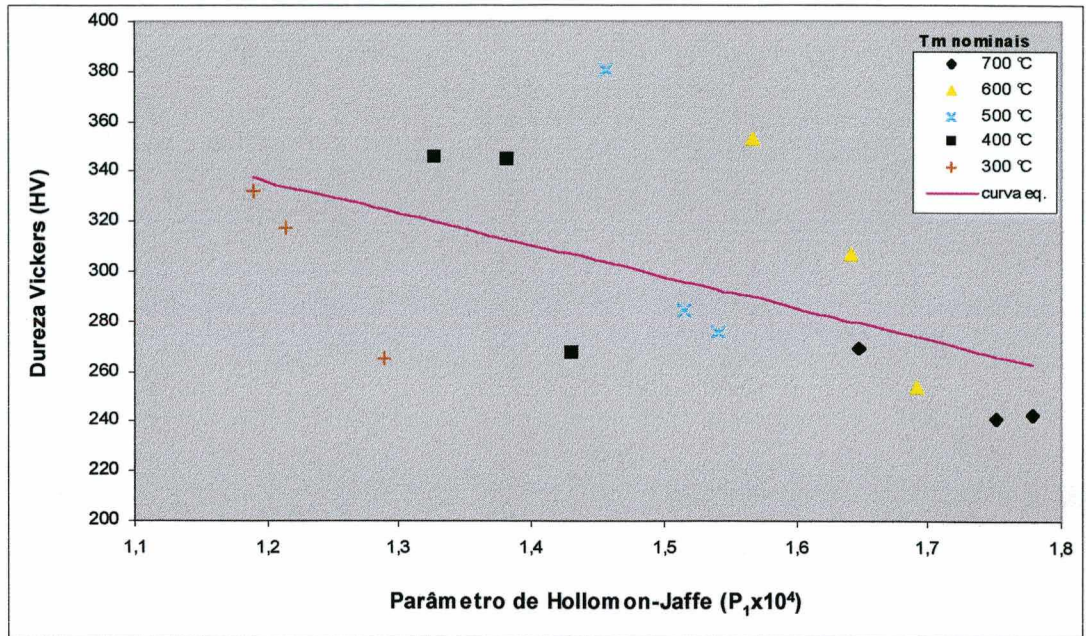


Fig. 27 - Relação entre a dureza final e o parâmetro P_1 do 2º ciclo térmico para níveis de energia 7, 14 e 21 kJ/cm.

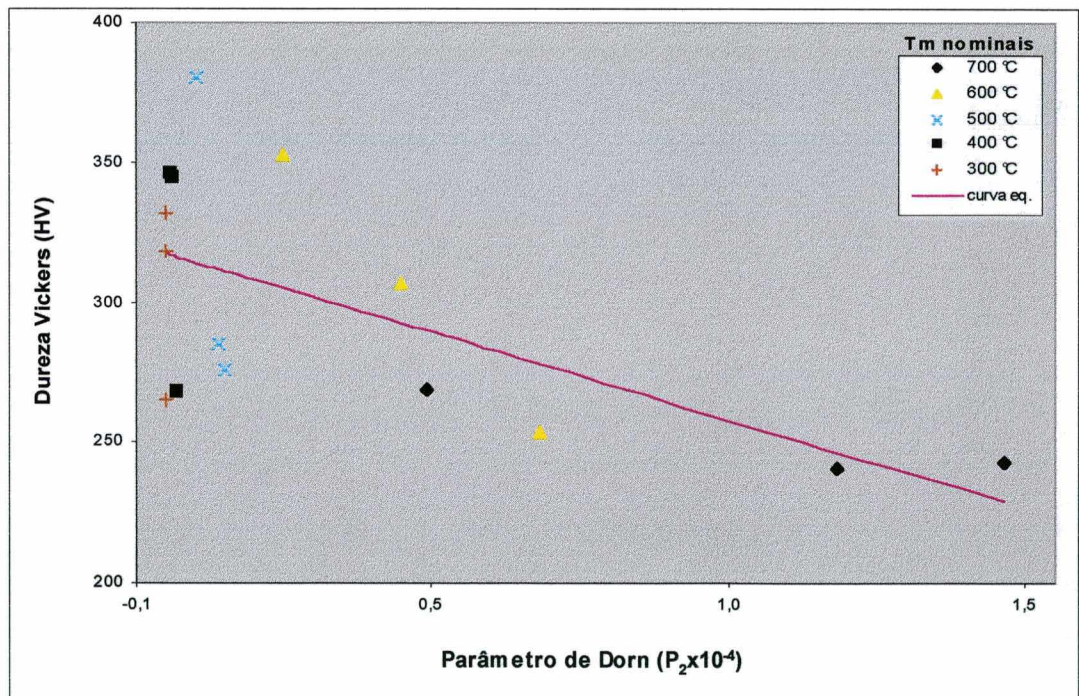


Fig. 28 - Relação entre a dureza final e o parâmetro P_2 do 2º ciclo térmico para níveis de energia 7, 14 e 21 kJ/cm.

Portanto, o parâmetro como definido por Olson apresenta uma melhor correlação com a dureza.

É importante observar que na figura 28 os valores obtidos no parâmetro P_2 para temperaturas de pico inferiores a 500 °C, são muito próximo de zero. Isto pode ser porque o cálculo do parâmetro a partir de 250 °C do ciclo térmico apresente um número pequeno de dados disponíveis ou porque nessas temperaturas o revenido não é suficiente, como foi demonstrado nas análises das microestruturas (item 5.2.2), apesar de apresentar níveis de dureza baixos.

Nessa análise, espera-se que quanto melhor for o parâmetro para prever o efeito de revenido, maior será o coeficiente de correlação e menor o desvio da curva obtida com ele. Dessa maneira, na tabela 10, constata-se que tanto P_1 como P_2 apresentam baixos coeficientes de correlação e elevados desvios. Dentro da mesma linha da análise, pode-se afirmar que o parâmetro de Dorn (P_2) é adequado para representar as condições do tratamento térmico, o que é sugerido por Olson [18], portanto, confirma que ele é mais acertado para prever o efeito de revenido dos ciclos térmicos de soldagem.

Entretanto, diante os baixos coeficientes de correlação e elevado desvio, precisa-se para uma melhor avaliação destes parâmetros, primeiro, controlar os pulsos térmicos impostos na etapa de resfriamento através de uma fonte de soldagem a controle remoto microprocessado e de menor energia, segundo, também há necessidade de procurar um parâmetro mais adequado para prever os efeitos dos ciclos térmicos de soldagem.

Para o caso do metal base SAE 1045, usando os parâmetros de revenido, é possível definir as condições de soldagem que resultem em valores de dureza dentro de limites permitidos (por ex. 250 a 350 HV, respectivamente para evitar corrosão sob tensão e trincas a frio), as quais definem um segundo ciclo térmico a temperaturas máximas nominais de 700 ou 600 °C, os quais podem proporcionar um efeito de revenido aceitável.

VI AVALIAÇÃO DO SISTEMA DE MEDIÇÃO DOS CICLOS TÉRMICOS

6.1 Análises do Ensaio em Regime Estável do Sistema de Medição

O ensaio descrito no item 4.1.1, tem como objetivo encontrar um gráfico de erro, que mostre a incerteza envolvida no sistema de medição e permita encontrar a equação característica de resposta (também chamada função de transferência).

Portanto, deseja-se encontrar as seguintes equivalências :

$$\text{mV} \rightarrow \text{VALCONVER} \rightarrow ^\circ\text{C};$$

para isso as análises foram feitas da seguinte forma :

- Cada arquivo gerado foi importado à planilha EXCEL.
- Foram calculados a média e desvio padrão gerais para os 64 valores lidos (isto é, 8 ciclos de subida e descida em 8 canais) para cada temperatura na faixa de 0 a 1400 °C.
- A sensibilidade (S) do sistema de medição (relação entre o valor de saída lido e o valor de entrada) é :

$$S = (8180.7 - 4172.5) / (1400 - 0) = 2.863 \text{ VALCONVER}/^\circ\text{C}.$$

De modo que a resolução (R) do sistema é :

$$R = 1/2.863 = 0.35 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

- Na tabela 11 observa-se que o valor maior do desvio padrão σ em toda a faixa de medição corresponde a aproximadamente 2.48 (em unidades VALCONVER).

Tabela 11 - Médias, desvio padrão e incertezas dos valores medidos

Temperatura (°C)	f.e.m. (mV)	Tensão injetada (mV)	Media Geral (vcv)	Desvio Padrão. Geral (vcv)	Im °C
0	0.0000	0.0061	4172,5	1,52	1,6
50	2.0224	2.0221	4326,0	2,15	2,3
100	4.0953	4.0922	4478,9	1,28	1,3
150	6.1372	6.1316	4628,4	2,48	2,6
200	8.1366	8.1380	4776,4	1,22	1,3
250	10.1515	10.1535	4923,9	1,52	1,6
300	12.2074	12.2044	5073,5	2,13	2,2
350	14.2922	14.2952	5227,2	2,04	2,1
400	16.3954	16.3929	5379,9	1,62	1,7
450	18.5128	18.5143	5533,2	1,68	1,8
500	20.6402	20.6412	5690,2	1,96	2,1
550	22.7719	22.7722	5843,5	1,81	1,9
600	24.9016	24.9037	6000,4	2,03	2,1
650	27.0224	27.0270	6155,1	1,29	1,4
700	29.1283	29.1292	6308,4	1,81	1,9
750	31.2143	31.2183	6459,8	1,55	1,6
800	33.2768	33.2792	6608,8	1,58	1,7
850	35.3138	35.3158	6760,2	1,27	1,3
900	37.3247	37.3217	6903,9	1,86	2,0
950	39.3096	39.3030	7048,0	2,21	2,3
1000	41.2687	41.2631	7191,5	1,57	1,6
1050	43.2020	43.2049	7331,9	1,51	1,6
1100	45.1083	45.1066	7469,5	2,01	2,1
1150	46.9849	46.9865	7605,4	1,26	1,3
1200	48.8280	48.8271	7739,9	1,71	1,8
1250	50.6335	50.6315	7873,1	2,46	2,6
1300	52.3985	52.3950	7999,0	1,25	1,3
1350	54.1250	54.1252	8124,5	1,73	1,8
1400	54.8749	54.8772	8180,7	2,50	2,6

- Para uma distribuição normal dos valores, a incerteza de medição (Im) que abrange 99.97% dos possíveis valores lidos corresponde a $\pm 3\sigma$, ou seja, em termos de temperatura é de :

$$\pm 3 * 2.48/2.863 = \pm 2.6 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

- Com os valores da tabela 11 foi graficada a função de transferência (figura 29) e a curva de erro (figura 30) para cada canal, fazendo uso do aplicativo “ORIGIN” para Windows, que permite ajustar o grau polinomial das curvas. Quando para um grau do polinômio de quinta ordem obteve-se um coeficiente correlacional aproximadamente igual 1, este valor obteve-se quando o grau polinomial alcançou o quinto ordem.
- Desta maneira, do modelo matemático verifica-se a incerteza da função de transferência (Figura 29), onde cada valor obtido na leitura e aplicada a função de transferência, existe um erro de $Im_1 = \pm 2.6 \text{ } ^\circ\text{C}$.

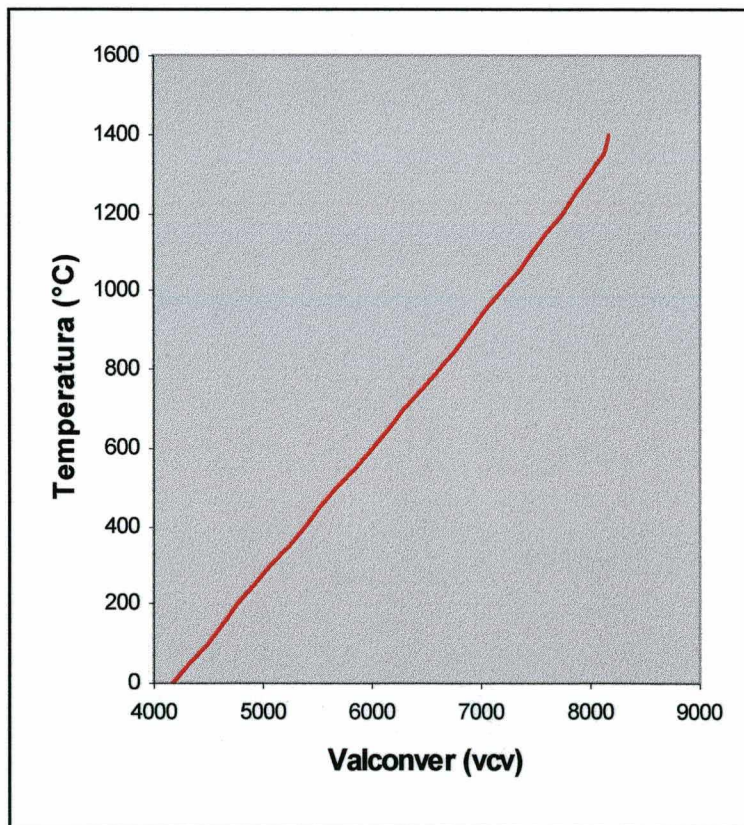


Fig. 29 - Representação gráfica da curva característica de resposta.

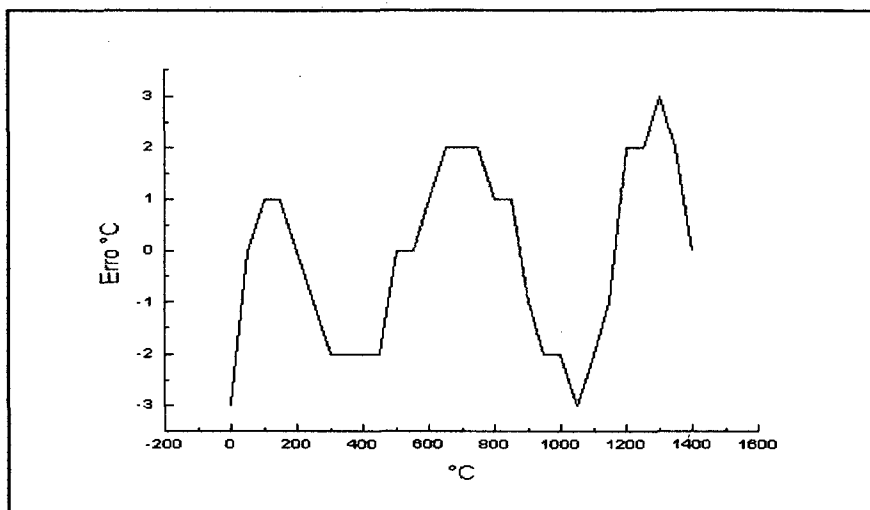


Fig. 30 - Representação gráfica da curva de erro.

A incerteza do termopar tipo K, devido às variações do mesmo entre fabricantes e/ou lotes, é prevista pelas normas como sendo $Im_2 = \pm 2.2 \text{ }^\circ\text{C}$ na faixa de 0 a 1250 $^\circ\text{C}$ [32].

Portanto a incerteza máxima ($Im_{m\acute{a}x}$) do sistema de medição é :

$$Im_{m\acute{a}x} (\pm Im_1 \pm Im_2 \pm \dots) = \sqrt{Im_1^2 + Im_2^2} \quad (12)$$

$$Im_{m\acute{a}x} = \pm 3.4 \text{ }^\circ\text{C}.$$

Assim o mensurando final será :

$$RM = RB \pm Im_{m\acute{a}x} \text{ }^\circ\text{C}$$

onde :

RM; resultado da medição.

RB; resultado base, que corresponde ao valor central da faixa onde deve situar-se o valor verdadeiro do mensurando, obtido com a equação característica de resposta.

$I_{m_{max}}$; incerteza máxima do sistema de medição provocada pelos erros presentes no sistema de medição [26].

6.2 Controle dos Ciclos Térmicos

Passo 1 : Definição da temperatura máxima para produzir a interrupção do relé

Para atingir cada uma das temperaturas máximas dos ciclos térmicos definidos, é preciso conhecer qual é o tempo de referência para desligar o relé, desse modo, o fornecimento de energia é interrompido, devido ao estado inicial do relé que é ativo (fonte fornecendo energia até atingir a temperatura máxima).

O fato de determinar este tempo, que define sua respectiva temperatura máxima de interrupção do relé, ocorre pelo fenômeno térmico produzido no corpo de prova, que é chamado de *inércia térmica*, isto significa na prática que ao terminar de fornecer energia no corpo de prova, este segue aquecendo por um determinado instante de tempo, até atingir a temperatura máxima e começar a etapa de resfriamento do ciclo térmico.

A tabela 12 mostra quais devem ser as temperaturas de referências para desligar o relé de modo a atingir as temperaturas de pico dos ciclos térmicos definidos no item 4.6.

Tabela 12 - Temperaturas de pico para desligar o relé nos ciclos térmicos definidos.

T _{máx} °C	Energia kJ/cm		
	7	14	21
1200	1065	1070	1060
700	570	570	600
600	470	440	500
500	360	400	410
400	260	250	290
300	170	150	205

6.3 Problemas e Soluções encontrados no Controle dos Ciclos Térmicos

Antes da realização dos ensaios finais, dois problemas importantes foram encontrados no controle dos ciclos térmicos, estes são :

- a.- no sinal de aquisição havia acoplado um sinal de ruído;
- b.- ao ativar o relé auxiliar (junto ao computador) na etapa de resfriamento do ciclo térmico, o acionamento do relé da fonte ocorria defasado.

a - Sinal de ruído

O sinal de ruído acoplado ao sinal de aquisição ocorre quando a energia fornecida pela fonte, faz com que o fluxo da corrente que passa pelo corpo de prova produza um campo magnético muito forte. Assim o sinal registrado pelo termopar nesse instante de tempo, leva um sinal indesejável de 60 Hz somado ao sinal de aquisição.

Portanto, para eliminar este sinal indesejável, foi feito um filtro passa-baixa com frequência de corte de 30 Hz da sinal de aquisição, de forma que os sinais com frequências maiores são eliminadas. Este filtro é do tipo R-C (resistência-capacitor), onde o resistor está conectado em série e o capacitor em paralelo ao amplificador e placa INTERDATA, como mostra a figura 31. Assim, o capacitor se comporta em curto quando as frequências são maiores a 30 Hz, enviando os sinais indesejáveis a terra, e aberto em caso contrário.

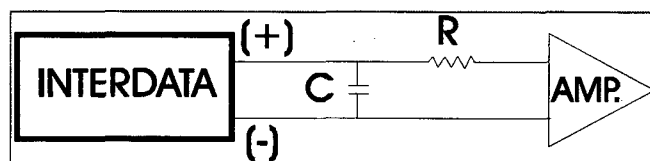


Fig. 31 - Diagrama do circuito elétrico do filtro R-C ($R = 1 \text{ k}\Omega$, $C = 4.7 \text{ }\mu\text{f}/35 \text{ V}$).

Foi utilizado instrumentação disponível no LABSOLDA, tais como multímetro marca Hewlett Packard, modelo 34401AA e marca Tektronik, modelo DM252 multímetro e um gerador de sinais marca tektronik, modelo CFG253 3 MHz.

b - Retardo do ativamente do relé na etapa de resfriamento do ciclo térmico

Como foi explicado no item 4.1.2, o controle de ativar o relé para produzir o retardo na etapa de resfriamento, acontece quando existe uma diferença de ± 20 vcv (ao redor de 8 °C) entre o sinal desejado e o sinal real lido. Assim, quando esta diferença acontece (-20 vcv), o relé auxiliar ligado ao computador é ativado, então, ativa o relé da fonte e esta passa a fornecer energia ao corpo de prova. O tempo de retardo produzido quando são ativados os relés e o fornecimento da energia em um instante de tempo, é de aproximadamente 1 segundo.

Este problema foi detectado visualizando a tela do computador e comprovado através de um osciloscópio marca Fluke, modelo 99 Scopemeter, que permite visualizar os sinais de dois elementos eletrônicos em um mesmo instante de tempo, a do relé auxiliar controlado pelo computador e a de um transformador que se ativa, quando circula uma corrente através dele. A figura 32 mostra a conexão realizada dos dispositivos mencionados no sistema de medição.

As duas entradas registradoras de sinais do osciloscópio estão conectadas da seguinte maneira :

- uma à saída do transformador e à entrada do transformador, nos suportes dos corpos de prova;
- outra no relé auxiliar controlado pelo computador.

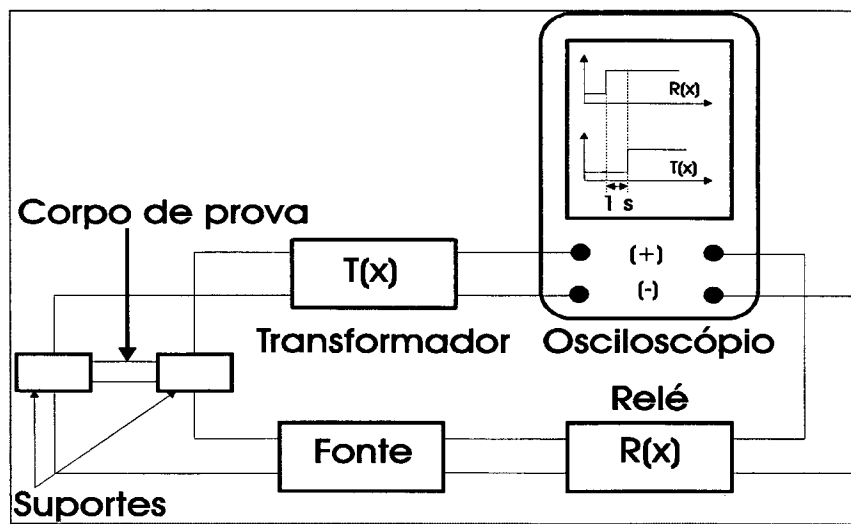


Fig. 32 - Diagrama esquemático da conexão dos dispositivos no sistema de medição.

Dessa maneira, obtém-se uma visualização certa do estado do relé e do transformador em tempo real. Assim, quando se ativa o relé do computador, começa o osciloscópio a registrar o sinal dele (nesse instante de tempo o transformador está em estado aberto ainda, o ideal é que tivesse em estado ativo). Portanto, a fonte é ativada (relé interno da fonte é ativado) e começa a fornecer energia no corpo de prova, ativando o transformador pelo passo da corrente e o osciloscópio registrando o sinal dele, é observado nesse instante de tempo o retardo de 1 s desde que acontece a ativação dos relés e o passo da corrente pelo transformador.

Depois das análises concluiu-se que o problema do retardo, é gerado pelo tempo de ativação do relé interno da fonte (sabendo-se que o tempo de controle do relé é máximo, item 6.2), então o controle direto do fornecimento da energia desde a fonte é através do relé do computador, não é possível diminuir esse tempo máximo do relé da fonte. Além disso, não se dispõe diagrama elétrico da fonte, o que permitiria localizar os elementos que causam o retardo e tentar modifica-los. Isto demanda custos tanto de tempo como de recursos adicionais, os quais não estão envolvidos no

presuposto do projeto. Portanto, é necessário considerar estes problemas nas análises dos resultados e conclusões finais dos ensaios.

VII COMENTÁRIOS FINAIS E CONCLUSÕES

7.1 Sobre o sistema de simulação dos ciclos térmicos

1.- O programa desenvolvido CICLOTER do sistema de aquisição de temperatura constitui-se num “software” de fácil uso e navegação através dos sub-menus e permite realizar a aquisição e controle dos ciclos térmicos representando-os graficamente no instante de tempo que o ciclo térmico foi aplicado no corpo de prova, o que representa uma visão em tempo real.

2.- O sistema de aquisição de temperatura comportou-se confiável e estável, demonstrando que a calibração feita do sistema como um todo proporciona medições que envolvem uma incerteza máxima de ± 3.4 °C. Desse modo, o erro envolvido pode-se considerar não significativo em relação as temperaturas de pico atingidas nos ciclos térmicos.

3.- Comprovou-se no sistema de medição a presença de uma sinal indesejável (ruído) acoplado ao sinal de aquisição, o qual foi eliminado através de um filtro do tipo R-C, assegurando que as freqüências superiores a 30 Hz sejam eliminadas, portanto, o sinal de aquisição é limpo para logo ser codificado pela placa INTERDATA e processado pelo programa CICLOTER.

4.- Comprovou-se a presença de um tempo de retardo (1 s) na ativação do relé da fonte de energia. Não foi possível diminuir esse tempo devido especificamente as características elétricas da fonte, isto é, um dispositivo com tecnologia antiga, onde os custos envolvidos para a atualização dos componentes estiveram fora do projeto, mais foi o suficiente para garantir a pesquisa.

5.- Por último, a simulação de ciclos térmicos demonstrou ser uma ferramenta confiável e efetiva para o controle remoto (via computador) dos ciclos térmicos, permitindo controlar a velocidade de resfriamento quando é aplicado um ciclo térmico (etapa de resfriamento).

7.2 Sobre a simulação dos ciclos térmicos

Os ensaios realizados no sistema de simulação dos ciclos térmicos permitiram a obtenção de dados experimentais cuja avaliação com base nas propostas da literatura para previsão do efeito de revenido, permite as seguintes conclusões :

1.- Verificou-se que a aplicação de um segundo ciclo térmico sobre o material já temperado produz um forte efeito de revenido, quanto maior for a energia de soldagem fornecida e quanto mais alta a temperatura de pico atingida (abaixo da zona intercrítica, $T_{pc} < A_{c1}$). Um segundo ciclo térmico a temperaturas máximas nominais de 600 ou 700 °C, logo abaixo de A_{c1} , com energia imposta de 21 kJ/cm, permite as melhores condições de revenido no metal base. A microestrutura constitui-se de martensita revenida com dureza dentro do limite permitido, entre 250 e 350 HV, para evitar corrosão sob tensão e trincas a frio, respectivamente.

2.- O parâmetro de Dorn (P_2), proposto para tratamento por pulsos térmicos, descreve o efeito de revenido associado a ciclos térmicos, melhor que o parâmetro de Hollomon-Jaffe (P_1). Apesar que o coeficiente de correlação baixo e o desvio padrão elevado permitem afirmar que os resultados obtidos através dos parâmetros P_1 e P_2 satisfazem aos resultados esperados e portanto, confirma-se que parâmetro de Dorn é o mais adequado para prever os efeitos dos ciclos térmicos de soldagem.

3.- Por último, verificou-se através destes parâmetros que o revenido a temperaturas de 600 ou 700 °C é mais que suficiente para reduzir a dureza na *ZTA* a valores abaixo de 350 HV. Isto indica que um segundo ciclo térmico aplicado é uma efetiva forma de redução dos níveis de dureza na *ZTA*.

VIII PROPOSTA PARA TRABALHOS FUTUROS

- Otimizar o sistema desenvolvido de simulação de ciclos térmicos com tecnologia mais avançada, assim como dispositivo com maior velocidade de processamento de dados e capacidade de memória (“hardware”), fonte de energia com controle remoto microprocessado para seleção de processos e ajustes das variáveis, de dispositivos de aquisição e controle de maior precisão, de modo que o sistema possa ser uma ferramenta muito mais confiável.
- Utilizar parâmetros mais adequados que permitam avaliar mais efetivamente a previsão do efeito de revenido da ZTA dos ciclos térmicos de soldagem.
- Adequar o sistema de simulação para permitir a simulação de ciclos térmicos de soldagem com temperaturas de interpasse elevada, tempo de pre-aquecimento e pós aquecimento.

REFÊRENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- 1- GRONG O.; Metallurgical Modelling of Welding, The Institute of Materials. London 1994
- 2- FRIEDMAN L. M., BAILEY N.; Development and Assessment of Procedures for Repair Welding of Cr-Mo Steels without PWHT. Final Report J6085-23-91, january 14, 1992.
- 3- BOWKER J.T.; Temper-bead Weld Repair in Cr-Mo Steels. CANMET/IIW Doc. IX-1633-91.
- 4- PRIES DE OLIVEIRA S., CORRÊA J. A. S., BUSCHINELLI A. J. A.; Análise de Técnicas de Reparo sem TTPS. Anais do XVII Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem, Recife, 1991.
- 5- NIÑO C. E., CORRÊA J. A. S., BUSCHINELLI A. J. A.; Técnicas de Reparo por Soldagem em Aços 5Cr-0.5Mo. Revista Soldagem e Materiais, vol 4 n 2, abril/junho 1992.
- 6- PARKER J. D., PARSONS A. W. J.; The Tempering Performance of Low-Alloy Steel Weldments. Department of Materials Engineering. University College of Swansea. Singleton Park, Swansea. 1993.
- 7- ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section XI, Article IWB-4000: Repair Procedures.
- 8- CORTÉS R. S.; P. Estudo da Queda de Resistência na Zona Afetada pelo Calor da Soldagem de Aço Microligado ao Niobio. Depto. De Mecânica, Área de Fab. – LABSOLDA, UFSC. 1987.
- 9- QUITES A. M., DUTRA J. C.; Tecnologia da Soldagem Arco Voltaico. Departamento de Engenharia Mecânica. LABSOLDA – UFSC. Fpolis, 1979.
- 10- ADAMS C. M., CHAIRMAN Jr.; Heat Flow in Welding. University of Cincinnati. USA, 1980.

- 11- EASTERLING K.; Introduction to the Physical Metallurgy of Welding. B. British Library Cataloguing in Publication Data. London, 1983.
- 12- NATAL Y. D.; Soldabilidade de Aços de Alta Resistência Baixa Liga. Programa de Cursos Modulares em Tecnologia de Soldagem – ABS. São Paulo, 1986.
- 13- SAVAGE W.F.; Evolution of the Gleeble. Weld Thermal Simulators for Research and Problem Solving.
- 14- ALCOFORADO REBELLO J. M.; Curso de Tecnologia da Soldagem-Parte I. Departamento de Engenharia Metalúrgica. Escola de Engenharia da UFRJ, 1987.
- 15- ROSENTHAL, D.; Weld, J., 20:220s, 1941.
- 16- VALEARIANA, A. de S.; Metalurgia Geral, Vol. II. Laboratório Nacional de Engenharia Civil. Lisboa, 1981.
- 17- CHIAVERINI V.; Aços e Ferros Fundidos. Associação Brasileira de Metais. São Paulo, 1984.
- 18- OLSON K., OLSON D. L. e CHISTENSEN N.; Weld bead Tempering of the Heat - Affected - Zone. Scandinavian Journal of Metallurgy II. USA. 1982.
- 19- NIPPES E. F., SAVAGE W. F.; Weld. J., 28:534s, 1949.
- 20- KOU S.; Welding Metallurgy. Wiley-Interscience Publication. USA, 1987.
- 21- NIPPES E. F., SAVAGE W. F., BASTIAN B. J., MASON H. F., CURRAN R. M.; Weld. J., 34:183s, 1955.
- 22- NIPPES E. F., SAVAGE W. F., GROTKE G. E.; Weld. Res. Council Bull. 33, 1957.

-
- 23- WIDGERY D. J.; Weld Thermal Simulators for Research and Problem Solving. Welding Institute, Cambridge, U. K, 1972.
- 24- DOLBY R. E., WIDGERY D. J.; Weld Thermal Simulators for Research and Problem Solving. Edited by R. E. DOLBY. Welding Institute, Cambridge, U. K, 1972.
- 25- Manual do Usuário da Placa de Aquisição de Dados e Comando de Equipamentos, Sisdatasolda/Labsolda - UFSC, Fpolis. Setembro 1995.
- 26- GONÇALVES Jr. A. A.; Metrologia. Laboratório de Metrologia e Automatização Departamento de Engenharia Mecânica. UFSC. Fpolis, 1996.
- 27- Manual do Programa de Simulação de Ciclos Térmicos-CICLOTER. Labsoda - UFSC, Fpolis, 1998.
- 28- DE FERRI, Metallographia II. Max – Planck Institut für Eisenforschung, Verlag Stahleisen M. B. H. European Coal and Steel Community, Luxemburg, 1996.
- 29- MEHL ROBERT F.; Metal Handbook. Atlas of Microstructures of Industrial Alloys Vol. 7, 8th Edition. American Society for Metal, Metal Park, Ohio, 1973.
- 30- COLPHERT HUBERTUS.; Metalografia dos Produtos Siderúrgicos Comuns. Instituto de Pesquisas Tecnológicas. Editora Edgar Blücher Ltda. São Paulo, 1969.
- 31- ALBERRY, P. J.; Computer Model for Multipass Repair Welds Ion SA508 class 2 Alloy. Welding Research Supplement, 1989.
- 32- GÜTHS S.; Instrumentação em Ciências Térmicas. Laboratório de Meios Porosos e Propriedades Termofísicas de Materiais. Departamento de Engenharia Mecânica. UFSC. Fpolis, 1996.

-
- 33- CHALLENGER K. D., BRUCKER R. B., ELGER W. M., SOREK M. J.; Microstructure – Thermal History Correlations for HY – 130 Thick Section Weldments. Welding Research Supplement. 1984.
- 34- BOHORQUEZ C. E. N., BUSCHINELLI A. J. A.; Previsão da Dureza Máxima na Zona Afetada pelo Calor. Suplemento de Pesquisa-XV ENTS.São Paulo.1989.
- 35- KIEFER J. H.; Bead Tempering Effects on FCAW heat-Affected Zone Hardness. Welding Research Supplement.
- 36- DIETER G.; E. Metalurgia Mecânica. Editora Guanabara Koogan S. A. Rio de Janeiro, 1981.
- 37- CHRISTENSEN N., DAVIES V. de L., and GJERMUNDSON K. Br.; Weld. J., 12:54, 1965.
- 38- USHIO M., ISHMIMURA T., MATSUDA F. and ARATA Y.; Trans. Jpn. Weld. Res. Inst., 6:1, 1977.
- 39- CROWE T. B., HINSELY J. F., J. Inst. Met., vol, 72, pp. 14. 1946.
- 40- INGERSON W. E.; Am. Soc. Test. Mater. Proc., vol. 39, pp. 1281 – 1291. 1939.
- 41- VAN VLACK LAWRENCE H.; Principios de Ciencias dos Materiais. Departamento de Engenharia Química e Metalúrgica. Universidade de Michigan. Editora Edgard Blücher Ltda. São Paulo, 1970.
- 42- SUZUKI H.; Comparison of Carbon Equivalentents for Steel Weldability. Nipon Steel Corporation, Japan IIW Doc. IX - 1306 - 84. March 1984.
- 43- YURIOKA N.; Weldability of Offshore Structure Steels. Nippon Steel Corporation, R & D Laboratories - II Fuchinobe 5 - 10 - 1, Sagamihara, 229 Japan, May 1992.

-
- 44- MASUBUCHI k.; Analysis of Welded Structures. International Series on Materials Science and Technology, vol. 33. Great Britain, 1980.
- 45- TERASAKI T, AKIYAMA T.; Chemical Compositions and Welding Procedures to Avoid Cold Cracking. Proc. International Conference on Joining of Metals, Denmark, April 1984.
- 46- CHAN B., BIBBY M. J, GOLDAK J. A.; A Software System for Computing the HAZ Hardness after Post Weld Heat Treatment – II. Department of Mechanical and Aerospace Engineering Carleton University, Ottawa – Canada, 1991.
- 47- DOLBY R. E., WIDGERY D. J.; The Simulation of HAZ Microstructures. Weld Thermal Simulators for Research and Problem Solving. 1970.
- 48- RAMOS L. A. M., ZARO M. A. e DIAS R L.; Termopares, Teoria e Prática, Porto Alegre, 1986.
- 49- MARANHO OSSIMAR.; Influência da Preparação da Superfície na Aderência de Revestimentos de Alumínio Depositados por Aspersão Térmica a Chama.. Depto. De Mecânica, Área de Fab. – LABSOLDA, UFSC. 1996.
- 50- PALMA J. A, TIMERMAN R.; Ciencia y Técnica de la Soldadura. Ediciones CONARCO. Buenos Aires, 1983.