

UNESP
Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá

Guaratinguetá
2002



***"Influência da Solda a Arco Elétrico
Com Eletrodo Revestido AWS E 7018 Na
Vida Em Fadiga do Aço SAE 1020 –
Estudo de Caso"***

HAROLDS WILSON LOURENÇO SILVA

192

CARO LEITOR NÃO
RISQUE O LIVRO

HAROLDS WILSON LOURENÇO SILVA

INFLUÊNCIA DA SOLDA A ARCO ELÉTRICO COM
ELETRODO REVESTIDO AWS E 7018 NA VIDA EM FADIGADO
AÇO SAE 1020 - ESTUDO DE CASO

Dissertação apresentada à Faculdade de
Engenharia do Campus de Guaratinguetá,
Universidade Estadual Paulista, para
obtenção do título de Mestre em Engenharia
Mecânica na área de Projeto e Materiais.

Orientador: Prof. Dr. Mauro Pedro Peres.

Co-Orientador: Prof. Dr. Herman Jacobus Cornelis Voorwald.

00503

503

Guaratinguetá
2002

FACULDADE DE ENGENHARIA
DE GUARATINGUETÁ
BIBLIOTECA



S586i Silva, Harolds Wilson Lourenço
Influência da solda a arco elétrico com eletrodo revestido AWS E-7018 na vida em fadiga de aço SAE 1020 – estudo de caso / Harolds Wilson Lourenço Silva . – Guaratinguetá : [s.n.], 2002
118f.: il.

Bibliografia: f. 114-116
Dissertação (mestrado) – Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, 2002

Orientador: Prof. Dr. Mauro Pedro Peres

Co-orientador: Prof Dr. Herman Jacobus Cornelis Voorwald

1. Fadiga do aço I. Título

CDU 620.178.3

**“INFLUÊNCIA DA SOLDA A ARCO ELÉTRICO COM ELETRODO
REVESTIDO AWS E 7018 NA VIDA EM FADIGA DO AÇO SAE 1020 –
ESTUDO DE CASO”**

HAROLDS WILSON LOURENÇO SILVA

**ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA ADEQUADA PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO
DE**

“MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA”

**ESPECIALIDADE: ENGENHARIA MECÂNICA
ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: PROJETOS E MATERIAIS**

APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO



Prof. Dr. José Luz Silveira
Coordenador

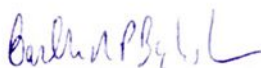
BANCA EXAMINADORA:



Prof. Dr. MAURO PEDRO PERES
Orientador / Unesp-Feg



Prof. Dr. RUIS CAMARGO TOKIMATSU
Unesp-IS



Prof. Dr. CARLOS ANTONIO REIS PEREIRA BAPTISTA
FAENQUIL

Dezembro de 2002

DADOS CURRICULARES

HAROLDS WILSON LOURENÇO SILVA

NASCIMENTO: 28 de julho de 1965, CACHOEIRO DE ITAPEMIRIM / ES

FILIAÇÃO: Wilson Rosa da Silva
Zélia Maria Lourenço da Silva

1991/1995: Curso de Graduação em Engenharia Civil,
Universidade de Taubaté – Taubaté / SP

1984/1988: Curso de Graduação em Engenharia Mecânica,
Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá
FEG/UNESP – Guaratinguetá / SP

1980/1982: 2º Grau
Colégio Momento II
Cachoeiro de Itapemirim / ES



Aos meus pais, **Wilson** e **Zélia** , irmãs Maria Aparecida, Nadir e Ysa Mara, minha esposa Maria do Amparo, minha filha Harithian e aos meus amigos, pelo amor, carinho, dedicação e compreensão.



AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente à Deus, por ter me proporcionado sabedoria, compreensão, otimismo e discernimento.

A realização deste trabalho só foi possível graças à colaboração direta e indireta de muitas pessoas. Os meus mais sinceros agradecimentos e gratidão a todas, e especialmente:

Ao Prof. Dr. Mauro Pedro Peres, não só pela excelente orientação científica, tecnológica, pedagógica, profissional e de vida, mas pela sua amizade, incentivo, empenho, dedicação e confiança, para que este trabalho viesse a ser realidade.

Ao Prof. Dr. Herman Jacobus Cornelis Voorwald, exemplo de conduta, vida sabedoria, caráter e competência.

Ao Eng. Francisco Antonio Souza Manso, pela oportunidade e colaboração, na realização de mais uma meta de minha vida.

Ao Eng. Prof. Célio Pacheco de Siqueira, pelo apoio, importante colaboração, ensinamentos, otimismo e principalmente, pela coragem de inovar.

Ao Eng. Pedro Nolde e ao Eng^o Manoel Carvalho Brito, pelo incentivo e confiança no desenvolvimento das habilidades técnicas.

Aos amigos, Manoel Francisco do Santos Filho (FEG/UNESP), José Manoel Bernades (FEG/UNESP), Wilson Roberto Monteiro (FEG/UNESP), Célio José de Souza (FEG/UNESP), Rosinei Batista Ribeiro (DEMAR/FAENQUIL), Francisco de Paiva Reis (DEMAR), Renato Chaves Souza (DEMAR/FAENQUIL), Normando Marth Pazim (FIC), Paulo Aurélio Santos (FIC), Anderson de Oliveira Neves (INPE), Marcos Antônio Bessa (MAXION), Luiz Antônio Rossetti (MAXION), José Camilo da Silva (MAXION), Paulo Cesar de Abreu (MAXION), Benedito Sávio Leite (MAXION), Luiz Fernando de Campos (MAXION), Marcelo Batista de Oliveira (MAXION), Claudomiro José da Silva (MAXION), Clemínio Saturnino Alves (CEMILC), José Milton da Silva (CEMILC), com quem aprendi a acreditar que podemos vencer obstáculos, a fim de atingir objetivos para a verdadeira concretização dos nossos ideais, e a todas as pessoas que, indiretamente, contribuíram com seu incentivo, para a realização deste trabalho.

“Uma coisa pedi ao SENHOR e a buscarei:
que possa morar na Casa do SENHOR todos os dias
da minha vida, para contemplar a formosura do
SENHOR e aprender no seu templo”.

Salmos 27:4



SILVA, H. W. L. Influência da solda a arco elétrico com eletrodo revestido AWS E 7018 na vida em fadiga do aço SAE 1020 (estudo de caso). 2002, 118f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica – Projeto e Materiais), Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá.

RESUMO

Neste trabalho são avaliados o comportamento da resistência à fadiga e a taxa de propagação de trincas na estrutura de uma prensa mecânica excêntrica, sujeita a solicitações cíclicas, após a recuperação da mesma por solda a arco elétrico, utilizando eletrodo AWS E 7018. Para tanto, foram feitos ensaios determinando a vida em fadiga e a taxa de propagação das trincas, para o metal base, do metal base com solda e também da zona afetada pelo calor (ZAC) nos sentidos longitudinal e transversal ao de laminação. Com estes ensaios, foi possível obter as curvas de fadiga σ -log N e as curvas da taxa de propagação da trinca $a \times N$. Em todos os casos, foram utilizados os recursos da microscopia eletrônica de varredura, para verificar as superfícies fraturadas. A principal importância deste estudo está no caso de que, quando surgirem trincas na estrutura desta prensa, possa-se prever, com segurança, o tempo de funcionamento da mesma sem que haja o comprometimento de sua estrutura.

PALAVRAS CHAVES: Aço SAE 1020, solda, propagação de trinca, fadiga.



SILVA, H. W. L. Influence of the weld done by electric arc with recovered electrode AWS E 7018 in the fatigued life of the steel SAE 1020 (study of case). 2002, 118fls. Dissertation (Master's degree in Mechanical Engineering - Project and Materials), University of Engineering of the Campus of Guaratinguetá, State University, Guaratinguetá.

ABSTRACT

In this work, it is evaluated the behaviour of the resistance fatigue and the race of propagation of cracks in the structure of an eccentric mechanics press, submitted to cyclical solicitations, after the recuperation of the same one using weld done by electric arc, utilizing electrode AWS E 7018. For this, attempts defining the life in fatigue and the race of propagation of the cracks, for the base metal, with weld and also from the affected zone by heat (ZAC) in the longitudinal and transverse positions to the lamination. With these attempts, it was possible to get the curves of fatigue σ -log N and the curves of race of propagation of the crack a x N. In all cases, resources of the electronic microscopy of sweeping were used, to check the cracked surfaces. The main importance of this work, is the case of, when cracks appear in the structure of this press, we can foresee, safety the time of functioning of it without endangering its structure.

KEY WORDS: Steel SAE 1020, weld, crack propagation, fatigue.



SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS

LISTA DE TABELAS

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

LISTA DE SÍMBOLOS

Resumo

Abstract

1	INTRODUÇÃO E OBJETIVOS.....	20
2	REVISÃO DA LITERATURA.....	26
2.1	Prensas.....	26
2.1.1	Prensas Mecânicas Excêntricas.....	27
2.1.2	Porcas Hidráulicas.....	32
2.1.3	Shear-plate (Disco de ruptura).....	34
2.1.4	Cushions (Almofada).....	34
2.1.5	Contra Balanço.....	38
2.1.6	Sistema freio – embreagem.....	39
2.1.7	Extratores do cabeçote.....	41
2.2	Classificação do Aço Carbono.....	42
2.3	União por Solda.....	43
2.3.1	Processo de soldagem no aço carbono.....	43
2.3.2	Pré-aquecimento na soldagem.....	44
2.3.3	Pós-aquecimento.....	45
2.3.4	Tratamento térmico de Alívio de tensões.....	45
2.3.5	Eletrodo revestido.....	47

2.3.6	Descontinuidade.....	49
2.4	Fadiga.....	52
2.4.1	Ciclo de tensões.....	54
2.4.2	O Mecanismo de falha por fadiga.....	55
2.4.3	Ruptura final.....	59
2.4.4	Curvas σ - N.....	59
2.5	Mecânica da fratura.....	62
2.5.1	Modo de abertura da trinca.....	63
2.5.2	Fator intensidade de tensão.....	64
2.5.3	Campo plástico na ponta da trinca.....	68
2.5.4	Aspecto da fratura.....	70
2.5.5	Propagação da trinca por fadiga.....	71
3	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	75
3.1	Material.....	75
3.2	Realização da solda	75
3.3	Tratamento térmico de alívio de tensões.....	76
3.4	Ensaio de tração convencional.....	77
3.5	Ensaio de dureza.....	79
3.6	Ensaio de rugosidade.....	80
3.7	Análise metalográfica.....	80
3.7.1	Microscopia óptica.....	80
3.7.2	Microscopia eletrônica de varredura.. ..	81
3.8	Ensaio de fadiga	81
3.9	Ensaio de propagação de trinca por fadiga	84
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	88
4.1	Análise química dos materiais.....	88
4.1.1	Aço SAE 1020.....	88

4.1.2	Eletrodo AWS E 7018.....	88
4.2	Análise do ensaio de tração.....	89
4.3	Medida de dureza Vickers.....	91
4.4	Análise metalográfica.....	95
4.4.1	Análise micrográfica.....	95
4.4.2	Microscopia óptica.....	96
4.5	Ensaio de fadiga.....	99
4.6	Ensaio de propagação de trinca por fadiga.....	103
4.7	Microscopia eletrônica de varredura.....	110
5	CONCLUSÃO.....	113
6	BIBLIOGRAFIA.....	114
7	ANEXO.....	117

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1.1 - Prensa mecânica excêntrica de 5200 toneladas.....	20
FIGURA 1.2 - Trinca na estrutura da mesa fixa localizada no sub solo da prensa mecânica excêntrica.....	21
FIGURA 1.3 - Estimativa do dano na estrutura do subsolo.....	21
FIGURA 1.4 - Remoção da trinca utilizando eletrodo de grafite.....	22
FIGURA 1.5 - Preparação da abertura da trinca para soldagem.....	22
FIGURA 1.6 - Deposição de material de adição	23
FIGURA 1.7 - Alívio de tensão.....	23
FIGURA 1.8 - Resultado do processo de recuperação.....	24
FIGURA 2.1 - Esquema de geração de força de uma prensa hidráulica.....	26
FIGURA 2.2 - Esquema de prensa mecânica excêntrica.....	27
FIGURA 2.3 - Esquemas das partes principais de uma prensa mecânica.....	29
FIGURA 2.4 - Caixa de redução.....	30
FIGURA 2.5 - Mecanismo de regulagem do cabeçote móvel.....	31
FIGURA 2.6 - Esquema de travamento das partes de uma prensa mecânica.....	32
FIGURA 2.7 - Porca hidráulica.....	33
FIGURA 2.8 - Shear-plate (disco de ruptura).....	34
FIGURA 2.9 - Cushion (almofada).....	35
FIGURA 2.10 - Operação de estampagem de um blank.....	36
FIGURA 2.11 - Operação de estampagem de um blank sem cushion (almofada).....	36
FIGURA 2.12 - Operação de estampagem de um blank com cushion (almofada).....	37
FIGURA 2.13 - Esquema do contra balanço.....	39
FIGURA 2.14 - Esquema do sistema torcpac.....	40
FIGURA 2.15 - Esquema do sistema de extração.....	41
FIGURA 2.16 - Esquema do princípio da soldagem por arco.....	44
FIGURA 2.17 - Gráfico de redução de tensão versus temperatura dado tempo de permanência.....	46
FIGURA 2.18 - Efeito do aquecimento na junta soldada.....	47

FIGURA 2.19 - Eletrodo revestido.....	47
FIGURA 2.20 - Esquema do mecanismo da solda com eletrodo revestido.....	48
FIGURA 2.21 - Desenho esquemático de descontinuidades.....	49
FIGURA 2.22 - Fluxograma da vida em fadiga.....	52
FIGURA 2.23 - Ciclos de tensões de fadiga: (a) tensão alternada; (b) tensão flutuante; (c) tensão aleatória.....	54
FIGURA 2.24 - Mecanismo de formação de microdeformação de Cottrell e Hull.....	56
FIGURA 2.25 - Mecanismo de formação de microdeformação de Wood.....	57
FIGURA 2.26 - Estágios de crescimento da trinca.....	58
FIGURA 2.27 - Representação esquemática da fratura por fadiga.....	59
FIGURA 2.28 - Forma típica de curva $\sigma - N$	61
FIGURA 2.29 - Sistema de solicitação de uma trinca.....	64
FIGURA 2.30 - Distribuição de tensão na ponta da trinca em uma placa infinita.....	65
FIGURA 2.31 - Representação esquemática da zona plástica na ponta da trinca.....	69
FIGURA 2.32 - Variação da tenacidade à fratura com a espessura da placa.....	71
FIGURA 2.33 - Curvas esquemáticas de crescimento da trinca versus números de ciclos.....	72
FIGURA 2.34 - Regiões envolvidas na propagação da trinca.....	73
FIGURA 3.1 - Placas preparadas com chanfro em duplo V para reprodução do Processo de solda utilizado na recuperação da estrutura.....	75
FIGURA 3.2 - Tratamento térmico.....	76
FIGURA 3.3 - Registrador gráfico.....	77
FIGURA 3.4 - Corpos de prova para ensaios de tração.....	77
FIGURA 3.5 - Geometria e dimensões do corpo de prova para ensaio de tração.....	78
FIGURA 3.6 - Fixação do extensômetro ao corpo de prova.....	78
FIGURA 3.7 - Durômetro universal Wolpert.....	79
FIGURA 3.8 - Durômetro para dureza Vickers.....	79
FIGURA 3.9 - Rugosímetro.....	80
FIGURA 3.10 - Microscópio óptico utilizado na análise da microestrutura do material em estudo.....	80

FIGURA 3.11 - Microscópio eletrônico de varredura utilizado na análise da fratura do material em estudo.....	81
FIGURA 3.12 - Geometria e dimensão do corpo de prova para ensaio da vida em fadiga.....	82
FIGURA 3.13 - Corpos de prova confeccionados para o ensaio da vida em fadiga.....	82
FIGURA 3.14 - Corpos de prova rompidos por fadiga e suas superfícies fraturadas protegida com esmalte.....	83
FIGURA 3.15 - Corpos de prova sendo ensaiado na MTS – 810 para a determinação da vida em fadiga.....	83
FIGURA 3.16 - Equipamento MTS – 810 realizando ensaio da vida em fadiga.....	84
FIGURA 3.17 - Equipamento de Eletroerosão.....	84
FIGURA 3.18 - Geometria e dimensão do corpo de prova para ensaio de propagação de trinca por fadiga, espessura de 3mm.....	85
FIGURA 3.19 - Confeção da trinca inicial pelo equipamento de eletroerosão.....	86
FIGURA 3.20 - Crescimento da trinca por fadiga.....	86
FIGURA 3.21 - Leitura da trinca por fadiga utilizando microscópio óptico.....	87
FIGURA 3.22 - MTS – 810 com microscópio óptico acoplado para leitura	87
FIGURA 3.23 - Braço de comando da MTS – 810 para diminuir a frequência para leitura do crescimento da trinca.....	87
FIGURA 4.1 - Curva tensão-deformação do metal base sentido longitudinal (MBSL).....	89
FIGURA 4.2 - Curva tensão-deformação do metal base sentido transversal (MBST).....	89
FIGURA 4.3 - Curva tensão-deformação do metal soldado sentido longitudinal (MSSL).....	90
FIGURA 4.4 - Curva tensão-deformação do metal soldado sentido transversal (MSST).....	90
FIGURA 4.5 - Regiões onde foram feitas as medidas de dureza do material com alívio de tensões.....	91
FIGURA 4.6 - Medidas de dureza vickers (HV) no MAS, ZAC e MBSL, segundo a norma ASTM E –384/94.....	91
FIGURA 4.7 - Regiões onde foram feitas as medidas de dureza do material sem alívio de tensões.....	92
FIGURA 4.8 - Medidas de dureza vickers (HV) no MAS, ZAC e MBSL, segundo a norma ASTM E –384/94.....	92
FIGURA 4.9 - Amostra do MBST e do 4BSL.....	93

FIGURA 4.10 - Medidas de dureza vickers (HV) no MBST e no MBSL, segundo a norma ASTM E -384/94.....	93
FIGURA 4.11 - Micrografia da amostra do material retirado da estrutura da prensa com aumento de 100X.....	95
FIGURA 4.12 - Micrografia da amostra do material retirado da estrutura da prensa com aumento de 200X.....	95
FIGURA 4.13 - Estrutura ferrítica com aproximadamente 25% de grãos perlítico, textura apresenta-se “bandeada” (alinhada).....	96
FIGURA 4.14 - Mesma região apresentada na figura 4.16 com maior aumento, apresentando alguns grãos de perlita lamelar.....	96
FIGURA 4.15 - No aumento de 50x mostra a visualização do metal base, ZAC e metal de adição, enquanto 100x denota-se áreas de granulação alterada pelo calor.....	97
FIGURA 4.16 - Nota-se leve esboroamento da perlita em função do aquecimento imposto durante o processo de soldagem (ZAC).....	97
FIGURA 4.17 - Metal de adição caracterizando a poça de fusão com orientação dendrítica...	97
FIGURA 4.18 - Foto evidenciando metal base, ZAC e solda com dois passos.....	98
FIGURA 4.19 - Refino do grão devido ao calor gerado pela sobreposição do cordão de solda.....	98
FIGURA 4.20 - Normalização do núcleo de solda (metal de adição) evidenciando estrutura de granulação normalizada (refinada) em função do segundo passo da solda.....	98
FIGURA 4.21 - Curva de fadiga do metal base sentido longitudinal ao de laminação $\sigma - \log N$	99
FIGURA 4.22 - Curva de fadiga do metal base sentido transversal ao de laminação $\sigma - \log N$	100
FIGURA 4.23 - Curva de fadiga do metal soldado sentido longitudinal ao de laminação $\sigma - \log N$	100
FIGURA 4.24 - Curva de fadiga do metal soldado sentido transversal ao de laminação $\sigma - \log N$	101
FIGURA 4.25 - Curvas de fadiga nas quatro condições.....	101

FIGURA 4.26	- Gráfico dos pontos experimentais do ensaio de propagação de trinca por fadiga MBSL $R=0,1$	103
FIGURA 4.27	- Gráfico obtido através do ensaio de propagação de trinca por fadiga MBSL $R=0,1$	103
FIGURA 4.28	- Gráfico dos pontos experimentais do ensaio de propagação de trinca por fadiga MBST $R=0,1$	104
FIGURA 4.29	- Gráfico obtido através do ensaio de propagação de trinca por fadiga MBST $R=0,1$	104
FIGURA 4.30	- Gráfico dos pontos experimentais do ensaio de propagação de trinca por fadiga MSSL $R=0,1$	105
FIGURA 4.31	- Gráfico obtido através do ensaio de propagação de trinca por fadiga MSSL $R=0,1$	105
FIGURA 4.32	- Gráfico dos pontos experimentais do ensaio de propagação de trinca por fadiga MSST $R=0,1$	106
FIGURA 4.33	- Gráfico obtido através do ensaio de propagação de trinca por fadiga MSST $R=0,1$	106
FIGURA 4.34	- Gráfico dos pontos experimentais do ensaio de propagação de trinca por fadiga MAS $R=0,1$	107
FIGURA 4.35	- Gráfico obtido através do ensaio de propagação de trinca por fadiga MAS $R=0,1$	107
FIGURA 4.36	- Gráfico de todos os pontos experimentais do ensaio de propagação de trinca por fadiga com $R=0,1$	108
FIGURA 4.37	- Gráfico obtido de todos os ensaios de propagação de trinca por fadiga com $R=0,1$	108
FIGURA 4.38	- Superfície de ruptura do ensaio de tração.....	110
FIGURA 4.39	- Superfície fraturada por fadiga.....	110
FIGURA 4.40	- Superfície fraturada por propagação de trinca por fadiga do material base.....	111
FIGURA 4.41	- Superfície fraturada por propagação de trinca por fadiga do metal de adição de solda.....	112

LISTA DE TABELAS

TABELA 2.1 - Classificação de aços carbonos.....	42
TABELA 3.1 - Medidas e intensidade de corrente.....	76
TABELA 4.1 - Composição química do aço SAE 1020.....	88
TABELA 4.2 - Composição química eletrodo AWS E 7018.....	88



LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	American Iron and Steel Institute
ASTM	American Society of Testing Materials
DEMAR	Departamento de Engenharia de Materiais
FAENQUIL	Faculdade de Engenharia Química de Lorena
FEG	Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
PMI	Ponto Morto Inferior
PMS	Ponto Morto Superior
SAE	Society of Automotive Engineers
ZAC	Zona Afetada pelo Calor
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
PETROBRÁS	Petróleo Brasileiro

LISTA DE SÍMBOLOS

$\frac{da}{dN}$	Taxa de crescimento da trinca
%C	Porcentagem de carbono no aço
a	Comprimento da trinca
a_0	Comprimento da trinca inicial
$a_{crit.}$	Comprimento da trinca crítica
a_d	Comprimento da trinca detectável
C, n	Constantes do material
Cu	Cobre
e	Espessura
gpm	Golpes por minuto
Hp	Horsepower
HRA	Dureza Rockwell A
Hz	Hertz
in	Polegada
K	Fator intensidade de tensão
K_I	Fator intensidade de tensão modo I
K_{IC}	Fator intensidade de tensão crítico no modo I
K_{II}	Fator intensidade de tensão modo II
K_{III}	Fator intensidade de tensão modo III
mm	Milímetro
Mn	Manganês
N	Número de ciclos
N_n	Número de ciclos para nucleação da trinca
N_p	Número de ciclos para propagação da trinca
°C	Graus Celsius

P	Fósforo
Ta	Temperatura de pré-aquecimento
psi	Libras por polegada quadrada
R	Razão de tensão
Ra	Rugosidade média
r_p	Raio plástico
rpm	Rotações por minuto
Rt	Rugosidade total
Ry	Rugosidade máxima
Rz	Rugosidade média
S	Enxofre
Si	Silício
t	Espessura
Ton	Tonelada
Y	Fator de forma
ΔK	Variação do Fator intensidade de tensão
$\Delta\sigma$	Variação de tensão
σ	Tensão
σ_a	Tensão alternada
σ_e	Limite de escoamento
σ_m	Tensão média
$\sigma_{m\acute{a}x.}$	Tensão máxima
$\sigma_{m\acute{i}n.}$	Tensão mínima
θ	Ângulo

1 – INTRODUÇÃO E OBJETIVOS

1.1 – Estudo de caso

No aparecimento de falhas por propagação de trincas surge a necessidade de se estudar e elaborar um controle de previsão de falhas na estrutura, com uma margem de segurança para que não ocorram falhas catastróficas. Com isto, torna-se necessário saber se o processo de recuperação da falha na estrutura da máquina, ou parte dela, no caso específico, sendo esta recuperação feito por solda, resultará no aumento ou não da resistência à propagação de trincas por fadiga.

A prensa em estudo é como mostra a Figura 1.1, trata-se de uma prensa excêntrica mecânica com capacidade de prensagem de 5200 toneladas e pertence à indústria MAXION Componentes Estruturais S. A..



Figura 1.1 – Fotografia da prensa excêntrica mecânica – estudo de caso.

Prensas são equipamentos de grande porte utilizados para estampagem e corte de peças. Uma prensa está sujeita aos mais variados tipos de esforços e solicitações, dentre eles os carregamentos de fadiga, por se tratar de uma estrutura dinâmica.

Normalmente devido aos carregamentos por fadiga, podem surgir trincas que danificarão a estrutura do equipamento, daí a importância do serviço de manutenção na realização de

trabalhos preventivos e inspeções periódicas, evitando-se a parada durante o processo produtivo, bem como a ocorrência de um dano catastrófico para toda a estrutura.

Nas inspeções periódicas realizadas no subsolo da prensa excêntrica mecânica da Figura 1.1 em sua estrutura inferior foram encontradas trincas como pode ser observado na Figura 1.2.

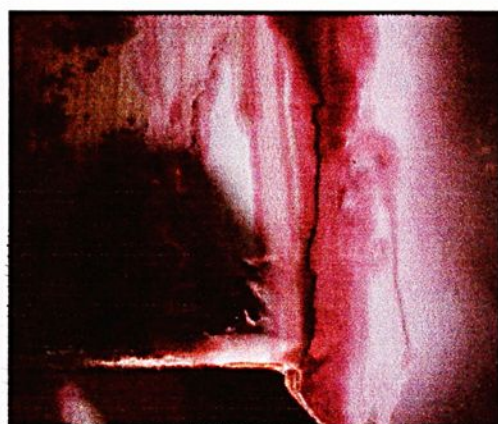


Figura 1.2 – Trinca na estrutura da mesa fixa localizada no sub solo da prensa mecânica excêntrica.

Para realizar em campo a recuperação da trinca na estrutura inferior da máquina foram realizados os seguintes procedimentos:

1 – Detecção das trincas:

Através do ensaio de líquido penetrante foram localizadas as trincas permitindo desta forma a estimativa da extensão do problema em questão, como mostra a Figura 1.3.

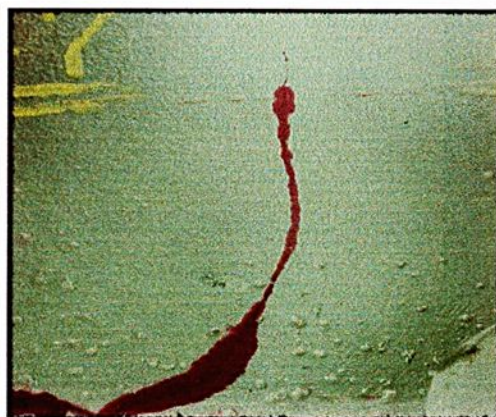
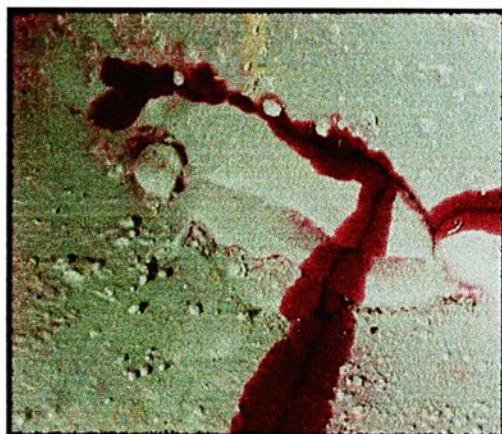


Figura 1.3 – Estimativa do dano na estrutura do subsolo.

2 – Remoção das trincas:

As trincas foram removidas por completo, usando o processo de corte a carvão, isto é eletrodo de grafite e o acabamento foi feito com retífica manual, deixando uma abertura para a realização da solda. As Figuras 1.4 e 1.5 mostram respectivamente a remoção da mesma e a preparação da abertura da trinca para a realização da solda. A Figura 1.4 a direita mostra um detalhe na qual utiliza-se uma chapa na extensão do local de onde foi removida a trinca da estrutura com a finalidade de dar um acabamento após o término da solda. Esta chapa é conhecida como chapa de sacrifício, pois esta tem a finalidade de manter o término dos cordões de solda aproximadamente com o mesmo comprimento.



Figura 1.4 – Remoção da trinca utilizando eletrodo de grafite.

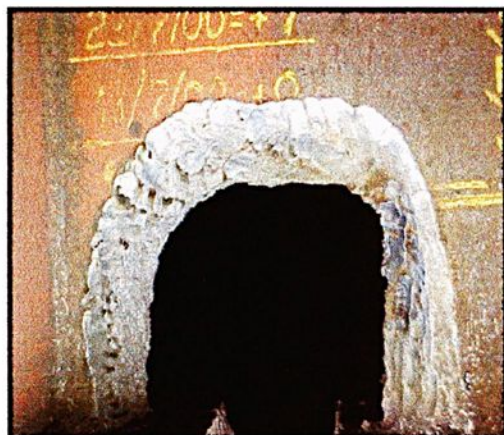


Figura 1.5 – Preparação da abertura da trinca para soldagem.

3 - Recuperação da estrutura:

A recuperação é feita utilizando o processo de solda a arco elétrico com eletrodo AWS E – 7018. Durante o processo da realização da solda, toda a região a ser recuperada é pré-aquecida a uma temperatura que varia de 100°C a 120°C e mantida nesta temperatura durante o processo de deposição de adição do material, cujo objetivo é eliminar impurezas e melhorar a uniformidade de deposição. A Figura 1.6, mostra a operação de deposição do material sendo realizada.



Figura 1.6 – Deposição de material de adição.

4 – Tratamento térmico para alívio de tensões:

A figura 1.7 mostra a realização do tratamento térmico para alívio de tensões que é feito com resistência elétrica, sendo realizado a uma temperatura de 550°C . O tempo total de duração deste tratamento é em torno de 22 horas.

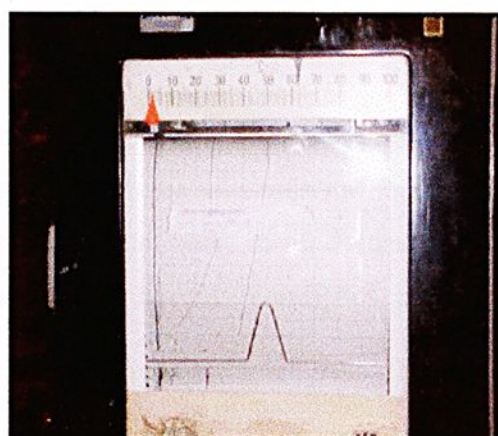
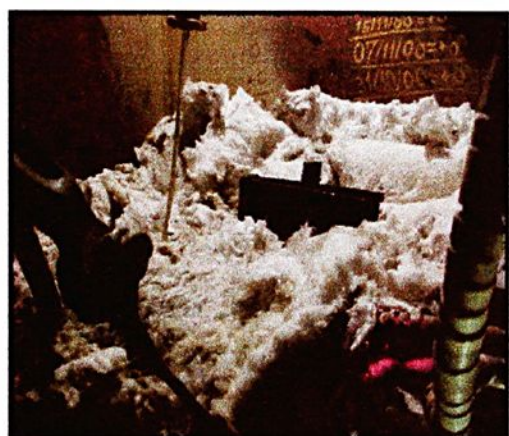


Figura 1.7 – Alívio de tensão.

5 – Estrutura recuperada:

O último procedimento realizado na recuperação da estrutura é o ensaio de líquido penetrante, que é realizado para a verificação de descontinuidades.

A figura 1.8 mostra como fica uma estrutura depois de recuperada.

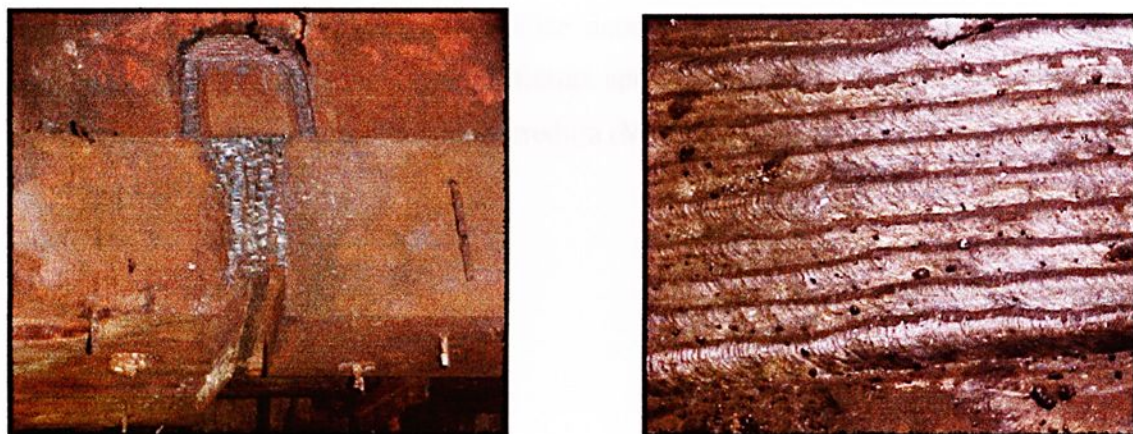


Figura 1.8 – Resultado do processo de recuperação.

Diante do exposto, fica clara a importância de se prever a vida útil de elementos estruturais sob carregamento cíclicos, e para tanto, demanda um estudo bastante amplo das propriedades relacionados com os materiais e o desenvolvimento de métodos para a correta aplicação do conhecimento, em projetos de estruturas mecânicas.

1.2 – Objetivos do trabalho

Na realização da parte experimental deste trabalho, os corpos de prova utilizados foram confeccionados mantendo-se todo o processo construtivo utilizado na recuperação da trinca que foi feito em campo.

Os objetivos do presente trabalho são estudar e avaliar a taxa de crescimento de uma trinca cujo material foi retirado da prensa excêntrica mecânica mostrada na Figura 1.1 de sua estrutura inferior localizada no subsolo da máquina. O metal base, metal de adição de solda e também da zona afetada pelo calor para comparar as diversas condições mencionadas e identificar qual será a mais crítica.

Um outro objetivo também do trabalho, está no processo de recuperação de soldagem a arco elétrico utilizando eletrodo AWS E - 7018 de acordo com a norma AWS com alívio de

tensão pós-soldagem. Foram realizados ensaios de fadiga tração-tração na condição mais severa que o equipamento possa trabalhar tendo em vista a finalidade de se determinar e representar a resistência à fadiga através das curvas de Wöhler ou ($\sigma \times N$) nas mesmas condições do material ensaiado na propagação da trinca permitindo a avaliação do comportamento do material com solicitações dinâmicas presentes.

Por último será feita uma análise detalhada da superfície fraturada para avaliar os aspectos morfológicos da superfície de fratura após a ruptura por fadiga e propagação de trincas através do microscópio eletrônico de varredura (MEV).



2 - REVISÃO DA LITERATURA

2.1 – Prensas

São equipamentos utilizados com a finalidade de submeter o material à ação de compressão, tendo como resultado o corte ou conformação (estampagem) do mesmo. Normalmente a prensa possui duas mesas, uma fixa e outra móvel. A definição do tipo de serviço realizado na prensa é de acordo com a matriz nela instalada. Uma matriz também é subdividida em duas partes principais, uma presa na mesa fixa e a outra na mesa móvel da prensa (CLEARING, 1973).

O mecanismo utilizado para gerar a força de compressão em uma prensa caracteriza os tipos existentes e os mais encontrados são as prensas hidráulicas e as mecânicas excêntricas. Nas prensas hidráulicas, o mecanismo que gera a força de compressão são os cilindros hidráulicos.

A Figura 2.1 mostra o esquema de geração de força de uma prensa hidráulica.

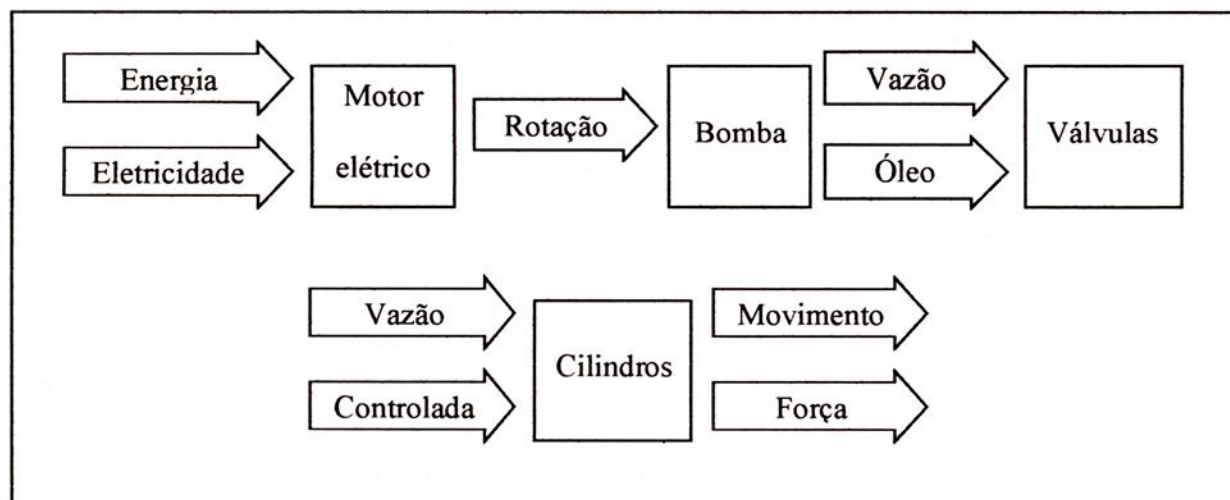


Figura 2.1 -Esquema de geração de força de uma prensa hidráulica (CLEARING, 1973).

Nas prensas mecânicas excêntricas, o mecanismo que gera a força de compressão é composto por um volante giratório, que é movimentado por um motor elétrico. Este volante é acoplado a um sistema de engrenagem, e este a um sistema de biela – manivela, o qual transforma o movimento rotativo do volante e das engrenagens em movimento linear.

A Figura 2.2 mostra o esquema de como é gerada a força de uma prensa mecânica excêntrica.

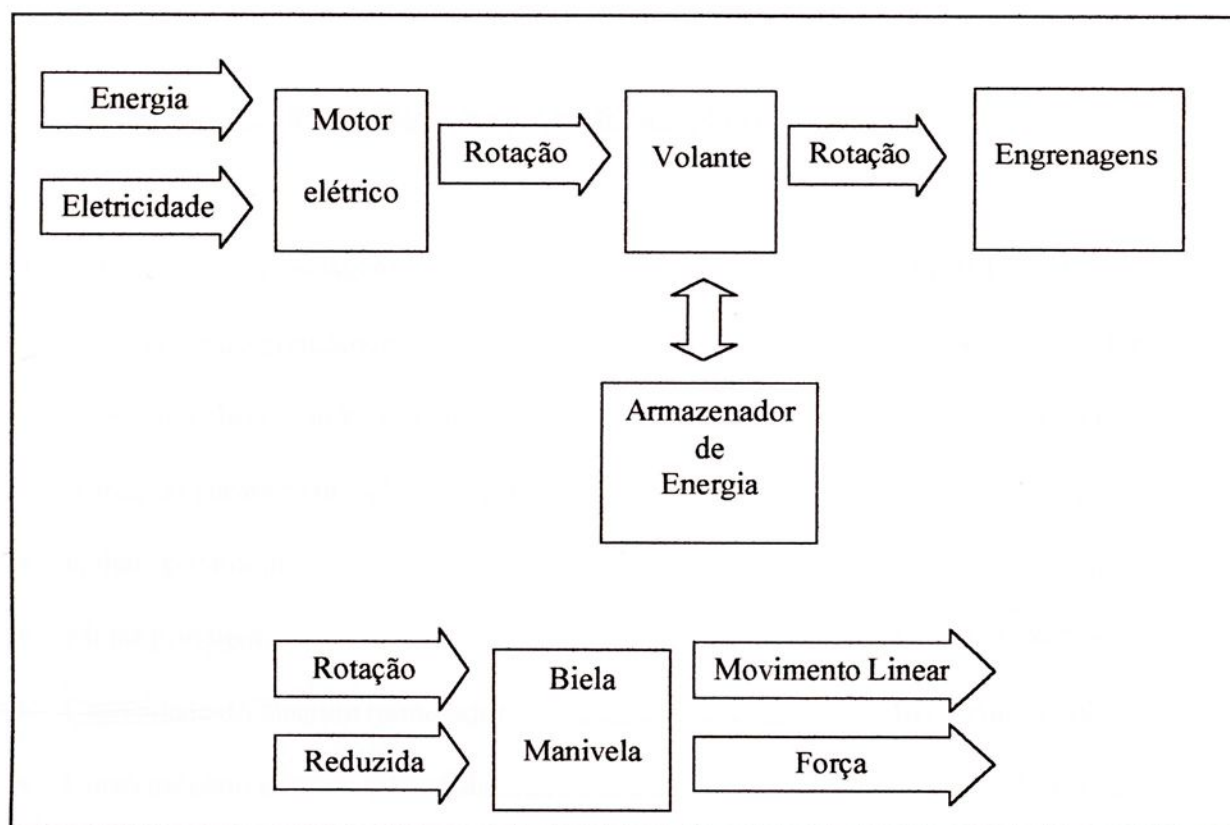


Figura 2.2 -Esquema de Prensa Mecânica Excêntrica (CLEARING, 1973).

2.1.1 – Pressas Mecânicas Excêntricas

A característica principal de uma prensa mecânica excêntrica, é não ser possível controlar de maneira direta a carga (força) realizada durante o ciclo de trabalho, ao contrário das prensas hidráulicas. Isto se deve ao fato de seu princípio construtivo se basear num sistema biela – manivela (CLEARING, 1973).

Observando-se uma prensa mecânica é possível identificar três partes principais: a parte inferior, situada abaixo da mesa fixa, as colunas e a parte superior, que fica acima das colunas. Estas três partes são montadas de forma que as mesas fiquem entre a parte superior e inferior, como mostrado na Figura 2.3.

As especificações técnicas da prensa excêntrica mecânica mostrada na Figura 1.1 são:

Prensa S2 - 5200 – 360 – 72 (CLEARING, 1973)

- Capacidade de prensagem.....5200 Tons ½” UP
- Capacidade de prensagem.....4000 Tons 1” UP
- Curso do cabeçote móvel (martelo).....558,8 mm
- Ajuste do cabeçote móvel (martelo).....406,4 mm
- Golpes por minuto.....7 ½ gpm
- Motor principal.....300 Hp a 1800 rpm
- Capacidade do cushion (almofada).....1017 Tons a 200 psi
- Curso máximo cushion (almofada).....304,8 mm
- Número de cilindros de cushion (almofada).....9
- Sistema de segurança.....04 Porcas Hidráulicas
- Mesa: comprimento entre colunas.....9194,8 mm
- Comprimento total.....11734,8 mm
- Largura entre colunas.....1320,8 mm
- Largura total.....1905 mm



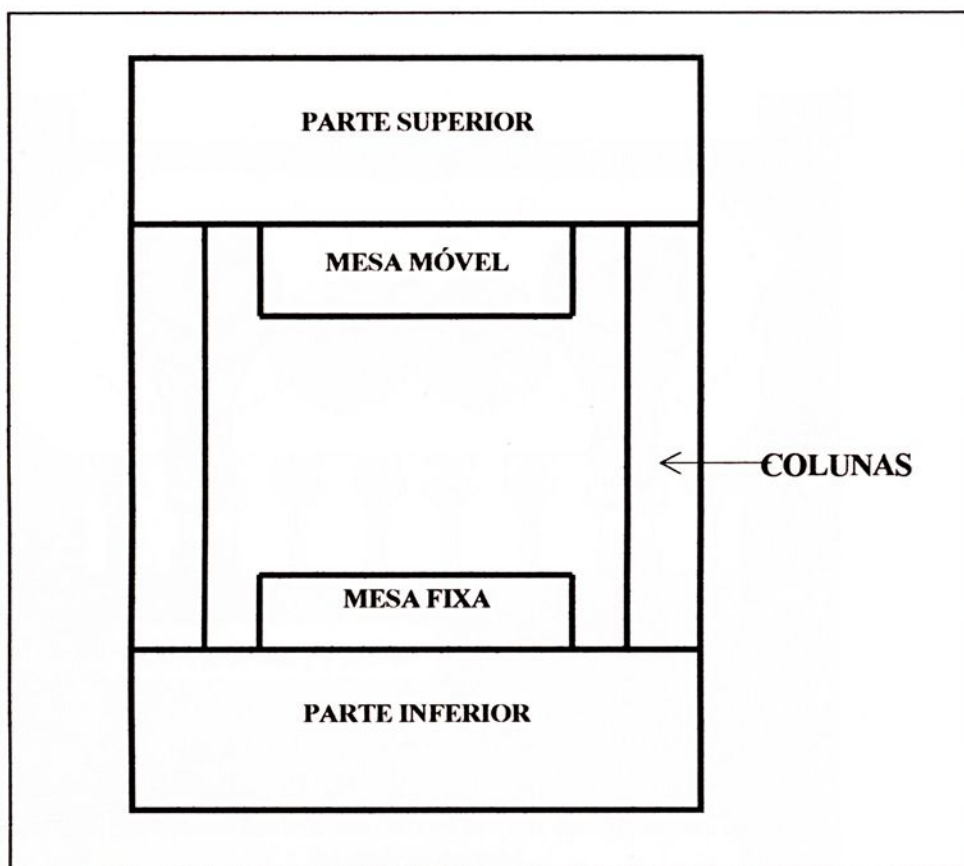


Figura 2.3 – Esquema das partes principais de uma prensa mecânica (CLEARING, 1973).

A parte superior é composta de uma caixa de redução, cuja entrada é um movimento rotativo e a saída é um movimento oscilatório linear. A Figura 2.4 mostra o conjunto de engrenagem que desenvolve o movimento oscilatório linear.

Na parte superior está o cabeçote móvel (martelo) que se movimenta entre as guias, situadas nas colunas e tendo sua ligação com a caixa de redução feita pela saída da biela.

Pode-se observar pela própria construção da máquina que o curso do cabeçote móvel (martelo) é fixo, pois é limitado pela excentricidade da biela, ou seja, a distância entre o PMI (ponto morto inferior) e o PMS (ponto morto superior), denominada curso, é constante.

Desta forma não é possível regular a altura do cabeçote móvel (martelo) para diferentes tipos de matrizes com diferentes alturas.

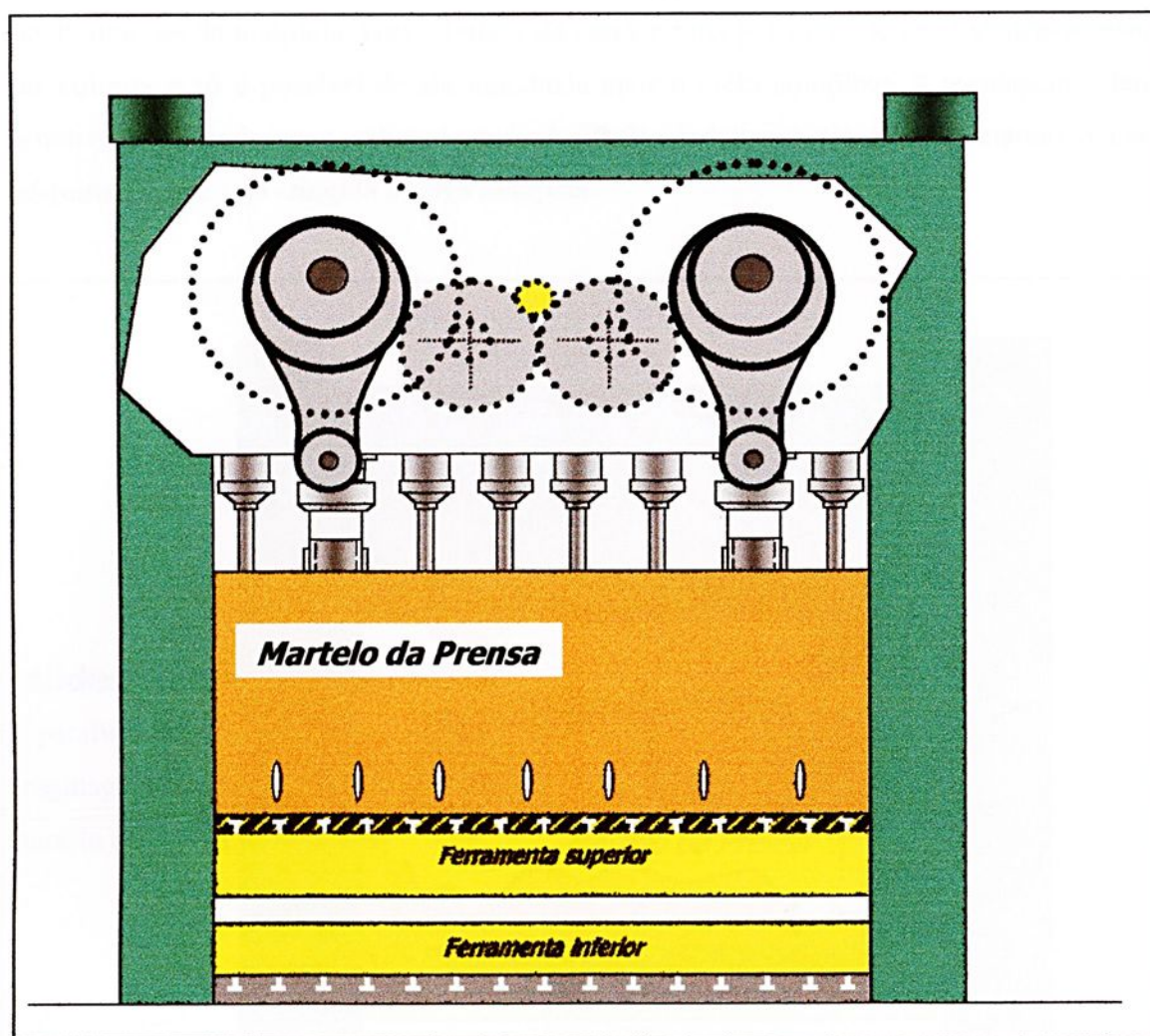


Figura 2.4 – Caixa de redução (CLEARING, 1973).

Entretanto é possível regular o curso, posicionando-se o PMI (conseqüentemente o PMS) em relação à mesa fixa por um mecanismo que está embutido no cabeçote móvel (martelo) denominado slide (parafuso de regulação do martelo da prensa), Figura 2.5.

É interessante notar que esse ajuste movimentará a posição relativa do cabeçote móvel (martelo) à mesa fixa, independente da caixa de redução. Durante o ajuste da altura do cabeçote móvel (martelo) o pistão (plunger) da biela permanece imóvel.

Nas prensas mecânicas, por serem máquinas que não permitem um ajuste de carga diretamente, esta é dada em função da regulação do cabeçote móvel (martelo) e das

características da peça/matriz. Corre-se o risco de sofrer sobrecarga por uma regulação acima das limitações da máquina, pois a leitura da carga é feita por meio de extensômetros instalados nas colunas e só é possível de ser registrada após o ciclo completo. A regulação é feita por tentativa, abaixando-se o cabeçote móvel (PMI) gradativamente e completando o ciclo da máquina até que seja atingida a carga desejada.

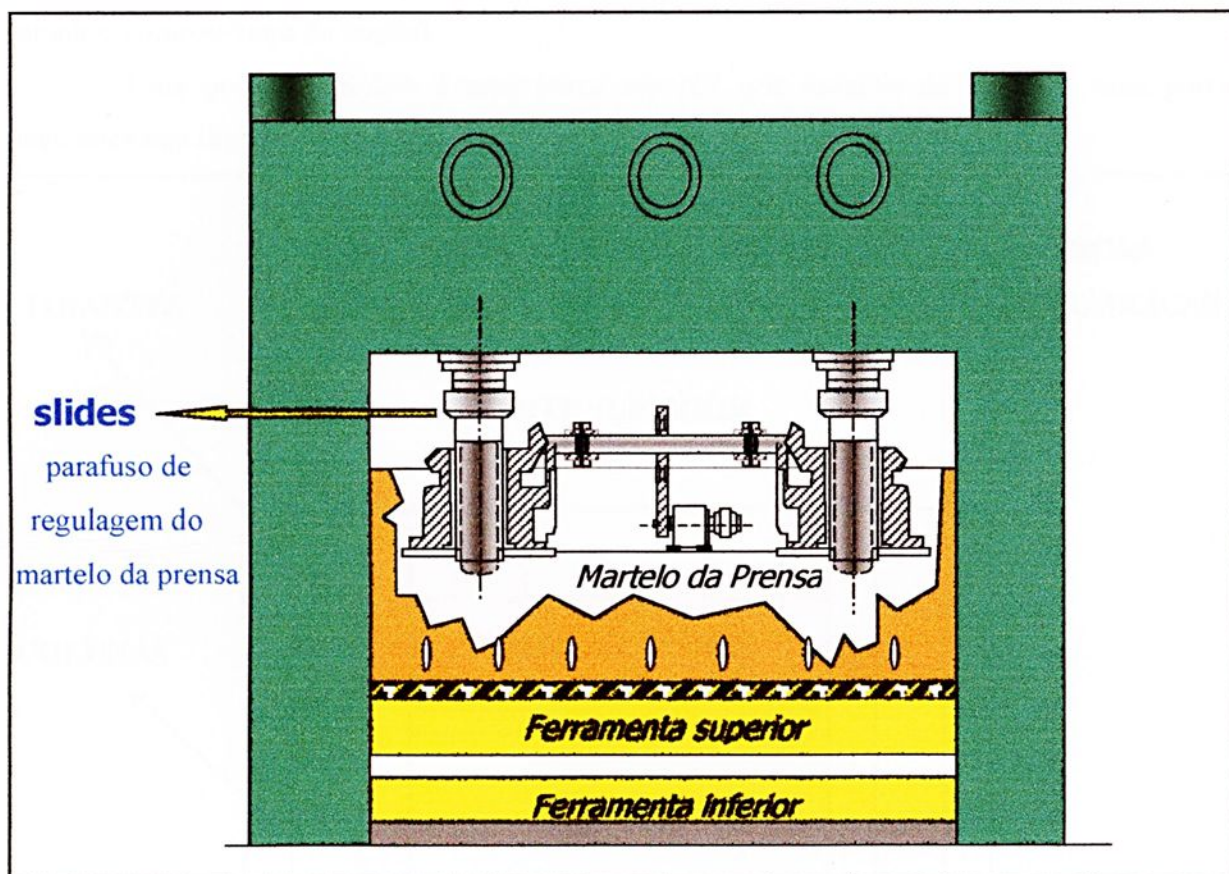


Figura 2.5 – Mecanismo de regulação do cabeçote móvel (CLEARING, 1973).

Para que uma possível sobrecarga não danifique a máquina, as prensas mecânicas excêntricas são equipadas com dispositivos denominados fusíveis, com a função de proteger o equipamento. Existem dois tipos de fusíveis utilizados em prensas, que são as porcas hidráulicas e os shear-plates (disco de ruptura). Tais fusíveis não são utilizados ambos ao mesmo tempo, numa mesma máquina, isto é, caso uma máquina tenha shear-plates (disco de ruptura) não terá porcas hidráulicas e vice-versa.

2.1.2 - Porcas hidráulicas.

As três partes que compõem uma prensa (parte superior, inferior e colunas) são vinculadas entre si por meio de tirantes e porcas conforme Figura 2.6 (CLEARING, 1973).

Em máquinas que trabalham com sistema de shear-plate, as porcas que prendem os tirantes são porcas simples, e tem apenas a função mecânica de manter o conjunto da prensa unido e resistir ao esforço de prensagem (o esforço de compressão da prensa é suportado pelos tirantes, como esforço de tração).

Uma porca hidráulica é uma porca especial que trabalha no lugar de uma porca mecânica nos tirantes de uma prensa.

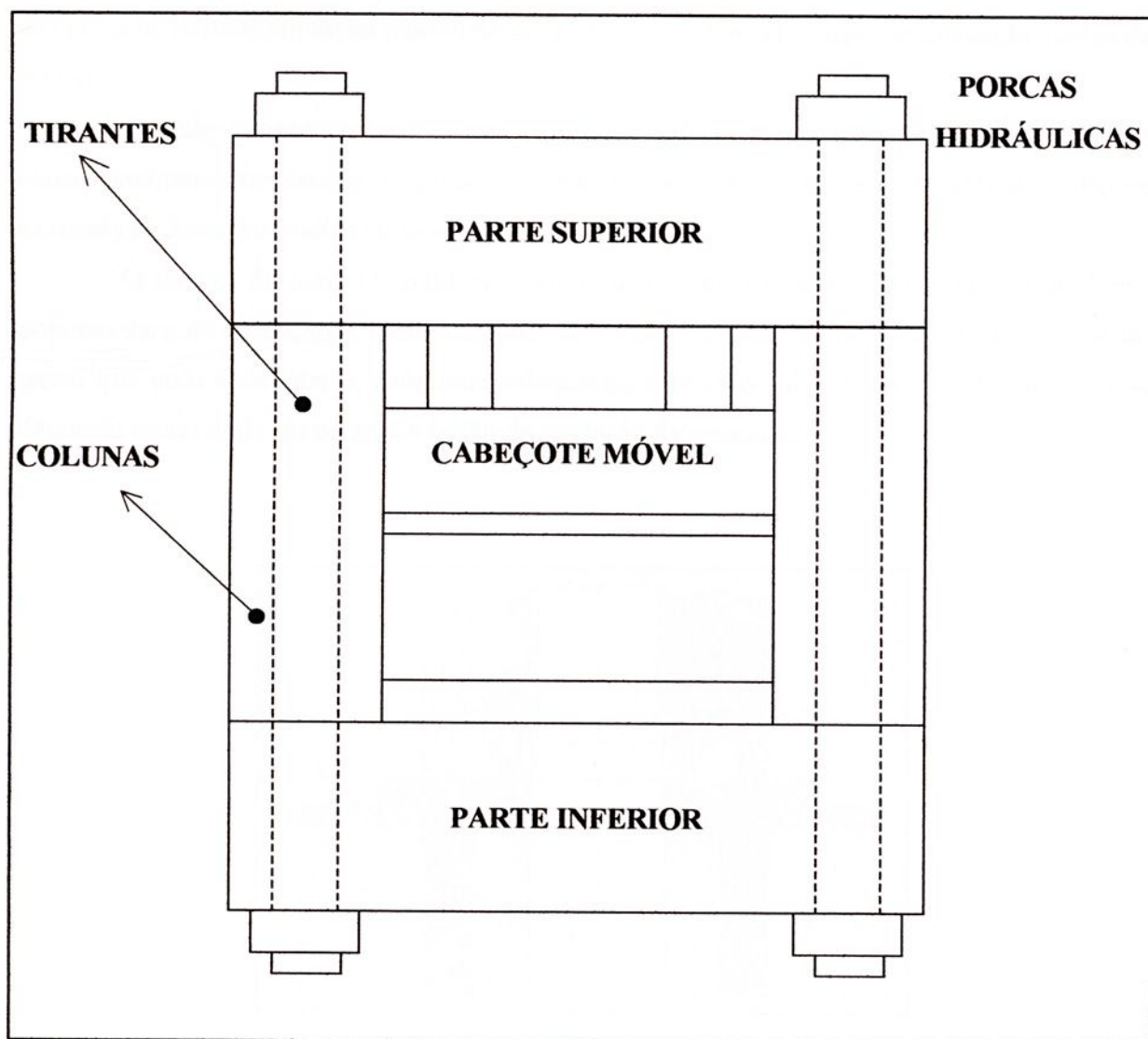


Figura 2.6 – Esquema de travamento das partes de uma prensa mecânica (CLEARING, 1973).

A porca hidráulica é uma porca com cavidades no seu corpo, de forma a alojar um pistão. A cavidade que existe entre o pistão e a porca é preenchida com óleo. O topo da caixa de redução tende a levantar-se quando a prensa trabalha e arrasta consigo o pistão, que tenta se movimentar em relação à porca, com isto cria-se uma pressão no óleo que se encontra na cavidade da porca, esta elevação de pressão é proporcional ao esforço no tirante (CLEARING, 1973).

A cavidade da porca é ligada através de orifícios, na porca há um circuito de controle de pressão que não permite ultrapassar um determinado valor. Se ocorrer uma sobrecarga, a pressão do óleo subirá além do limite pré-estabelecido e o circuito de controle permitirá que o óleo saia da cavidade, permitindo assim o movimento relativo entre o pistão e a porca, aliviando a carga da prensa.

Quando ocorrer uma sobrecarga, a porca se “desarma” (permite a saída do óleo) sem causar nenhum outro dano à máquina. A porca pode ser novamente armada injetando óleo na cavidade da porca hidráulica mostrada na Figura 2.7.

O sistema de porcas hidráulicas é muito mais vantajoso que o sistema de shear-plates, pois em caso de sobrecarga, basta reacionar as porcas e a máquina já pode voltar a operar, ao passo que com shear-plates, após uma sobrecarga, é preciso substituir os shear-plates, o que demanda muito mais tempo para o início de operação da máquina.

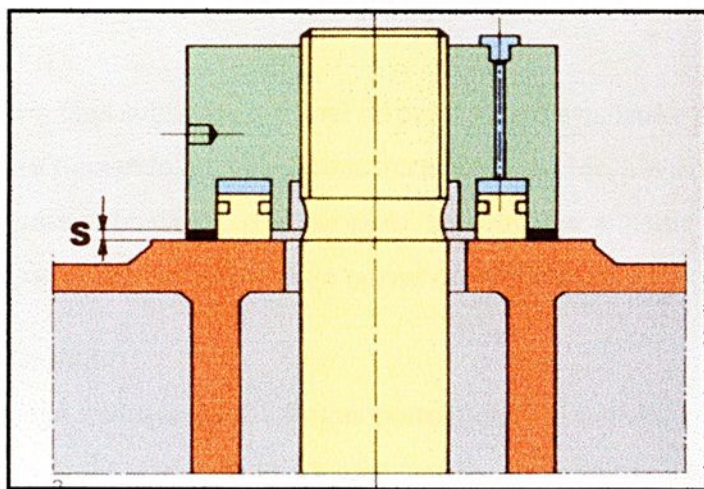


Figura 2.7 – Porca Hidráulica (Manzoni presse, 1990).

2.1.3 – Shear-plate (Disco de ruptura)

É simplesmente um disco composto de duas partes, anel de corte e caneca de ruptura (disco de ruptura ou caneca) que é instalado entre o cabeçote móvel (martelo) e o pistão da biela (plunger) mostrado na Figura 2.8 (CLEARING, 1973).

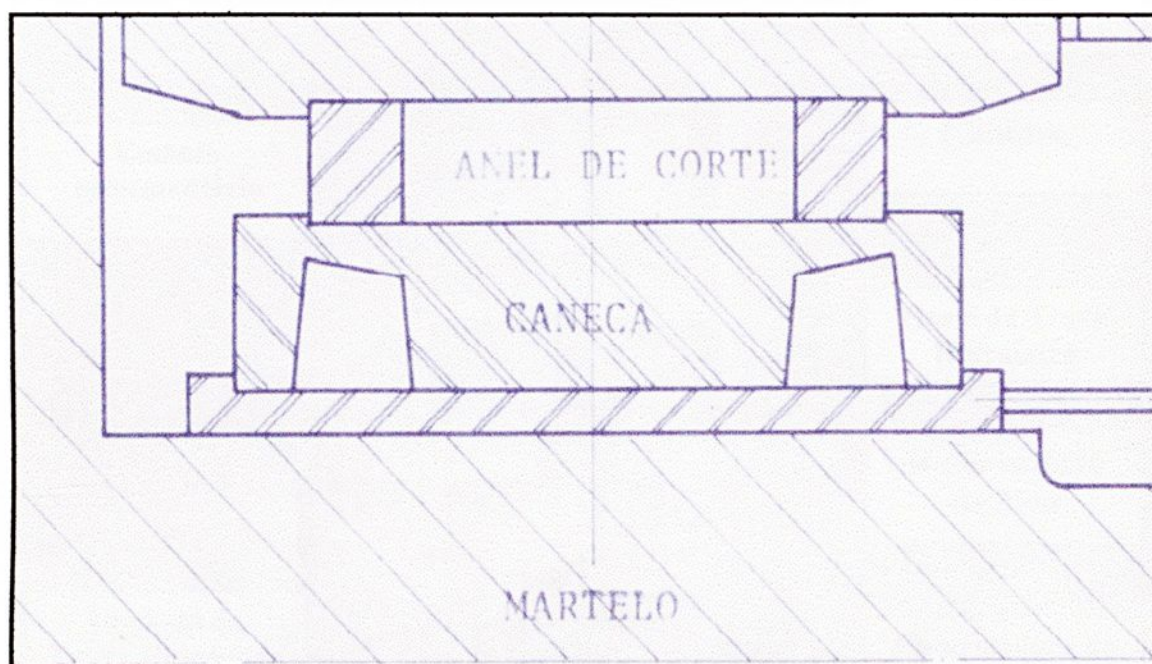


Figura 2.8 – Shear-plate (disco de ruptura) (MAHNKE, 1995).

Quando ocorre uma sobrecarga, o anel de corte rompe a caneca e permite o movimento relativo das duas partes formando uma peça com sua altura reduzida, aliviando assim a carga.

Se ocorrer uma sobrecarga, o shear-plate se rompe e a partir daí está inutilizado, devendo ser trocado para que a máquina possa operar novamente.

2.1.4 – Cushions (Almofada)

O Cushion, cuja tradução para a língua portuguesa é almofada, é um sistema utilizado quando se faz a operação de estampagem em uma prensa. Toda prensa, mecânica ou hidráulica possui um sistema de cushion (almofada) como mostrado na Figura 2.9 (CLEARING, 1973).

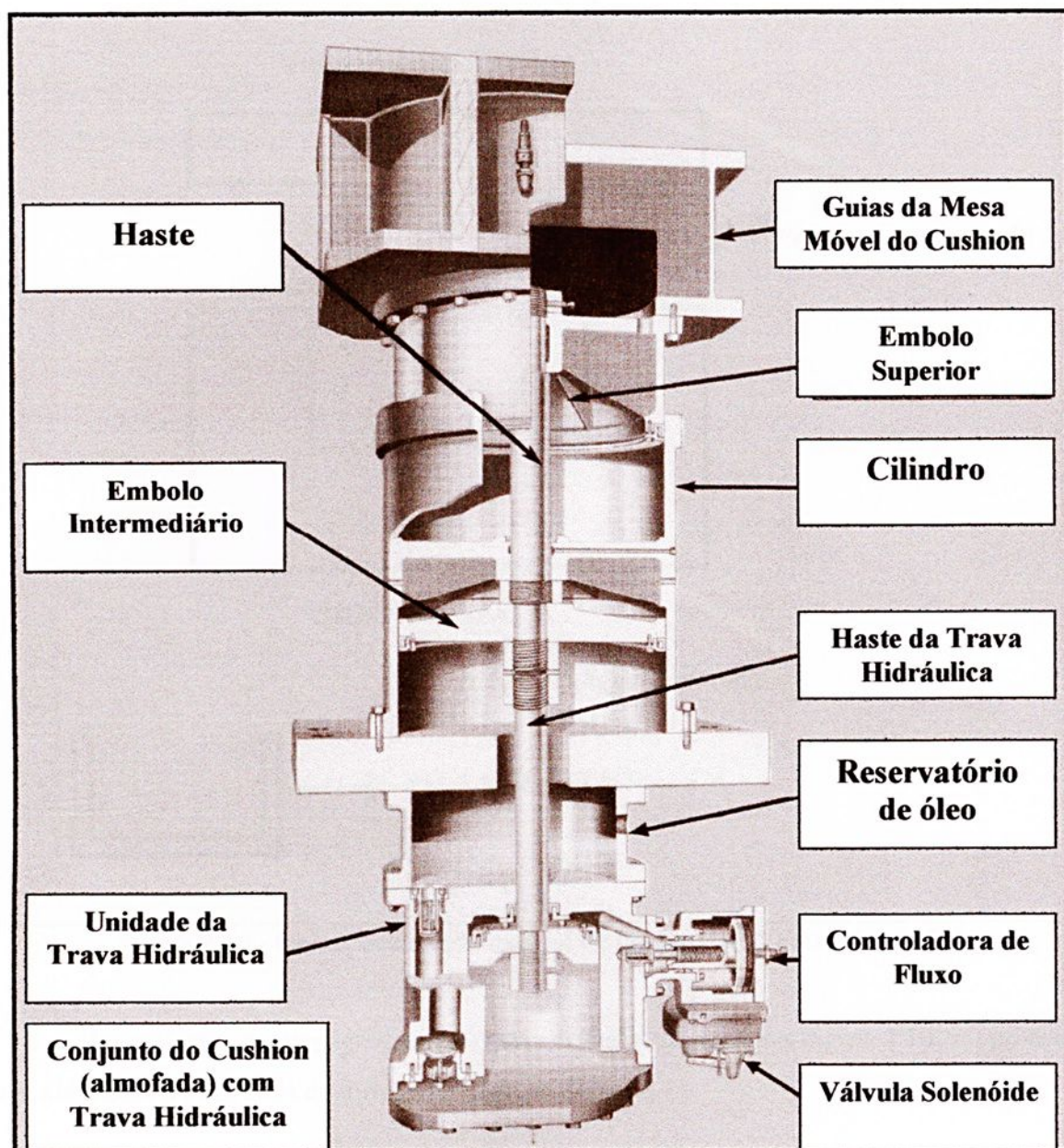


Figura 2.9 – Cushion (almofada) (CLEARING, Bulletin 212).

A operação de estampagem envolve dobra ou deformação por estiramento do blank (peça a ser estampada).

Para tanto é sempre necessária uma força para prender a peça. Consideremos um exemplo simples de estampagem de uma longarina reta. A matriz para tal estampagem tem a forma demonstrada na Figura 2.10.

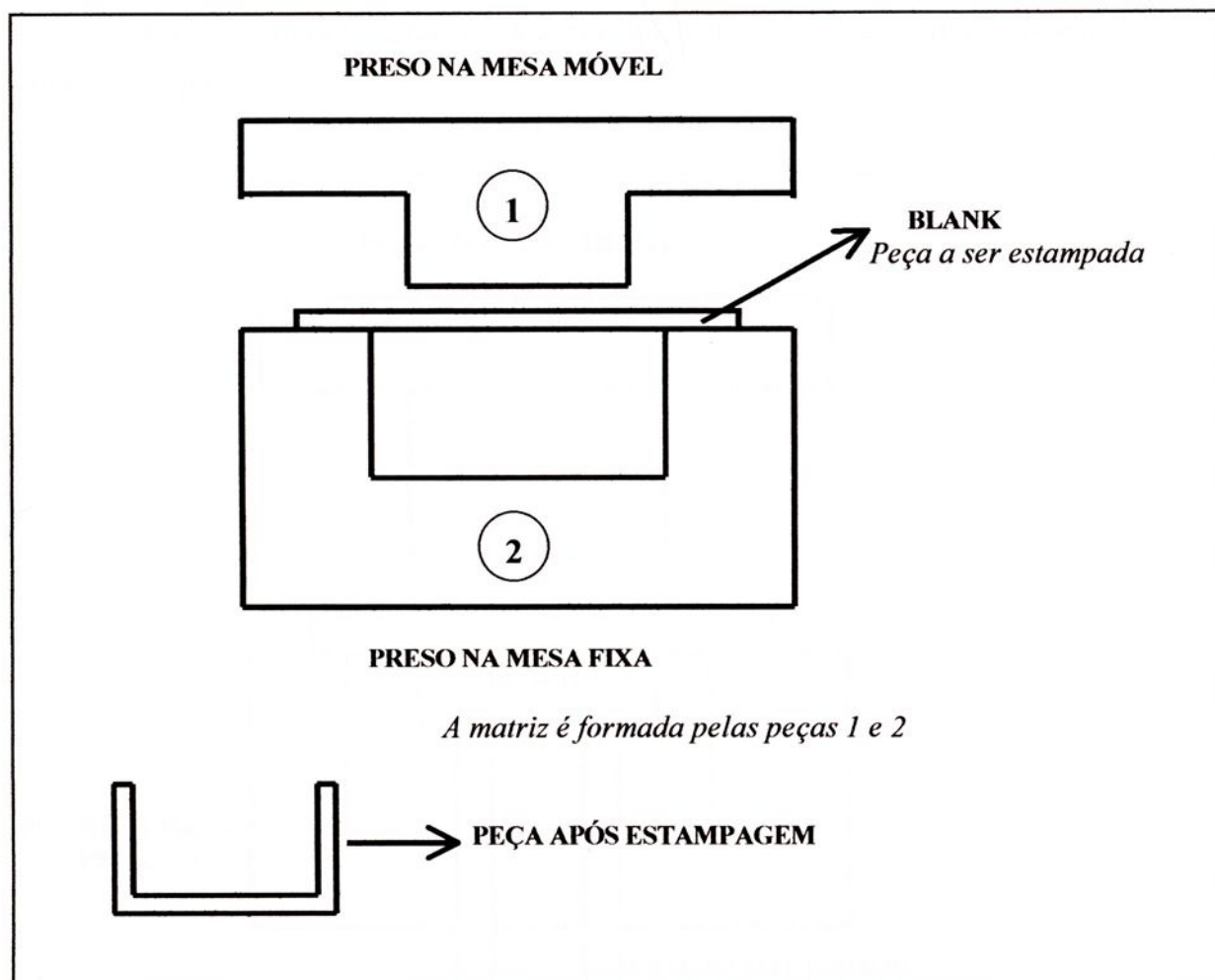


Figura 2.10 - Operação de estampagem de um blank (CLEARING, 1973).

Ao realizar a estampagem numa matriz como a mostrada na Figura 2.10, sem o uso de uma almofada, a peça sairá da forma mostrada na Figura 2.11.

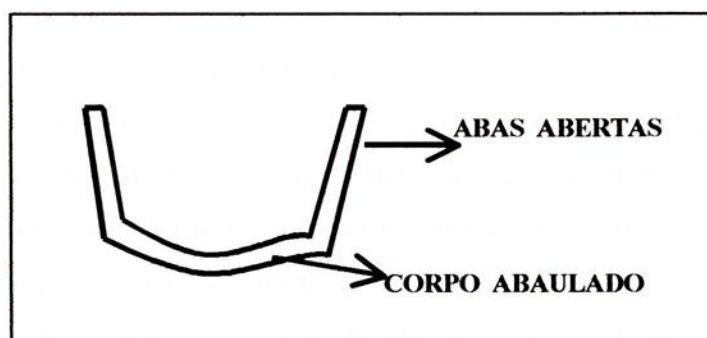


Figura 2.11 - Operação de estampagem de um blank sem cushion (almofada).

A forma correta de se realizar uma operação como a descrita, é utilizando-se uma matriz como na Figura 2.12.

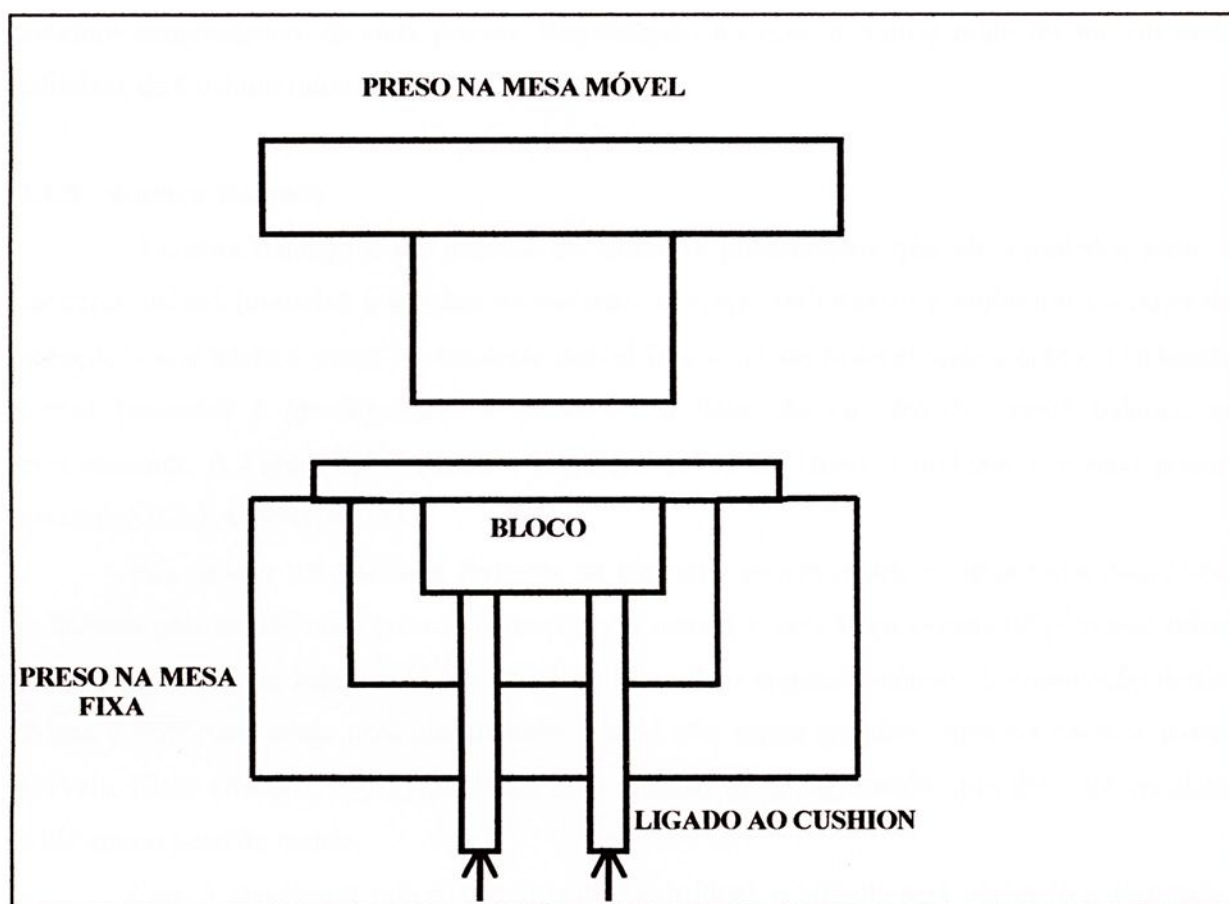


Figura 2.12 - Operação de estampagem de um blank com cushion (almofada) (CLEARING, 1973).

Na Figura 2.12, o bloco de apoio é móvel e se apóia em pinos. Estes pinos se apóiam na sua parte inferior nas mesas do Cushion (almofada).

Quando a peça é estampada, o bloco superior prende a chapa contra o bloco móvel antes de começar a estampagem. O Cushion (almofada) mantém a chapa presa durante toda a estampagem, garantindo o paralelismo do corpo e a perpendicularidade das abas, exceto no PMI, quando o extrator toca no fundo do seu canal transmitindo todo esforço para a mesa.

Os Cushions (almofada) nada mais são do que uma série de cilindros pneumáticos (prensas mecânicas) ou hidráulicos (prensas hidráulicas), localizados na parte inferior da prensa.

Estes cilindros estão localizados abaixo da mesa fixa e ficam abaixo do nível do solo, no porão da prensa mostrado na Figura 2.9. A capacidade de carga de cada Cushion é dada pelas dimensões físicas do cilindro e da pressão de alimentação. Esta pode ser regulada desde zero até um valor máximo característico de cada prensa. Dependendo do tipo, a prensa pode ter um ou mais cilindros de Cushion (almofada).

2.1.5 – Contra Balanço

O contra balanço é um sistema de cilindros pneumáticos que são instalados entre o cabeçote móvel (martelo) e a caixa de redução. O corpo do cilindro é embutido na caixa de redução e sua haste é presa no cabeçote móvel (martelo), de maneira que quando o cabeçote móvel (martelo) é movimentado, o êmbolo e a haste do cilindro do contra balanço se movimentam. A Figura 2.13 mostra o esquema do contra balanço utilizado em uma prensa mecânica (CLEARING, 1973).

Sua função primordial é fornecer ao cabeçote móvel (martelo) uma força para cima, suficiente para equilibrar o peso do cabeçote e a matriz, e uma força excedente para que sejam eliminadas as folgas internas (folga da biela, mancais e engrenamentos). A eliminação destas folgas é importantíssima para que durante o ciclo não sejam gerados impactos entre as partes móveis. Estes cilindros são alimentados com pressão de ar controlada, que deve ser regulada conforme o peso da matriz.

Caso a regulagem seja feita acima do valor ideal, o volante será obrigado a despendar energia extra para vencer a pressão adicional no curso descendente, além de aumentar o impacto nos dentes devido à inversão de movimento após o PMI (tanto mais danoso será este impacto, quanto maior for a folga no engrenamento).

No entanto se a regulagem for feita abaixo do valor ideal, o contra balanço não terá força suficiente para eliminar as folgas, o que gerará impacto e desgaste prematuro dos componentes mecânicos.



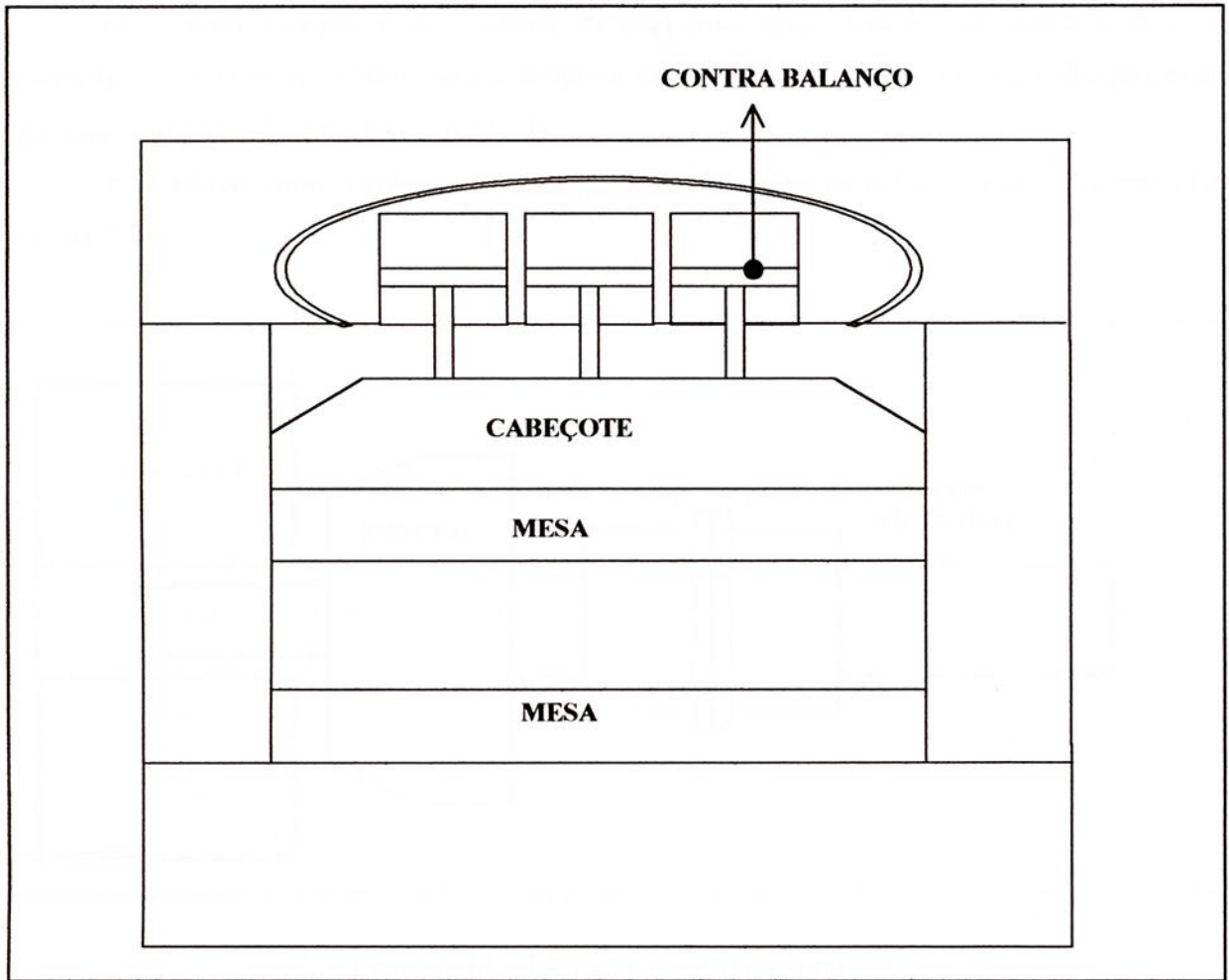


Figura 2.13 – Esquema do contra balanço (CLEARING, 1973).

2.1.6 – Sistema freio – embreagem

Numa prensa mecânica, o volante fica girando continuamente. O movimento do mesmo é transferido para as engrenagens da caixa de redução somente no momento de realizar trabalho. Para esta função é utilizado um sistema de embreagem que realiza o acoplamento do volante ao eixo de entrada da caixa de redução no momento oportuno (CLEARING, 1973).

Uma vez em movimento, pelo volante, o conjunto cabeçote e engrenagens, ganha uma inércia de movimento que precisa ser estancada quando o cabeçote, após realizar o percurso, atinge novamente o PMS. Para este serviço é utilizado um sistema de freio.

Existem vários tipos de sistema freio e embreagem que são utilizados em prensas excêntricas, sendo o mais utilizado o sistema torcpac (Lamela).

O Sistema Torcpac é um sistema fechado num único pacote que reúne o freio, a embreagem e o freio do volante. Seu princípio é baseado no sistema de lamelas de fricção, com acionamento hidráulico e retorno por mola.

É instalado entre o volante e o eixo principal da caixa de redução, como mostrado na Figura 2.14.

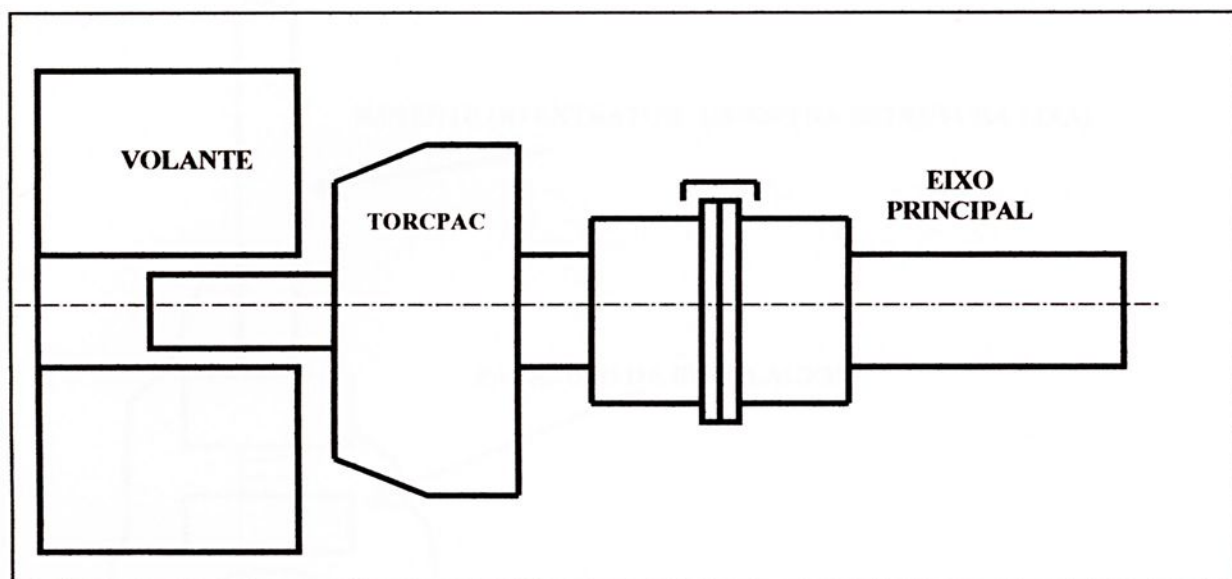


Figura 2.14 – Esquema do sistema torcpac.

Este sistema apresenta diversas vantagens, sendo elas:

1. O sistema é um pacote único, facilitando a construção e manutenção;
2. O sistema interno de freio e embreagem projetado com lamelas tem uma vida útil muito maior que o sistema de segmentos;
3. Dispensa qualquer tipo de regulagem (exceto quando de sua desmontagem);
4. Dispensa o uso de elementos de sincronismo entre freio e embreagem (limites, pressostatos);
5. O tempo de troca por um sobressalente é reduzido.

Um dos inconvenientes deste sistema é que no caso de falha interna, quando não existe sobressalente, a desmontagem e o reparo são trabalhosos, requerendo tempo considerável.

2.1.7 - Extratores do Cabeçote

No cabeçote é instalado um sistema de extratores, que servem para extrair peças após o trabalho. São puramente mecânicos e a força de extração é suprida pelo volante através do movimento do cabeçote (CLEARING, 1973).

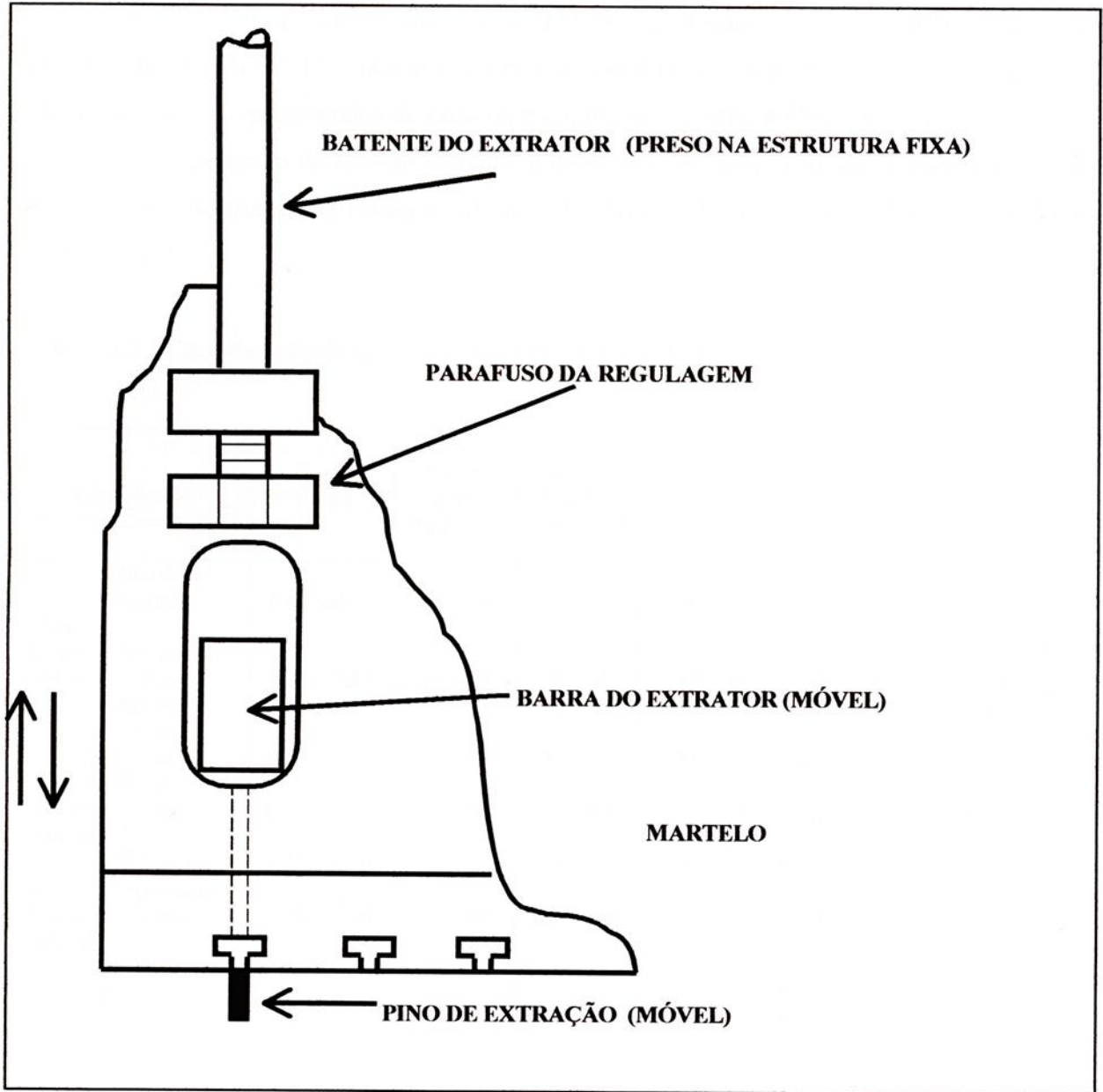


Figura 2.15 – Esquema do sistema de extração.

2.2 – Classificação do aço carbono

O aço carbono é uma liga de ferro e carbono, contendo ainda pequenas quantidades de elementos como Si, Mn, P, S e Cu. Suas propriedades dependem primordialmente do teor de carbono. Existem vários tipos de aços carbonos, que são classificados de acordo com o teor deste elemento (TOSHIE, 1982).

Aços com teor de carbono inferior a 0,30% são classificados como aços de baixo carbono. Teores entre 0,30% e 0,45% pertencem a aços de médio carbono e os aços de alto carbono são aqueles que possuem conteúdos de carbono compreendidos entre 0,45% e 1,70%.

Com o aumento do teor de carbono, a resistência e a dureza do aço aumentam, embora com sacrificio de alongação. Os aços carbonos são classificados conforme os dados apresentados na Tabela 2.1.

Tabela 2.1 - Classificação de aços carbonos (TOSHIE, 1982).

Classificação	C (%)	Limite de Escoa- mento (kgf/mm ²)	Limite de Ruptura (kgf/mm ²)	Elongação (%)	Dureza Brinell (H _B)	Aplicação
Aços de baixo Carbono	Aço doce Especial ↑ 0,08 máx.	18 ~ 28	32 ~ 36	40 ~ 30	95 ~ 100	Folhas
	Aço muito doce 0,08 ~ 0,12	20 ~ 29	36 ~ 42	40 ~ 30	80 ~ 120	Barras Estruturas em geral
	Aço doce 0,12 ~ 0,20	22 ~ 30	38 ~ 48	36 ~ 24	100 ~ 130	
	Aço meio doce 0,20 ~ 0,30	24 ~ 36	44 ~ 55	32 ~ 22	112 ~ 145	
Aços de médio carbono	Aço meio duro ↑ 0,30 ~ 0,40	30 ~ 40	50 ~ 60	30 ~ 17	140 ~ 170	Componentes de máquinas
Aço de alto carbono	Aço duro 0,40 ~ 0,50	34 ~ 46	58 ~ 70	26 ~ 14	160 ~ 200	Ferramentas
	Aço muito duro 0,50 ~ 0,80	36 ~ 47	65 ~ 100	20 ~ 11	180 ~ 235	Trilhos, molas matrizes

2.3 – União por solda

A soldagem, é hoje em dia, amplamente empregada na união de componentes de estruturas metálicas e de equipamentos para as mais diversas finalidades. A grande vantagem da soldagem sobre os demais processos de união consiste em sua simplicidade e economia, uma vez que a execução das juntas soldadas requer quantidades relativamente pequenas de material (TOSHIE 1982).

A soldagem é definida de várias maneiras, mas as diferentes definições são praticamente equivalentes. As normas alemãs, por exemplo, definem a soldagem como sendo um processo metalúrgico de união de metais ou ligas metálicas, devendo os materiais se encontrar em seu estado fundido ou pastoso. Nessa definição precedente implica, portanto, dizer que a união das partes metálicas se processa mediante a utilização de energia térmica, para promover a referida fusão dos materiais (TOSHIE 1982).

O processo de soldagem tem um amplo campo de aplicação em serviços de reparos e manutenção como enchimento de falhas, reparos estruturais e depósitos superficiais. Deve-se alertar, porém que a soldagem em si não constitui o objeto principal de uma estrutura, entretanto, ela afeta diretamente a estrutura segundo suas características funcionais para qual foi concebida e projetada, principalmente quando solicitada por fadiga.

2.3.1 – Processo de soldagem no aço carbono

Um dos processos de soldagem utilizados em estruturas de aço carbono, é o processo de soldagem a arco elétrico com eletrodos revestidos. O eletrodo consiste em um arame de material adequado, coberto com um revestimento fundente, e que é consumido através de um arco gerado entre sua extremidade livre e o metal que se deseja soldar, conforme é ilustrado na Figura 2.16.

Na solda a arco, o calor é fornecido por um arco elétrico, formado pelo metal de adição (eletrodo) e a peça. A passagem da corrente de solda através do intervalo que separa o eletrodo da peça é acompanhada de um desenvolvimento intenso de luz e do calor. A temperatura chega a ser da ordem dos 6000° C (EUTETIC + CASTOLIN, 1970).

Na soldagem de aços carbono devem ser tomadas várias medidas para se obter um resultado satisfatório; umas das operações é o pré-aquecimento, que é imprescindível apesar de encarecer o produto e aumentar o tempo de fabricação (SELMA, 1997).



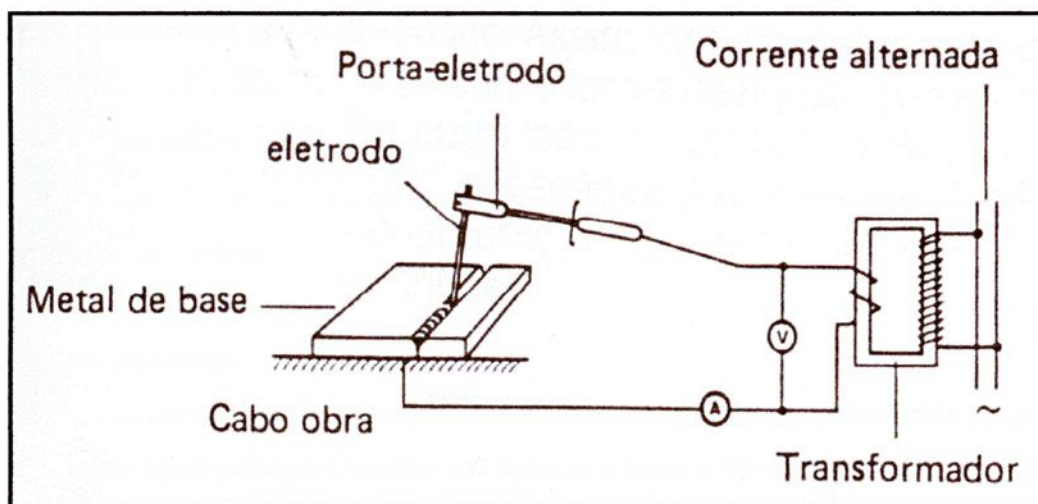


Figura 2.16 – Esquema do princípio da soldagem por arco (EUTETIC + CASTOLIN).

2.3.2 - Pré-aquecimento na soldagem

O pré-aquecimento consiste em introduzir uma fonte de calor adicional na peça quando se executa uma solda; no entanto, muitos não o consideram como um tratamento térmico. O aquecimento pode muitas vezes ser feito em uma faixa de temperatura que varia de seis a doze vezes a espessura da peça e pode ser obtido por vários métodos (SELMA, 1997).

O pré-aquecimento tem como objetivo diminuir a velocidade de resfriamento de uma junta soldada, tornando menores as tensões residuais. Em metais com alta condutibilidade térmica, facilita as operações de soldagem. Em aços, favorece a difusão do hidrogênio e reduz a ocorrência de zonas afetadas pelo calor com altos níveis de dureza.

Os principais parâmetros para especificar um pré-aquecimento são: a espessura da peça, a natureza da composição química e condições metalúrgicas do metal, o nível de restrição a que a junta está sendo submetida e também o processo de soldagem e seu aporte de energia.

O pré-aquecimento em aços carbono, normalizado pela SAE, é utilizado quando se solda pelo processo com eletrodo revestido. Como um dos princípios de pré-aquecimento é diminuir a velocidade de resfriamento, o aporte de calor faz com que as taxas de resfriamento sejam diminuídas, e portanto é possível usar temperaturas inferiores às sugeridas na fórmula:

$$T_a = 500(\%C - 0,10) + 0,7e \quad (2.1)$$

onde;

- Ta - Temperatura de pré-aquecimento em graus Celsius;
- e - Espessura em mm;
- %C - Porcentagem de carbono no aço.

A equação 2.1 é válida para materiais SAE 1020 a 1065 e as espessuras devem estar acima de 25mm até 300mm.

2.3.3 - Pós-aquecimento

O pós-aquecimento é responsável pela eliminação de hidrogênio induzido por processos de soldagem nos aços carbono. Consiste em aquecer a junta soldada sob temperaturas da ordem de 150⁰ C a 300⁰ C durante um período de uma a quatro horas, imediatamente após a soldagem, e aproveitando o pré-aquecimento (SELMA, 1997).

As temperaturas e os tempos são diretamente proporcionais à quantidade de liga do material e à espessura. Na maioria dos casos, o pós-aquecimento pode provocar um abaixamento de dureza, caso as temperaturas e os patamares de revenimento do material estejam próximos aos do pós-aquecimento.

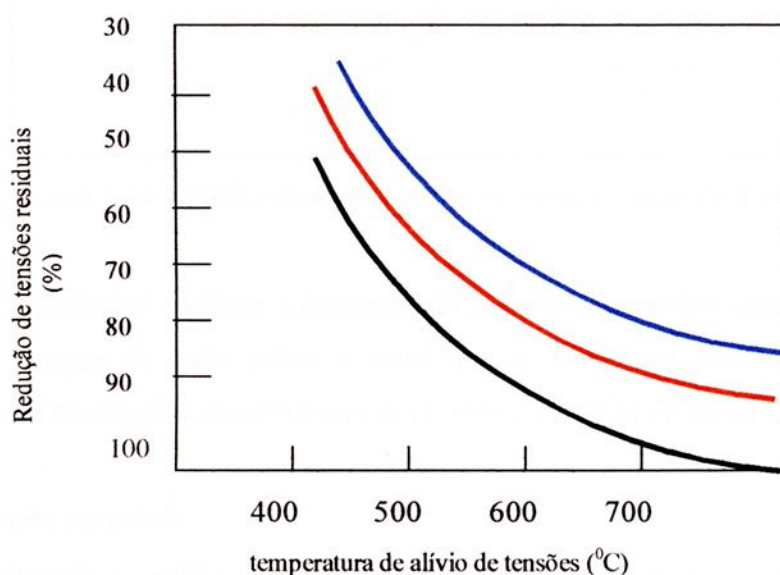
2.3.4 – Tratamento térmico de alívio de tensões

O aquecimento localizado provoca tensões de tração e de compressão nas adjacências de uma junta soldada. Para reduzir as tensões provocadas pelas contrações do metal depositado após a soldagem, faz-se o tratamento térmico de alívio de tensões.

O tratamento térmico de alívio de tensões para os aços é o mais empregado e envolve aquecimento abaixo da temperatura crítica de transformação, permanência do material nesse nível por um certo período de tempo, geralmente proporcional à espessura do material e seguido de resfriamento lento posterior; permite reduzir a um limite mínimo e aceitável as tensões prejudiciais provocadas pelas operações de soldagem, ou mesmo por conformação. Não se deve confundir a operação de alívio de tensões com tratamentos de recozimento, em que as temperaturas são bem mais elevadas, acima da temperatura crítica de transformação do material.

Os benefícios maiores do alívio de tensões são: aumentar a ductilidade, diminuir a dureza e melhorar as condições metalúrgicas da zona afetada pelo calor (SELMA, 1997).





Tempo de permanência:

- 1 – uma hora
- 2 – quatro horas
- 3 – seis horas

Figura 2.17 - Gráfico de redução de tensão versus temperatura dado tempo de permanência (SELMA, 1997).

O alívio de tensões depende fundamentalmente da temperatura e do tempo de permanência nessa temperatura; também se deve levar em consideração a resistência mecânica e a composição química do material.

Na soldagem, o fenômeno da introdução de tensões pode ser descrito pela deposição de um cordão de solda sobre a chapa. A poça de fusão e a fonte de calor juntas provocam um aquecimento localizado na região; a massa, sob a ação da fonte de calor, tende a se expandir e como o metal quente é relativamente dúctil, as tensões de compressão causam deformação local no metal quente.

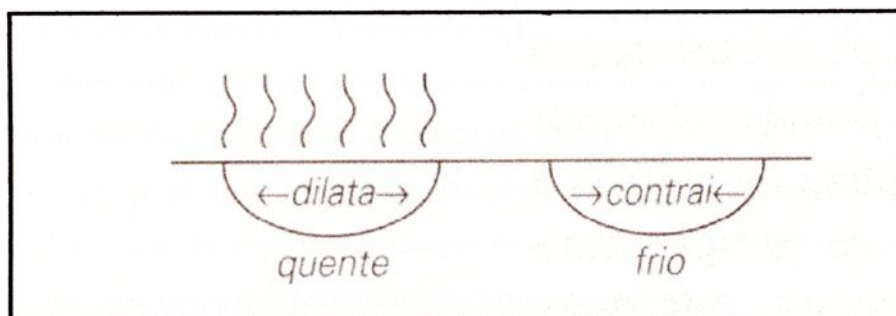


Figura 2.18 – Efeito do aquecimento na junta soldada (SELMA, 1997).

As adjacências resistem à expansão do material e impedem que a seção se expanda; à medida que a poça de fusão esfria, o metal quente se contrai, as tensões internas são auto compensadas e em seguida transforma-se em tensões de tração no metal frio.

2.3.5 - Eletrodo revestido

O eletrodo revestido é um condutor metálico que permite a passagem de uma corrente elétrica. É constituído por um núcleo metálico chamado de alma, envolvido por um revestimento composto de matérias orgânicas e/ou minerais, com dosagens bem definidas (SELMA, 1997).

O material que é feita a alma independe do material a ser soldado; pode ser de mesma natureza do metal de base ou não, uma vez que há possibilidade de utilizar revestimentos que complementem a composição química da alma. Os revestimentos são muito mais complexos em sua composição química, pois têm diversas funções que são conseguidas pela mistura dos diversos elementos adicionais.

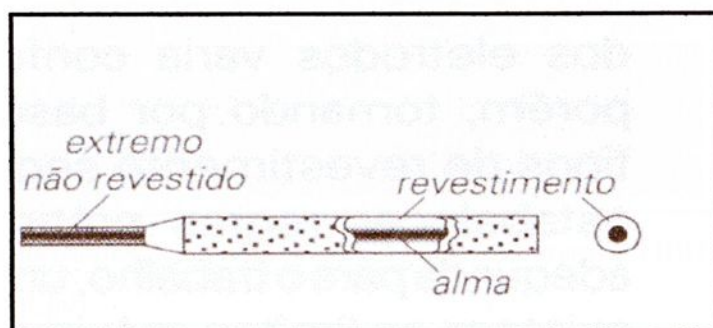


Figura 2.19 – Eletrodo revestido (SELMA, 1997).

Num eletrodo revestido como mostrado na Figura 2.19, a parte nua, ou seja, o extremo não revestido, é destinada a ser presa no alicate porta-eletrodo. O revestimento desempenha um grande número de funções (EUTETIC + CASTOLIN, 1970):

1. Função elétrica: o revestimento facilita ou ativa a ionização do ar para a passagem do arco. Esta ionização torna o ar, entre o eletrodo e a peça, condutor de corrente, o que permite estabelecer e manter o arco;
2. Função metalúrgica: o revestimento forma pela sua fusão uma cortina de gás que protege o arco e o metal em fusão impedindo, por consequência, a ação prejudicial dos gases do ar (oxigênio). Além disso o revestimento incorpora no metal fundido elementos que vêm tomar o lugar daqueles que se volatilizaram ou queimaram devido à alta temperatura a que o metal se encontra;
3. Função física: o revestimento orienta o arco e assegura-lhe uma direção bem determinada e constante, forma-se na extremidade do eletrodo uma cratera como mostra a Figura 2.20, a alma metálica funde mais depressa que o revestimento que orienta o arco.

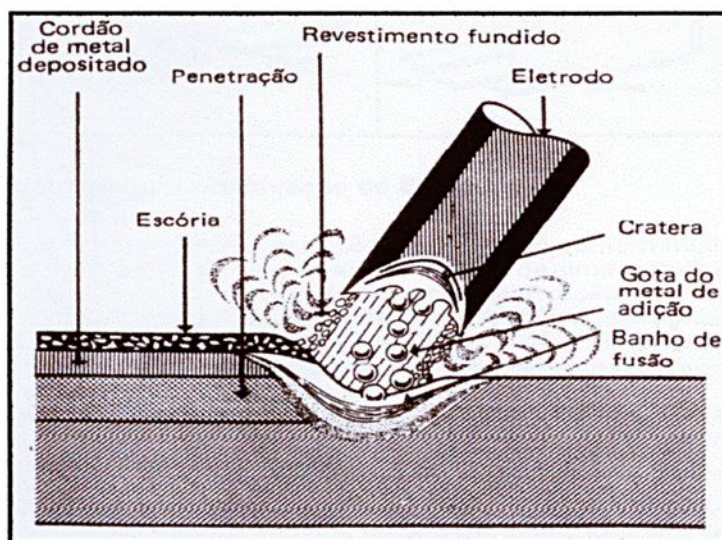


Figura 2.20 - Esquema do mecanismo da solda com eletrodo revestido (EUTETIC + CASTOLIN).

2.3.6 - Descontinuidade

Descontinuidade é a interrupção física causada em um material pela abertura de uma trinca ou pela presença de uma trinca ou pela presença de um segundo material como por exemplo inclusão de escória.

As descontinuidades podem ser classificadas quanto à origem e à forma. Com relação à origem, as descontinuidades podem ser geométricas (operacionais) e metalúrgicas. Com relação à forma, as descontinuidades podem ser planas e volumétricas (SELMA, 1997).

É interessante notar que as descontinuidades geométricas são geralmente planas, enquanto as descontinuidades metalúrgicas podem ser planas ou volumétricas o processo de soldagem por eletrodo revestido os tipos de descontinuidades geométricas (operacional) são: falta de fusão, falta de penetração e mordedura e as descontinuidades metalúrgicas são: porosidade, inclusão de escória e trincas.

As diferentes descontinuidades em uma junta de topo com chanfro em X ou duplo V podem ser vistas conforme Figura 2.21, segundo a terminologia usada pela Petrobrás.

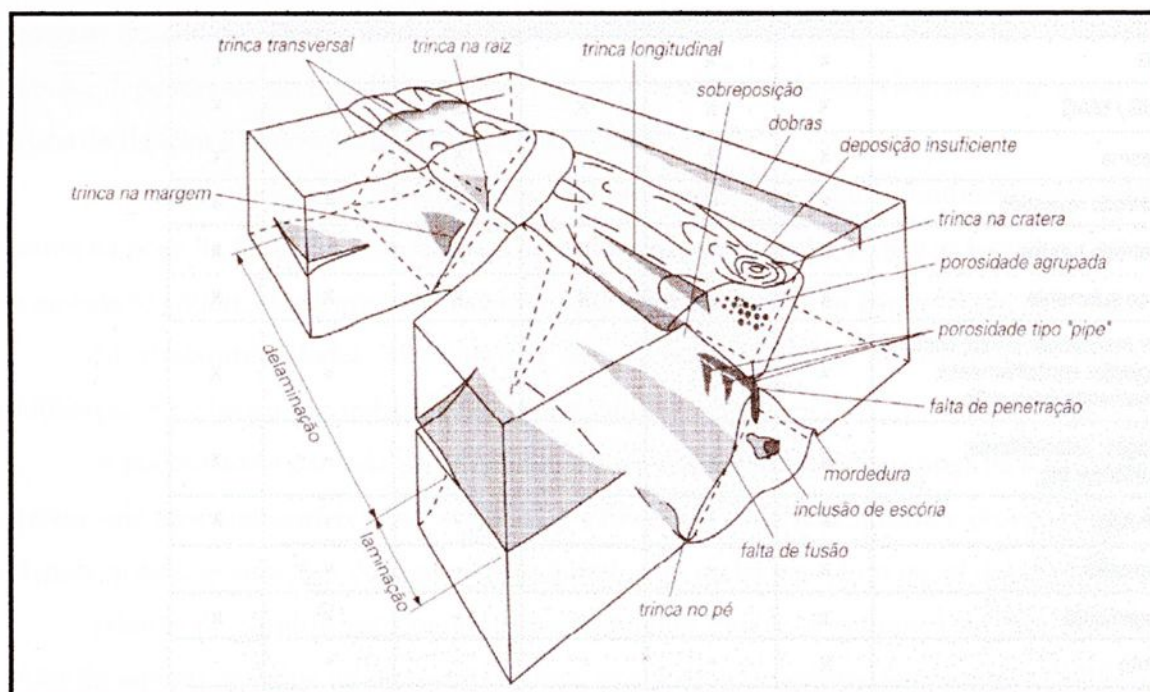


Figura 2.21 – Desenho esquemático de descontinuidades (SELMA, 1997).

As discontinuidades geométricas são geradas na etapa de montagem e de soldagem. Os exemplos mais comuns são falta de fusão, falta de penetração e mordedura; cita-se também desalinhamento, superposição, deposição insuficiente.

A falta de fusão é uma discontinuidade caracterizada pelo não coalescimento de parte do cordão na lateral do chanfro ou entre cordões na soldagem multipasse.

A falta de fusão pode ser causada pela insuficiência da energia de soldagem para fundir as laterais do chanfro ou por algum tipo de contaminação superficial, que impede o coalescimento ou isola termicamente a face do chanfro da fonte de calor.

A falta de penetração está relacionada ao cordão de solda que não une completamente as partes a serem soldadas ao longo da espessura. Isto ocorre porque partes da raiz do cordão de solda não foram completamente fundidas.

A falta de penetração tem as mesmas causas que a falta de fusão, isto é, ou a energia do arco não é suficiente para fundir o metal de base ou as superfícies do chanfro estão isoladas da fonte e impedem a fusão.

A mordedura é caracterizada pela fusão da superfície da chapa do metal de base próxima à margem do cordão. Dependendo da norma utilizada na soldagem, a mordedura é aceitável. Contudo, dependendo do material a soldar, pode ser bastante perigosa, visto que cria um entalhe na zona de ligação e concentra ainda mais tensão nesse local.

As discontinuidades metalúrgicas são originadas por algum fenômeno metalúrgico presente na poça de fusão como o refino, a desoxidação, a desgaseificação e as transformações de fase no estado sólido, estas, ocorrem tanto na zona fundida quanto na zona afetada pelo calor.

As discontinuidades metalúrgicas mais comuns são a porosidade, a trinca de solidificação e a trinca a frio induzida por hidrogênio.

A porosidade é causada principalmente pela presença de gases na poça de fusão que não puderam sair para a atmosfera; esta ocorrência tanto pode estar relacionada a procedimentos de soldagem quanto a variações de composição química do metal base e do metal de adição.

Trincas de solidificação ocorrem normalmente devido à presença de fase líquida no interior do cordão de solda ou no metal de base, que parecem macroscopicamente solidificados. Aparecem geralmente durante o resfriamento com uma localização no centro do cordão de solda.

Trincas a frio induzidas por hidrogênio é o tipo de discontinuidade mais perigoso de todos; um dos motivos é que logo após a soldagem a trinca pode ainda não ter se formado. Às

vezes, o tempo de aparecimento dessas trincas é dezenas de horas após a soldagem. Outro motivo é que as trincas podem ter tamanho abaixo do limite de detecção dos ensaios não destrutivos adequados. Dessa maneira, este tipo de descontinuidade deve ser evitado ao máximo, uma vez que pode causar danos muito sérios a um equipamento soldado.

As principais fontes de hidrogênio durante a soldagem são: umidade no revestimento ou fluxo, contaminação do gás de proteção com vapor de água, metal de base com teores elevados de hidrogênio dissolvido e contaminação superficial por materiais orgânicos.



2.4 – Fadiga

A Fadiga é o fenômeno que ocorre a um material quando sujeito a uma carga repetida ou flutuante, por um tempo muito longo e se caracteriza pelo rompimento da peça a uma tensão inferior àquela necessária para que haja a fratura do material devido à aplicação de uma carga estática. É portanto, um problema que afeta qualquer componente submetido à solicitação de impacto (DIETER, 1981).

Fadiga também é considerada como sendo uma falha progressiva de um corpo mecânico que se encontra sujeito a cargas cíclicas de amplitude constante e, ou variável. A vida em fadiga de componentes submetidos a carregamentos cíclicos pode ser consumida em aproximadamente 90% na fase de propagação estável da trinca. A falha por fadiga ocorre em função da nucleação e propagação de uma ou mais trincas, sendo que a vida útil em fadiga pode ser representada conforme a Figura 2.22 (ANTUNES, 1997; MEYERS, 1982).

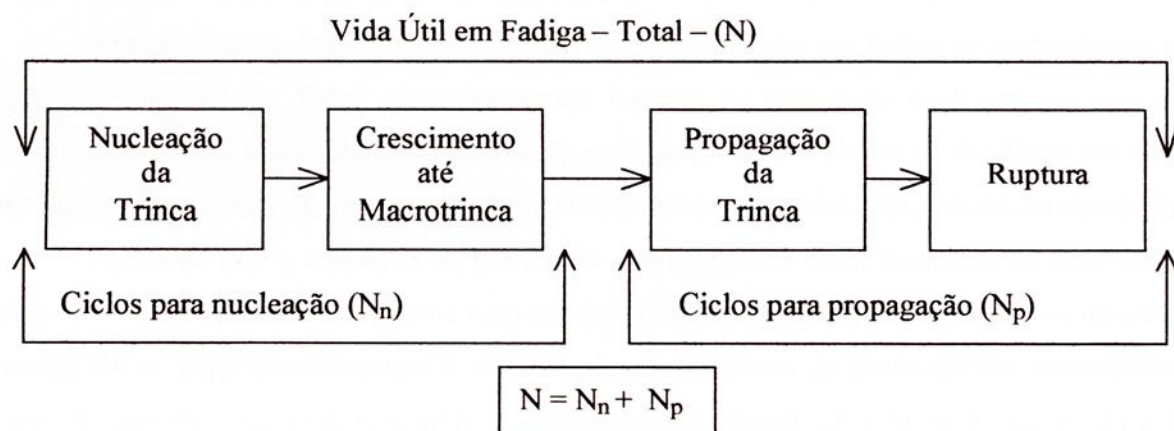


Figura 2.22 – Fluxograma da vida em fadiga (ANTUNES,1997).

Em relação a materiais metálicos, fadiga representa o enfraquecimento progressivo e localizado resultante da aplicação de cargas dinâmicas, podendo resultar na ruptura do material após um número suficiente de ciclos de carregamento (VOORWALD, 1995). Estima-se que fadiga seja responsável por 90% das falhas mecânicas de serviço. Ocorre geralmente num ponto de concentração geométrico ou metalúrgico.

Apesar das crescentes descobertas no entendimento das falhas por fadiga e melhorias nos métodos de projeto, a fadiga ainda é o fenômeno mais estudado no comportamento mecânico dos metais. Considera-se que todo componente móvel e parte das estruturas estáticas estão sujeitos a ciclos de tensões. Portanto, a maioria absoluta das falhas que ocorrem em serviço é devido à fadiga (HERTZBERG, 1976).

Atualmente os mecanismos de fadiga são comumente divididos nos seguintes estágios:

- 1.º ESTÁGIO – Microdeformação plástica sob solicitação cíclica, com formação de bandas de escorregamento;
- 2.º ESTÁGIO – Nucleação de uma ou mais microtrincas;
- 3.º ESTÁGIO – Propagação de uma ou mais microtrincas;
- 4.º ESTÁGIO – Propagação instável da trincas até a fratura final;

Todos os estágios do processo são importantes para o estudo do mecanismo da fadiga, sendo que o início da falha do material é devido à ocorrência de microdeformações plásticas em sua estrutura, sem o qual o processo de fadiga não ocorre (MEYERS, 1982).

Vários pesquisadores relacionam a nucleação de trincas por fadiga ao deslizamento de planos cristalográficos. Estes escorregamentos formam os planos de deslizamento que são propícios para a nucleação de microtrincas. O surgimento destes planos de deslizamento estão associados à estrutura e movimentação de discordâncias ocasionadas pela solicitação alternada.

Aceita-se que a transição de planos de deslizamentos até a formação de uma trinca, inicia-se com a interseção dos planos com a superfície do cristal, seguindo para o seu interior e propagando-se perpendicularmente à tensão aplicada. O plano de deslizamento normalmente surge na superfície do cristal, quando o endurecimento atinge um estágio de saturação e ao mesmo tempo em que a tensão atinge um máximo.

Em metais policristalinos os contornos de grãos desempenham um papel importante na nucleação da trinca. Durante a deformação os contornos de grãos impedem o desenvolvimento de planos de deslizamento e microtrincas. Da mesma forma que o contorno de grão pode retardar a propagação de trincas quando o material está submetido à baixa deformação, pode também antecipar a sua nucleação quando submetido a grandes deformações, pelo fato de que haverá um acúmulo de concentração de tensões nos contornos dos grãos durante a deformação cíclica (MILLER, 1993).



Em monocristais, a fase inicial da vida em fadiga pode levar um tempo considerável. Em metais policristalinos, assume-se que a fase de iniciação da trinca não existe, porque a superfície de um componente de engenharia envolve aproximadamente 10^6 grãos/cm² e uma variedade de concentradores de tensões superficiais como: contornos de grãos, pontos triplos, marcas de usinagem, inclusões e entalhes que, separadamente ou associados entre si, podem iniciar imediatamente uma trinca. Estas trincas propagar-se-ão até serem interrompidas por uma barreira microestrutural ou uma redução do campo de tensão-deformação, ou ambas (MILLER, 1993).

2.4.1 – Ciclo de tensões.

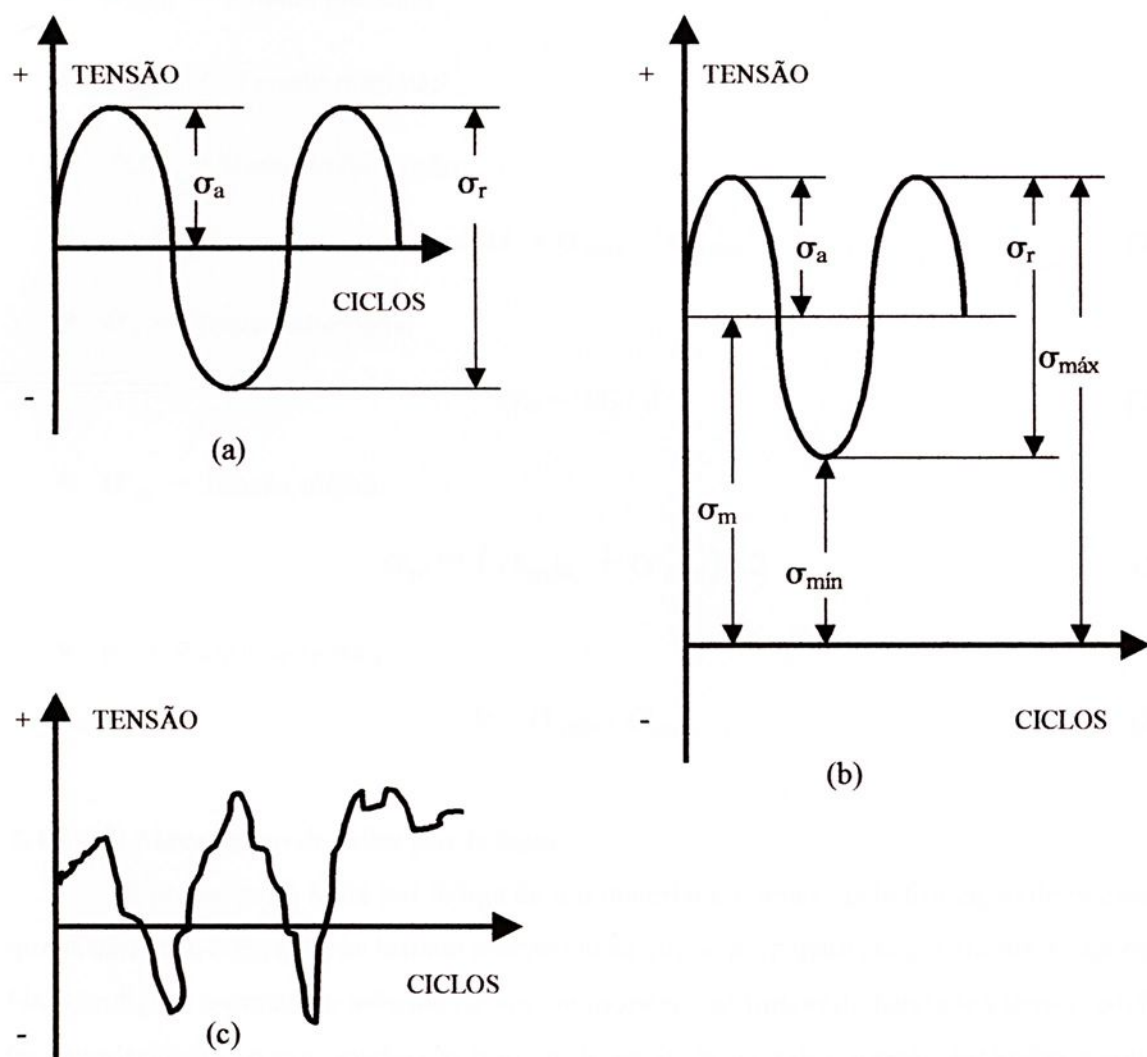


Figura 2.23 - Ciclos de tensões de fadiga: (a) tensão alternada; (b) tensão flutuante; (c) tensão aleatória (DIETER, 1981).

Basicamente os ciclos de tensões são classificados em:

- alternados, de forma senoidal - as tensões máximas e mínimas são iguais, porém de sinais opostos;
- flutuantes - tensões máximas e mínimas diferentes, podendo ser ambas de tração, ambas de compressão ou de sinais opostos (tração e compressão);
- aleatórios - sujeitas a sobrecargas periódicas imprevisíveis.

A Figura 2.23 Ilustra os ciclos de tensões descritos.

Os parâmetros que caracterizam os ciclos de tensões em fadiga são:

- $\sigma_{\text{máx.}}$ → Tensão máxima;
- $\sigma_{\text{mín.}}$ → Tensão mínima;
- $\Delta\sigma$ → Variação de tensão:

$$\Delta\sigma = \sigma_{\text{máx.}} - \sigma_{\text{mín.}} \quad (2.2)$$

- σ_a → Tensão alternada:

$$\sigma_a = \sigma_r / 2 \quad (2.3)$$

- σ_m → Tensão média:

$$\sigma_m = (\sigma_{\text{máx.}} + \sigma_{\text{mín.}}) / 2 \quad (2.4)$$

- R → Razão de tensão:

$$R = \sigma_{\text{mín.}} / \sigma_{\text{máx.}} \quad (2.5)$$

2.4.2 – O Mecanismo de falha por fadiga.

O processo de falha por fadiga de um material é iniciado pela formação de microtrincas que coalescem, crescem e se tornam macrotrincas que se propagam até que ocorra a ruptura final. Nas condições normais de trabalho de um componente, as trincas de fadiga iniciam-se em função de singularidades (riscos, mudanças bruscas de seção, pontos de corrosão, inclusões e contornos de grãos) presentes na superfície do componente ou logo abaixo da mesma. As microtrincas

podem também estar presentes no material como resultado de operações de solda, rebiteamento, tratamentos térmicos, trabalhos mecânicos.

A nucleação das trincas de fadiga ocorre por um processo de deformação plástica localizada, em escala microscópica, quando se formam intrusões e extrusões, que podem crescer e se transformar em microtrincas. São estas microtrincas que, por um processo contínuo de propagação, irão originar as macrotrincas (fissuras que apresentam um tamanho mínimo, suficiente para serem detectadas, usando-se técnicas de inspeção não destrutivas).

Para explicar o mecanismo de trinca por fadiga Cottrell e Hull propuseram que a formação de intrusões e extrusões dependem da existência de deslizamento em dois sistemas de deslizamento, conforme Figura 2.24 (DIETER, 1981).

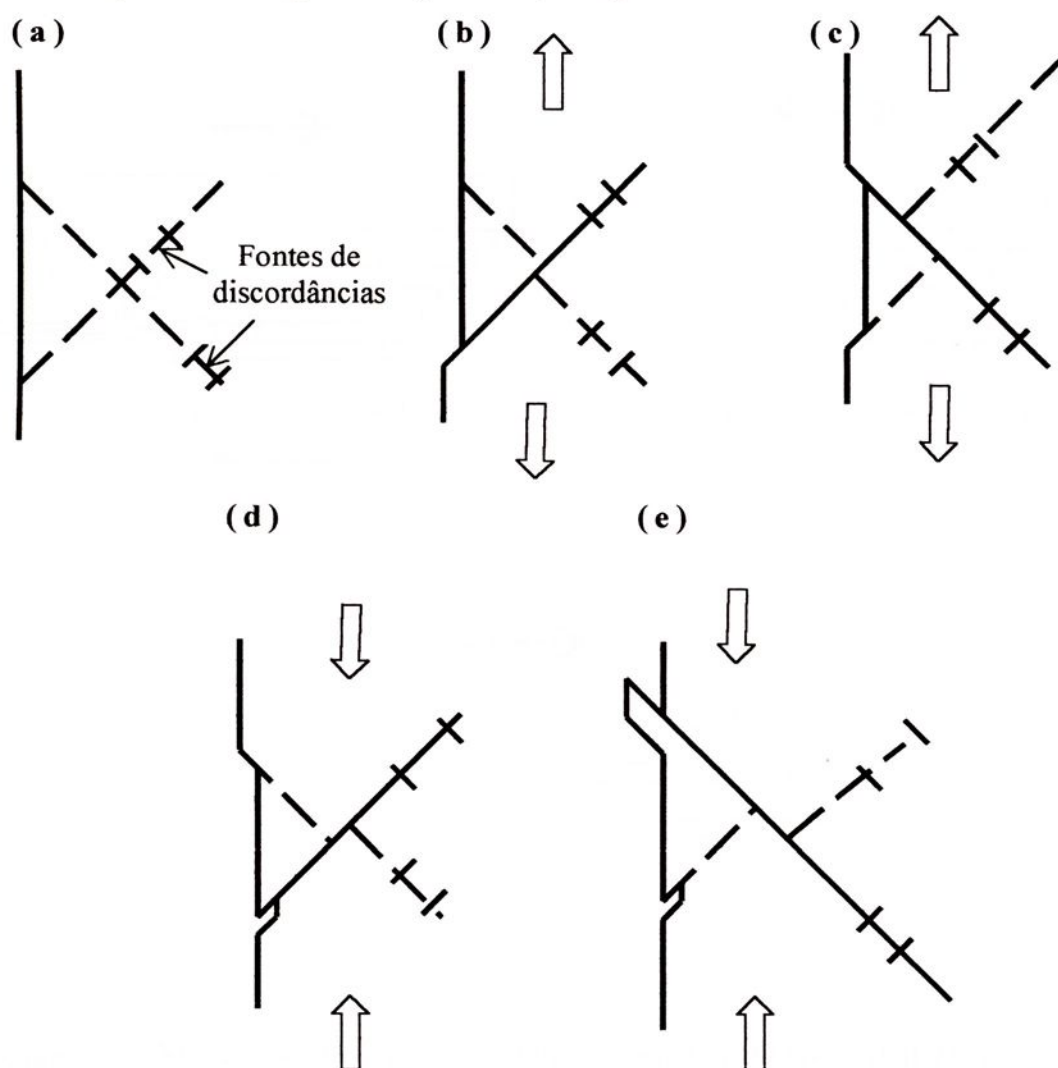


Figura 2.24 - Mecanismo de formação de microdeformação de Cottrell e Hull (DIETER, 1981).

a – dois sistemas de planos de deslizamento;

b e c – sistemas operam em seqüência produzindo dois degraus na superfície de atuação do ciclo de tensões;

d – atuação do componente de compressão. O deslizamento do primeiro sistema a operar dá origem à formação de intrusões;

e – atuação do segundo sistema dá origem a extrusões.

Wood, sugeriu um mecanismo para explicar a ocorrência das trincas de fadiga, baseado na ocorrência de microdeformações na superfície do material submetido a carregamentos de fadiga, que provocam o surgimento de extrusões e intrusões, que podem crescer e se propagar como uma trinca de fadiga, conforme pode ser observado na Figura 2.25.

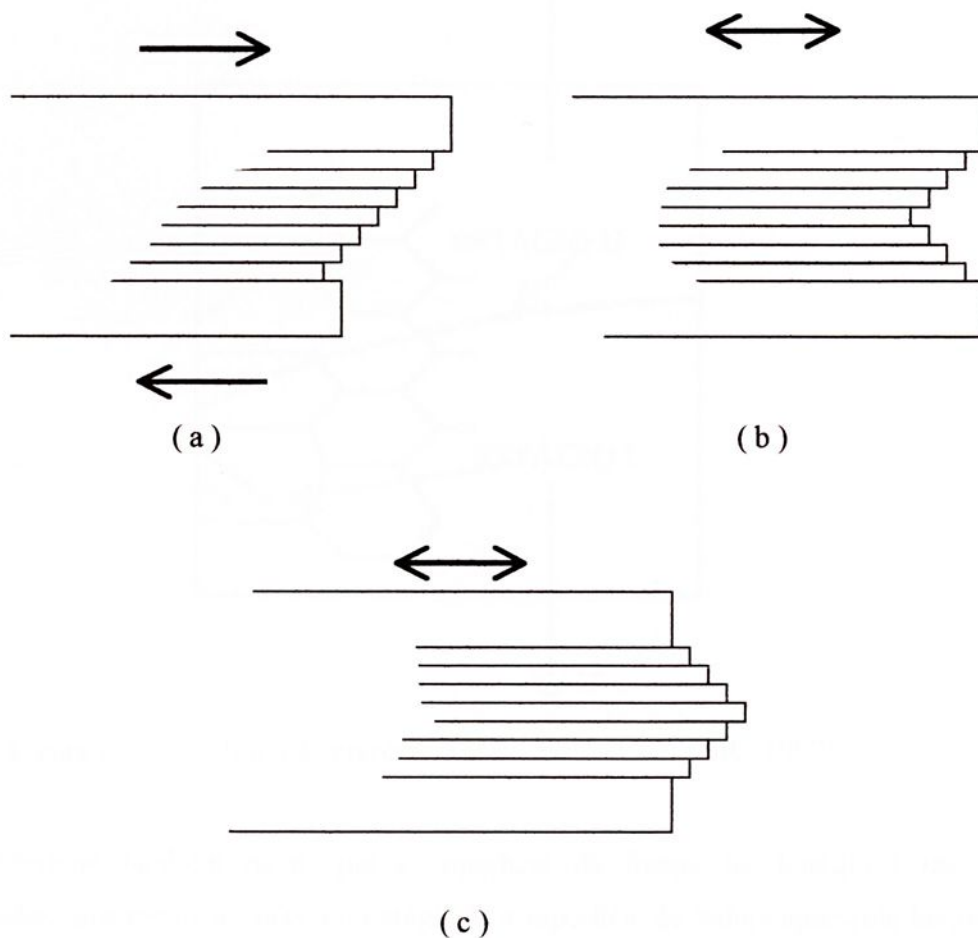


Figura 2.25 – Mecanismo de formação de microdeformação de Wood (DIETER, 1981).

- a - Deformação estática;
- b - Deformação por fadiga originando um entalhe superficial (intrusão); e
- c - Deformação por fadiga originando extrusão.

As trincas de fadiga, uma vez formadas, tendem a se propagar inicialmente ao longo dos planos de deslizamento (Estágio I), em condições de deformação plana, seu crescimento é da ordem de ângstrons por ciclo. Em seguida as trincas tomam a direção normal à tensão aplicada (Estágio II), e sob condições de tensão plana, admitem crescimento da ordem de micrometros por ciclo. A propagação da trinca de fadiga é, normalmente, transgranular, observado na Figura 2.26 (MEYERS, 1982).

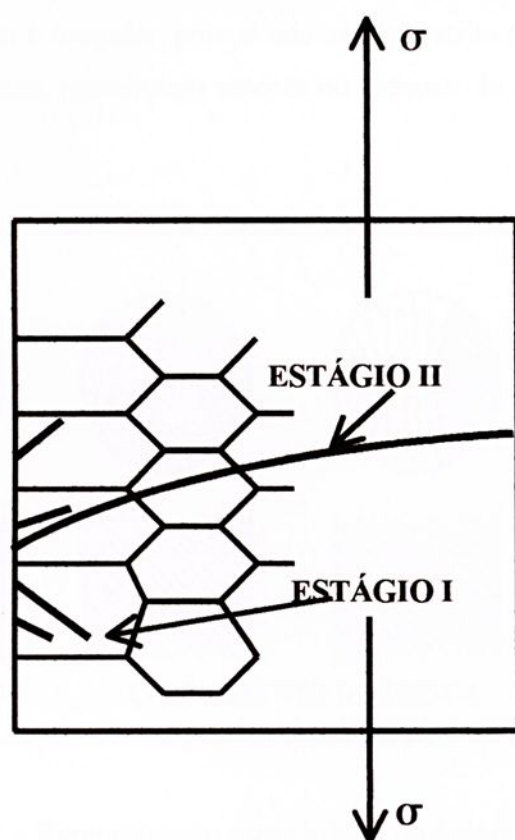


Figura 2.26 - Estágios de crescimento da trinca (KLESNIL, 1992).

Deve-se também notar que a superfície da fratura no Estágio I não apresenta propriedades características, mas, no Estágio II, a superfície de fratura apresenta frequentemente a formação de rugas e estrias, sendo que cada estria é formada durante um ciclo de carregamento,

mas principalmente em carregamento de amplitude variável, nem todo ciclo resulta obrigatoriamente em uma estria.

2.4.3 – Ruptura final.

À medida que a trinca cresce, a seção resistente do componente diminui e a tensão na seção aumenta até que ocorra a ruptura (CORRÊA, 2000).

A superfície de uma fratura por fadiga apresenta macroscopicamente, duas aparências distintas. A superfície polida é devida ao atrito entre as superfícies da trinca conforme o componente é deformado no sentido oposto. Quando a amostra está para romper-se, ela apresenta uma aparência grosseira e irregular, pois já não existe o atrito (DIETER, 1981), como mostra a Figura 2.27. Muitas vezes, apresentam marcas no formato de anéis concêntricos à origem da fratura.

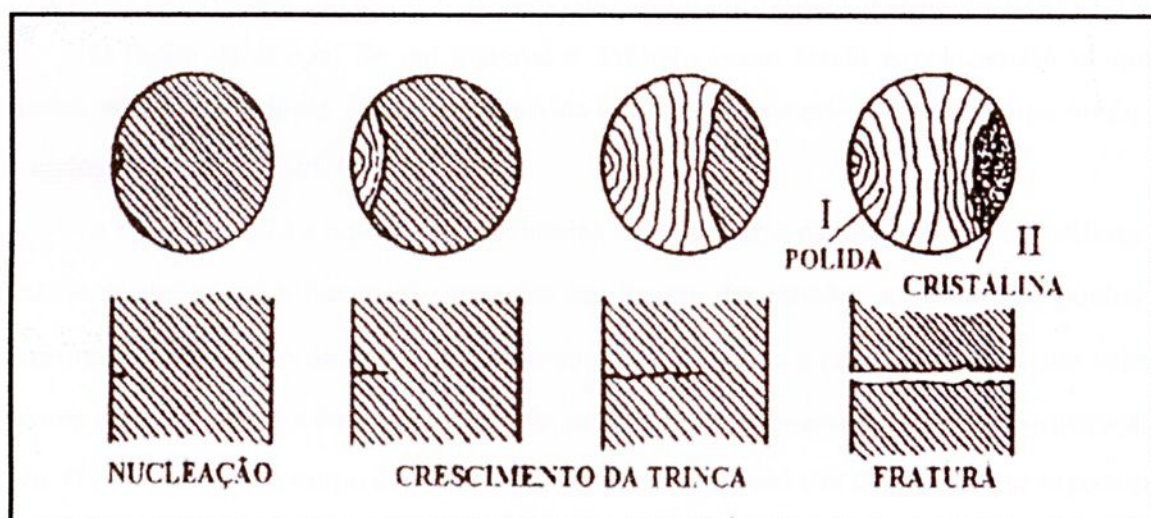


Figura 2.27 – Representação esquemática da fratura por fadiga.

2.4.4 – Curvas σ - N.

Conhecidas como curvas de Wöhler, são as representações básicas de dados experimentais de fadiga, onde σ corresponde à tensão aplicada e N ao número de ciclos em escala logarítmica, necessários à fratura. A maioria das determinações das propriedades de fadiga

são feitas em flexão alternada, onde a tensão média é igual a zero. A curva $\sigma - N$ é determinada com a utilização de oito a doze corpos de prova (DIETER, 1981).

Os termos mais comumente empregados na interpretação de curvas de fadiga são:

- Limite de resistência à fadiga.

É a região horizontal de uma curva $\sigma - N$ e representa a máxima tensão que um metal pode resistir por um infinito número de ciclos com 50% de probabilidade de falha (FUCHS, 1980).

- Resistência à fadiga.

É a tensão na qual o metal pode ser submetido a um determinado número de ciclos.

- Fadiga de baixo e alto ciclo.

Na prática, esta distinção é feita determinando-se a componente da deformação, imposta durante o carregamento cíclico, é elástica (alto ciclo) ou plástica (baixo ciclo), que de certa forma depende das propriedades do metal, bem como da magnitude das tensões nominais (ASM, 1986).

O limite de fadiga de um material é definido como sendo aquela tensão na qual o material teria a vida infinita. É considerada vida infinita para materiais ferrosos como sendo $N = 10^7$ ciclos conforme mostra a Figura 2.28.

A curva $\sigma - N$ é a representação clássica dos resultados de fadiga em que os valores dos números de ciclos até a fratura são traçados em função das tensões aplicadas. Os pontos são determinados em função da $\sigma_{\text{máx.}}$ aplicada ao corpo de prova e pelo correspondente valor de números de ciclos N até a fratura do corpo de prova. O procedimento utilizado na construção da curva $\sigma - N$ é ensaiar o corpo de prova com um valor de tensão alta $\sigma_{\text{máx.}}$, onde se espera que a fratura do corpo de prova ocorrerá para um número de ciclos N . Em seguida, diminui-se progressivamente o valor da tensão até que não ocorra mais a fratura do corpo de prova, onde, teoricamente para valores abaixo desta tensão, o material teria vida infinita.

Em se tratando do estudo de fadiga, observa-se que há uma dispersão razoável nos resultados obtidos nos ensaios, daí a necessidade de repetir várias vezes o ensaio para um mesmo nível de tensão (DIETER, 1981, MEYERS, 1982, REED-HILL, 1982). A curva de Wöhler representada na forma $\sigma = f(\log N)$ é a mais comum e é a mais usada em engenharia.

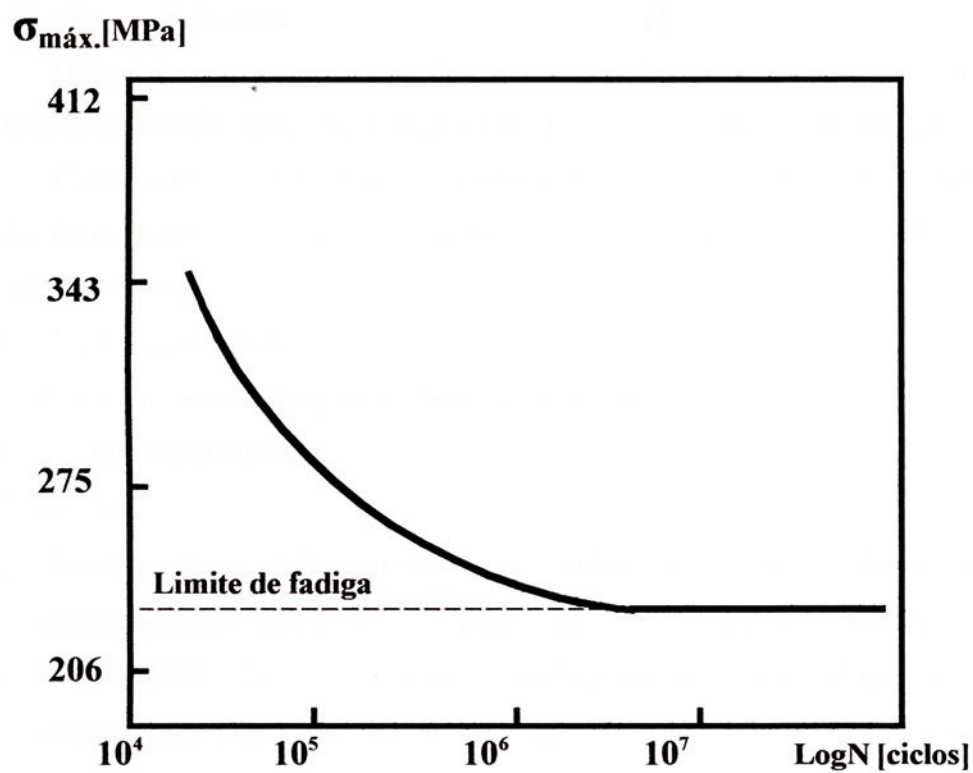


Figura 2.28 – Forma típica de curva $\sigma - N$ (MEYERS, 1982).

2.5 – Mecânica da fratura

Uma das questões principais da mecânica da fratura é determinar o comportamento de uma estrutura trincada, sendo o parâmetro principal o valor do comprimento crítico da trinca.

Com o amplo uso dos metais na engenharia, nos últimos séculos, ocorreram um grande número de acidentes com perdas humanas e prejuízos materiais. Estes fatos ocorrem devido a uma série de fatores:

- Projetos inadequados;
- desconhecimento das propriedades dos materiais;
- defeitos nos materiais;
- trincas.

Neste contexto, podem ser citados os seguintes acidentes causados por fraturas:

- transporte ferroviário do Reino Unido, 1860 – 1870 – Devido a fratura de eixos e trilhos.
- Titanic, 1912 – Seu afundamento, causado por fratura frágil da superestrutura de aço, em consequência da colisão com um iceberg.
- Jato bimotor De Havilland Comet, 1952 – Construído para transporte de passageiros, de cada 6 construídos 3 apresentam defeitos no projeto das janelas, ocorrendo pequenas trincas nas janelas de formato quadrado.
- Navio Class Liberty – Armada americana na 2^a Guerra Mundial. Falta de penetração total das soldas que se tornavam concentradores de tensão, gerando o aparecimento de trincas.
- Petroleiro Kurdistan, 1979 – Fraturou-se, partindo ao meio. Novamente uma solda sem penetração total gerou uma concentração de tensão, nucleando uma trinca na parte interna do casco.
- Space Shuttle Challenger, 1986 – Um anel de vedação do tanque de combustível não havia sido projetado adequadamente. À baixa temperatura, após o lançamento do ônibus espacial, o material teve a sua tenacidade bastante reduzida, passando a se comportar quase como vidro. O anel se rompeu liberando o combustível e causando a explosão.
- Boeing 737 da Aloha Airlines, 1988 – Falta de inspeções adequadas, fizeram com que trincas existentes na fuselagem (em orifício de rebites), sob pressão de cargas cíclicas decorrentes das operações de pressurização, tivessem oportunidade de se propagar de tal maneira que a fuselagem do avião fosse arrancada.



A Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) dá um tratamento no esforço constante de prevenir a fratura catastrófica, baseado no conceito de que a propriedade relevante de um material, a tenacidade a fratura, é a energia necessária para propagar uma trinca através de uma peça estrutural. A MFLE não se preocupa com a prevenção de nucleação das trincas, ao contrário, admite-se que sempre haverá defeitos em um elemento estrutural, e busca-se a resposta a pergunta: dada uma certa tensão, qual o maior tamanho que a trinca pode ser tolerada sem ocorrer à falha da peça?

2.5.1 – Modo de carregamento da trinca

Geralmente a situação mais comum nas aplicações de engenharia é o carregamento perpendicular ao plano da trinca e é caracterizado pelos menores valores críticos de carga. A abertura da trinca pode ocorrer através de três modos de carregamento conforme a Figura 2.29 (VOORWALD, PASTOUKHOV, 1995).

- **MODO I – Trinca de Tração Normal** - As superfícies da trinca se deslocam perpendicularmente entre si (modo de abertura da trinca).
- **MODO II – Trinca de Cisalhamento** - As superfícies da trinca deslizam sob forças normais à frente da trinca (modo de escorregamento).
- **MODO III – Trinca de Cisalhamento Antiplano** - As superfícies da trinca deslizam sob forças paralelas à frente da trinca (modo de rasgamento ou corte).



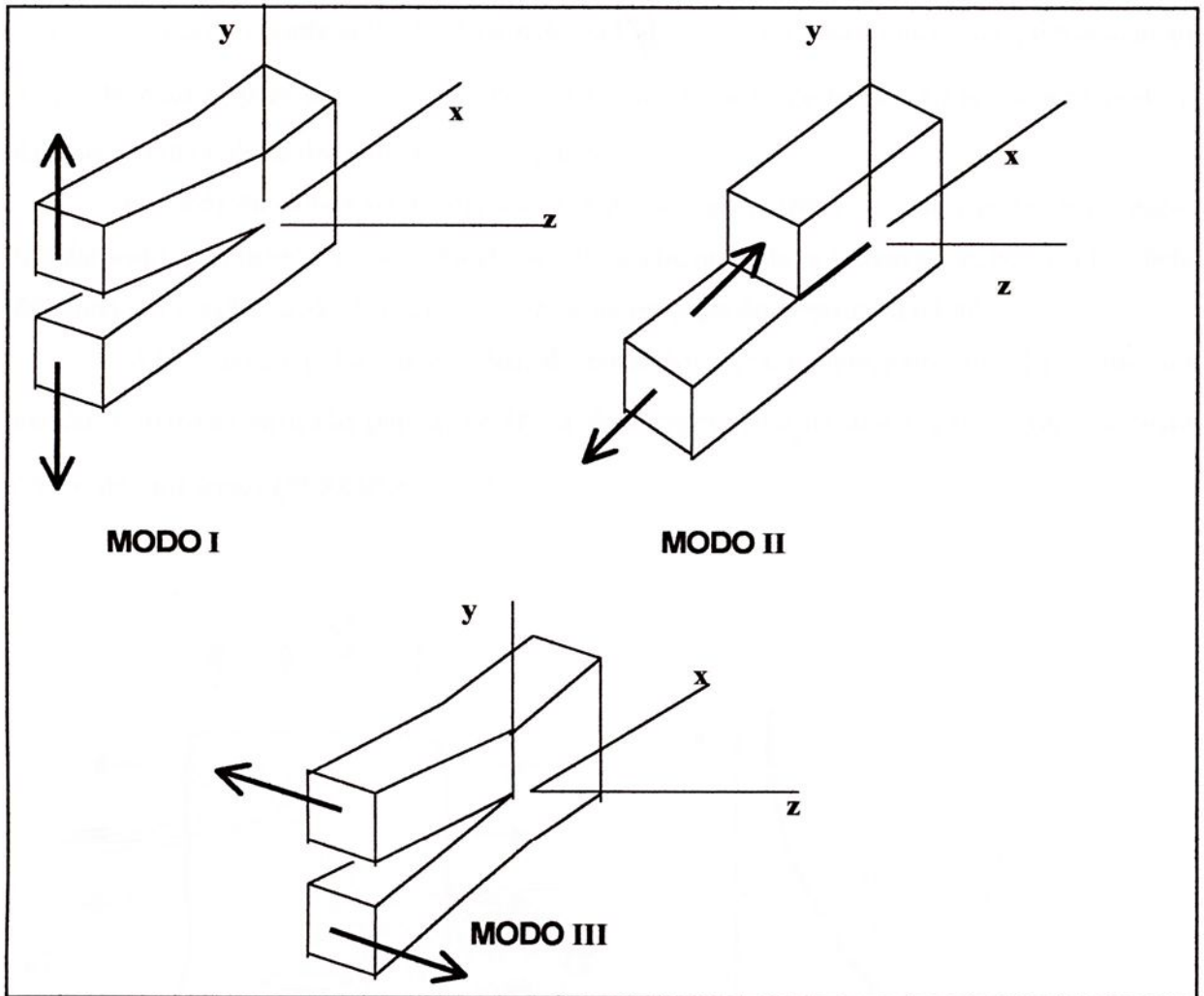


Figura 2.29 – Sistema de solicação de uma trinca (VOORWALD , PASTOUKHOV, 1995).

2.5.2 – Fator intensidade de tens3o

A Mecânica da Fratura, desenvolvida por Irwin (IRWIN, 1957, 1960) a partir dos trabalhos de Inglis (INGLIS, 1913), Griffith (GRIFFITH, 1921) e Westergaard (WESTERGAARD, 1939), trata o campo singular de tens3es, pela introdução de uma quantidade, conhecida como Fator Intensidade de Tens3o K_I , o índice I refere-se ao modo de solicação de tração, definido como:

$$K_I = \lim_{r \rightarrow 0} \sigma_y \sqrt{2\pi a} \quad (2.6)$$

onde o sistema de coordenadas é o mostrado na Figura 2.30 e o valor limite de σ_y é avaliado ao longo do eixo x , para $\theta = 0$. No limite, o fator intensidade de tensão K_I permanece finito e fornece um meio de se determinar a carga crítica.

A condição crítica na Mecânica da Fratura é a iniciação da trinca ~~pode~~ se propagar rapidamente em alta velocidade falhando por clivagem, ou pode se propagar em baixa velocidade falhando por cisalhamento. Em ambos os tipos de propagação a estrutura irá falhar.

A introdução do fator intensidade de tensão fornece um meio, ainda que, dependente do estado de tensões aplicado (isto é, de σ_y) e do comprimento da trinca, para julgar o aspecto crítico de uma trinca (PEREIRA, 1996).

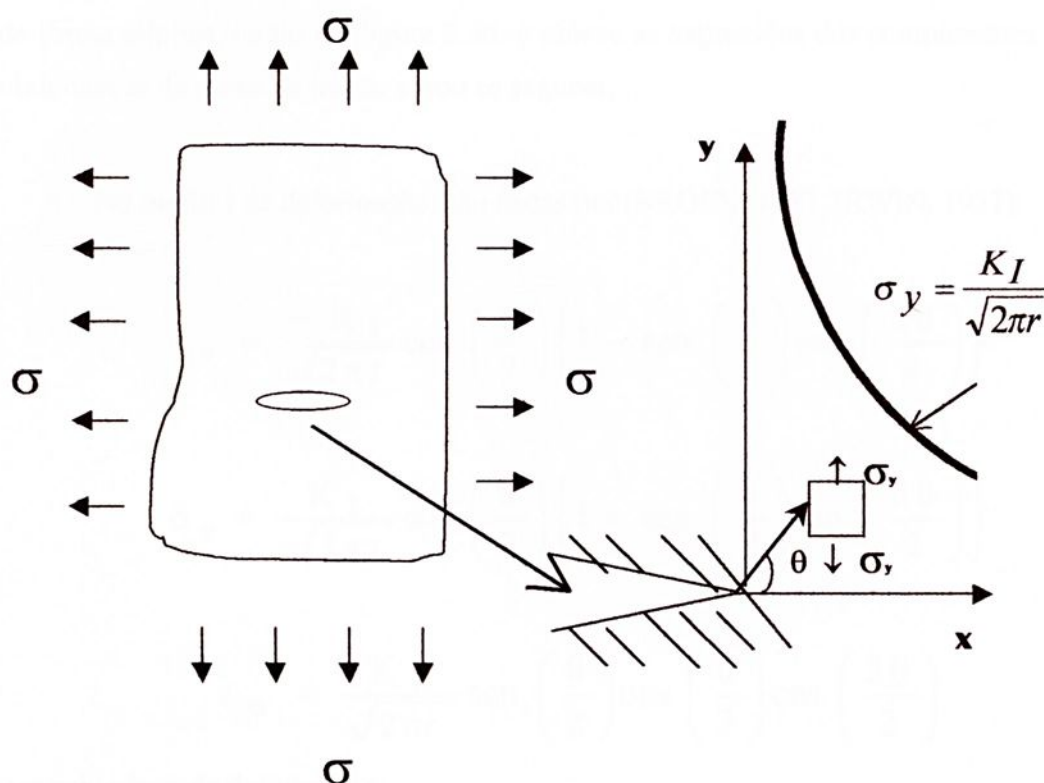


Figura 2.30 – Distribuição de tensão na ponta da trinca em uma placa infinita.

Outro fato importante está numa propriedade que é característica do material, e que define o começo da iniciação da trinca. Esta propriedade é denominada tenacidade à fratura, e é

determinada usando-se procedimentos experimentais padronizados pela ASTM e bem definidos (IRWIN, 1957).

No estado plano de deformações, a tenacidade à fratura K_{IC} , define a resistência do material à iniciação da trinca. Neste caso, quando o fator intensidade de tensão aplicado for: $K_I > K_{IC}$ a trinca inicia e propaga ao longo da estrutura (PEREIRA, 1996).

Como critério de Griffith é uma teoria baseada na energia, este critério ignora a distribuição real de tensões nas proximidades da ponta da trinca, tornando-se assim uma teoria um tanto inflexível, critério de Griffith utilizado para material elástico em particular o vidro.

Um tratamento alternativo foi desenvolvido por Irwin (IRWIN, 1957), que usou um modelo matemático semelhante ao que empregou Griffith, porém utilizando um estado biaxial de tensões, ao invés de uniaxial, aplicada a uma certa distância, numa placa infinita, com uma trinca de forma elíptica, como na Figura 2.30, e obteve as expressões dos componentes de tensão nas vizinhanças da ponta da trinca, como se seguem:

- No **modo I** de deformação, são dadas por (BROEK, 1987, IRWIN, 1957):

$$\sigma_x = \frac{-K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left\{ 1 - \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right\} \quad (2.7)$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left\{ 1 + \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right\} \quad (2.8)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \quad (2.9)$$

e estado plano de deformação:

$$\sigma_z = \nu (\sigma_x + \sigma_y) = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (2.10)$$

ou estado plano de tensão:

$$\sigma_z = 0 \quad (2.11)$$



A tensão σ_y apresenta valores elevados nas vizinhanças da ponta da trinca, decrescendo com o afastamento da mesma, conforme mostrado na Figura 2.30; no entanto, a tensão σ_x será nula devido ao fato de não haver ali qualquer restrição à deformação elástica na direção x.

Se o corpo for suficientemente espesso (estado plano de deformação) observar-se-á uma variação da tensão σ_z ao longo da espessura, sendo o valor nulo ($\sigma_z = 0$, faixa estreita) junto às superfícies externas, onde não há restrição alguma quanto à deformação elástica.

- No **modo II** de deformação, tem-se (BROEK, 1987, IRWIN, 1957):

$$\sigma_x = \frac{-K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \left\{ 2 + \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right\} \quad (2.12)$$

$$\sigma_y = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \left\{ \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right\} \quad (2.13)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left\{ 1 - \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right) \right\} \quad (2.14)$$

$$\sigma_z = \nu (\sigma_x + \sigma_y) \quad (2.15)$$

$$\tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 \quad (2.16)$$

- No **modo III** de deformação é (BROEK, 1987, IRWIN, 1957):

$$\tau_{xz} = \frac{-K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (2.17)$$

$$\tau_{yz} = \frac{-K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (2.18)$$

$$\sigma_z = \sigma_x = \sigma_y = \tau_{xy} = 0 \quad (2.19)$$

Os fatores intensidade de tensão K são denominados K_I , K_{II} , K_{III} , conforme se referem aos modos I, II ou III de deformação, respectivamente.

Irwin observou que as tensões são proporcionais a $(\pi a)^{1/2}$ onde a é o semicomprimento da trinca. Baseado nisto, definiu um fator intensidade de tensão K , como:

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} \quad (2.20)$$

Esse fator intensidade de tensão é uma maneira de se caracterizar a distribuição de tensão elástica próxima a ponta da trinca, no entanto, ele em si não têm nenhum significado físico, expressa o campo de tensão na ponta da trinca (PEREIRA, 1996).

Convém notar que os fatores intensidade de tensão não dependem das variáveis r e θ , portanto, eles controlam a intensidade dos campos de tensões, mas não controlam a distribuição. A fim de aumentar sua aplicabilidade na MFLE, além do caso de trinca central em uma placa infinita, o fator K é usualmente expresso de uma forma mais geral como,

$$K = Y \sigma \sqrt{\pi a} \quad (2.21)$$

onde Y é um fator adimensional que depende da geometria e distribuição da carga, e que é dado para vários casos de interesse prático, e a é metade do comprimento de uma trinca central ou o comprimento de uma trinca de borda.

2.5.3 – Campo plástico na ponta da trinca.

Para valores de r próximos a zero, o campo de tensões tende ao infinito. Na prática isto não ocorre, pois a região próxima à ponta da trinca deforma-se plasticamente mantendo a tensão finita. Essa região denomina-se zona plástica na ponta da trinca como mostra a Figura 2.31 (CORRÊA, 2000).



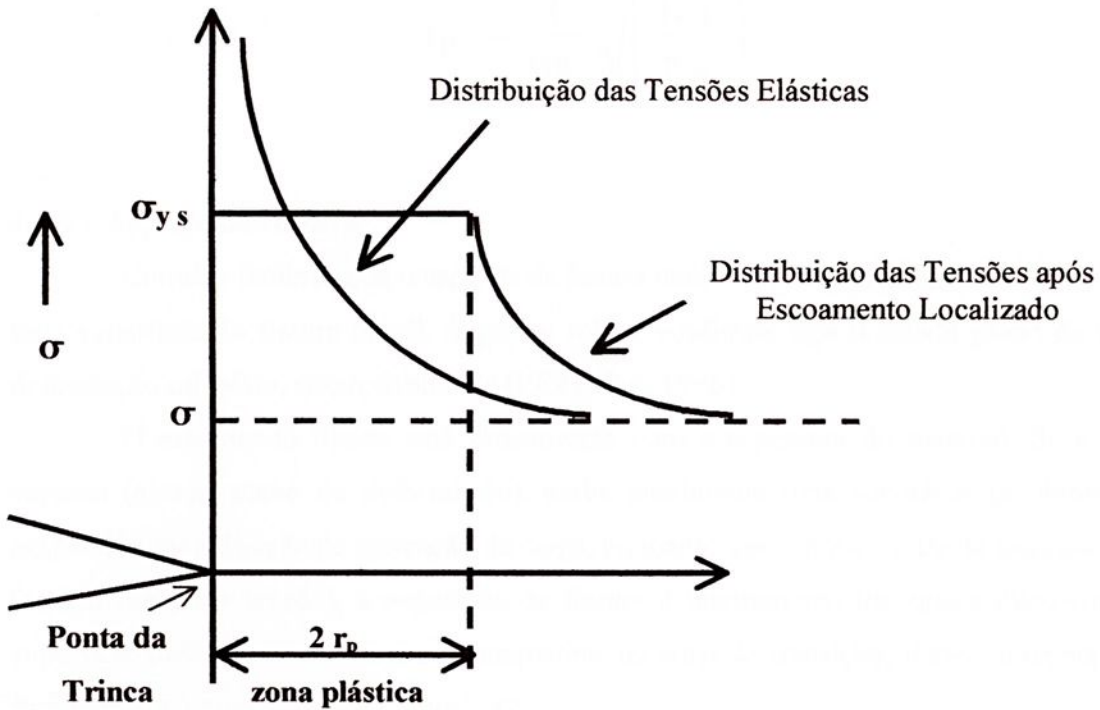


Figura 2.31 – Representação esquemática da zona plástica na ponta da trinca

Para o estado plano de tensões uma estimativa para o tamanho da zona plástica, admitindo-se que a tensão σ_y é igual ao limite de escoamento do material pode ser obtida da seguinte maneira:

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi a}} = \sigma_e \quad (2.22)$$

para $\theta=0$ tem-se:

$$r_p = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\left(\frac{K_I}{\sigma_e}\right)^2} \quad (2.23)$$

e para o estado plano de deformação tem-se:

$$r_p = \frac{1}{6\pi} \sqrt{\left(\frac{K_I}{\sigma_e}\right)} \quad (2.24)$$

2.5.4 – Aspecto da fratura.

Convém lembrar que o aspecto da fratura também é diferente nos diversos estados: terá uma superfície de fratura dúctil, frágil ou mista, conforme seja o estado plano de tensão, de deformação ou misto, respectivamente (PEREIRA, 1996).

O aspecto da fratura está relacionado com a espessura do material. Se a amostra é espessa (estado plano de deformação), exibe geralmente uma superfície de fratura plana e perpendicular à direção de aplicação da carga, enquanto que, uma amostra de pequena espessura (estado plano de tensão), a superfície de fratura é inteiramente (ou quase inteiramente) uma superfície oblíqua. Se a amostra se enquadrar na zona de transição, tem-se uma superfície de fratura mista, como mostra a Figura 2.32.

O máximo valor crítico de K_I (MEGUID, 1989) em função de espessura, como se observa na Figura 2.32, ocorre em situação de tensão plana. Neste caso, representa-se esse valor crítico por K_C , sem o subscrito I, para que não haja confusão com o valor crítico de K_{IC} , no estado plano de deformação.

É importante não confundir K_I com K_{IC} . O primeiro depende da geometria da amostra, ao passo que o segundo é uma propriedade do material e independe da geometria do componente.

Uma vez que o fator K_{IC} é o menor valor do fator intensidade de tensão crítico para um material, este é comumente usado nos cálculos de projetos, para prevenir os materiais estruturais contra a fratura, procurando-se manter o fator K_I calculado, sempre abaixo do valor do fator K_{IC} . É o valor de tenacidade a fratura com o máximo de restrição ao fluxo plástico.



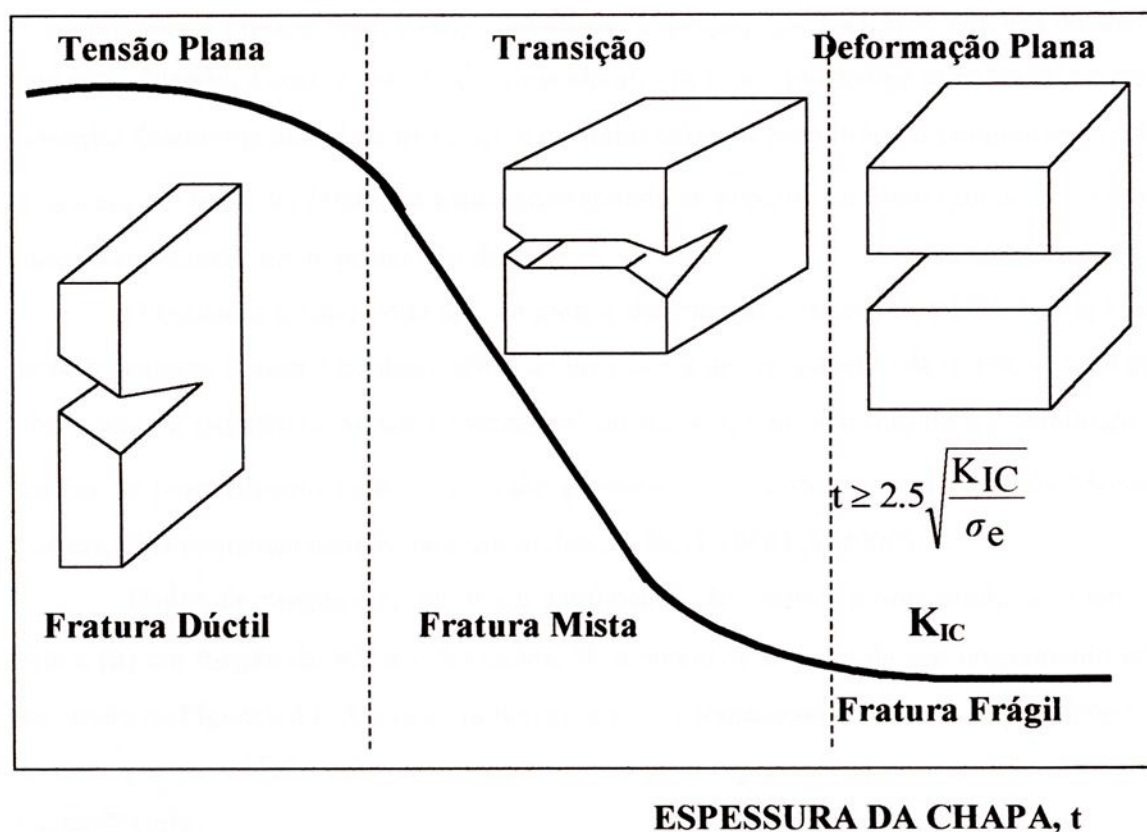


Figura 2.32 - Variação da tenacidade à fratura com a espessura da placa (BROEK, 1987, MEGUID, 1989).

2.5.5 – Propagação da trinca por fadiga.

O desenvolvimento adquirido no campo da Mecânica da Fratura favoreceu o aparecimento de uma nova filosofia de projeto, denominada “Fail-Safe”, onde a presença de uma trinca não inutiliza a estrutura. Logo, é de fundamental importância a obtenção de métodos confiáveis para a determinação da taxa de crescimento destas trincas e a elaboração de modelos teóricos que relacionem os resultados experimentais obtidos em laboratório com as condições encontradas na prática. Portanto, o estudo da propagação de trincas por fadiga compõe uma das principais linhas de pesquisa em fadiga adotadas atualmente, que é a análise da sobrevivência de um componente em presença de uma macrotrinca (CORRÊA, 2000).

O final da vida útil de um material, devido a sua ruptura brusca, fica definido pelo fator intensidade de tensão crítico, designado por K_{IC} ou K_C . Entretanto, a vida útil depende da

velocidade de crescimento da trinca, desde um tamanho microscópico, até o tamanho crítico estimado para a ruptura final, e essa velocidade de propagação da trinca depende da solicitação que está atuando. Logo, o estudo do crescimento da trinca por fadiga envolve três aspectos: o tamanho detectável inicial da trinca a_d , o tamanho máximo permitido ou comprimento crítico da trinca $a_{crit.}$. O tamanho inicial da trinca corresponde ao tamanho mínimo que pode ser detectado usando-se técnicas de inspeção não destrutivas.

O tamanho crítico pode ser, ao menos determinado através da Mecânica da Fratura. O terceiro aspecto requer o conhecimento de uma curva de crescimento da trinca, na qual pode ser observado a existência de um tamanho inicial de trinca a_0 diferente de a_d , admitindo-se que trincas de comprimento entre a_0 e a_d são grandes o suficiente para aplicação da Mecânica da Fratura, mas pequenas demais para serem detectadas (CORRÊA, 2000).

Dados de propagação da trinca geralmente são obtidos monitorando-se o tamanho da trinca (a) em função do número de ciclos, N , obtendo-se a curva de seu crescimento tal como mostrado na Figura 2.33. A trinca inicialmente cresce lentamente, porém, quando atinge um certo tamanho, a velocidade sobe rapidamente, levando à ruptura final em um intervalo de tempo bastante curto.

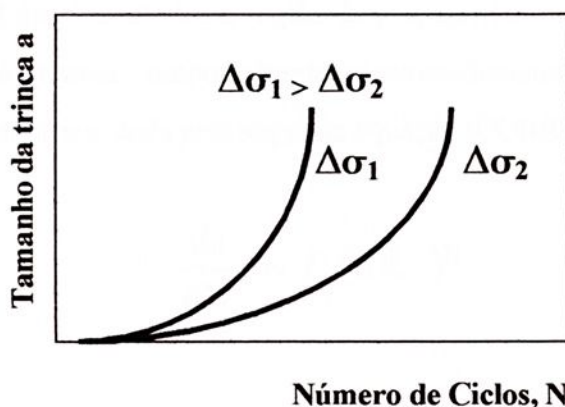


Figura 2.33 - Curvas esquemáticas de crescimento da trinca versus números de ciclos (FUCHS, 1980).

Estas curvas tornam-se mais expressivas quando são apresentadas em termos da taxa de crescimento da trinca, (da/dN) versus a variação do fator intensidade de tensão (ΔK) , levando-

se em conta o comprimento da trinca e da intensidade do carregamento cíclico. A Figura 2.34 apresenta uma curva típica da/dN versus ΔK .

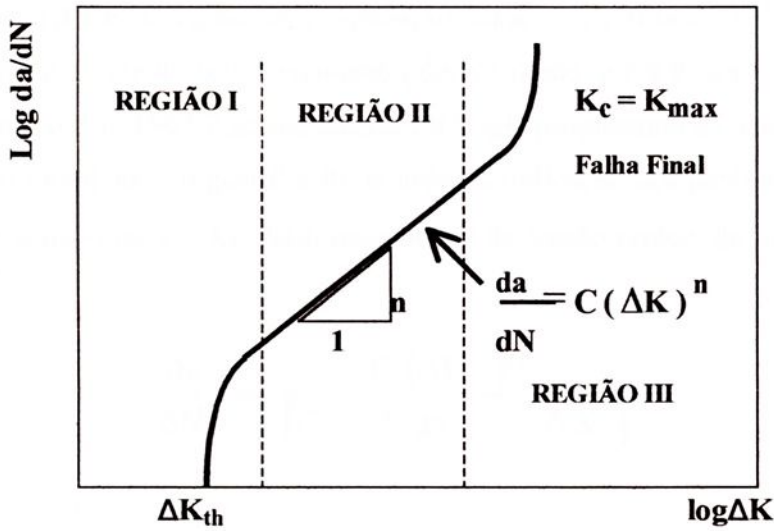


Figura 2.34 – Regiões envolvidas na propagação da trinca.

Na região I a velocidade da propagação é muito baixa. Um valor de ΔK abaixo do qual a trinca não se propaga, é designado por ΔK_{th} (Limiar).

A região II que caracteriza a região de propagação estável da trinca, é delimitada por ΔK_{th} e $\Delta K_{crítico}$ e apresenta comportamento aproximadamente linear correspondendo a uma relação de origem empírica, dada pela seguinte equação (CORRÊA, 2000):

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K)^n \quad (2.25)$$

sendo:

- da / dN - Taxa de crescimento da trinca;
- C, n - Constante do material;
- ΔK - Variação do fator intensidade de tensão.

C e n são constantes do material que dependem da razão de carregamento, do meio, da frequência, temperatura, do estado estrutural do material e de suas propriedades mecânicas. Esta equação foi proposta em 1963 por Paris e Erdogan (PARIS, 1963) através de ensaios empíricos.

A região III é a região de propagação instável da trinca, onde não existe mais a possibilidade do controle do seu crescimento, demonstrando que a trinca atingiu o comprimento crítico e ΔK crítico. Em 1967 Forman, Kearney e Engle propuseram uma correção para equação de Paris visando modelar a região II e III, através da utilização dos parâmetros R, razão entre a tensão mínima e máxima, e o K_C , fator intensidade de tensão crítico, de acordo com a seguinte equação:

$$\frac{da}{dN} = \frac{C (\Delta K)^n}{[(1 - R)K_c - \Delta K]} \quad (2.26)$$

Nesta equação fica evidente que quando $K_{m\acute{a}x}$ é igual a K_C , o denominador tende a zero e conseqüentemente a taxa de crescimento da trinca tende a infinito.



3 - PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

3.1 - Material

O material utilizado na parte experimental foi o aço SAE 1020 empregado na fabricação de prensas mecânicas. Foi realizada a análise química do material utilizado, e o resultado encontrado está na Tabela 4.1 estando de acordo com o especificado pela norma SAE J 403h.

O material utilizado na construção de todos os corpos de prova, foi retirado da estrutura inferior da prensa, localizada em seu subsolo. Deste material foram preparadas 4 placas, duas no sentido longitudinal ao de laminação e duas no sentido transversal ao de laminação, nas dimensões 200mm x 300mm x 1.1/2" (38,1mm), sendo que duas destas foram cortadas ao meio onde foi usinado um chanfro em duplo V conforme mostra a Figura 3.1, onde foi reproduzido o processo de soldagem feito com as mesmas características conforme a recuperação em campo.

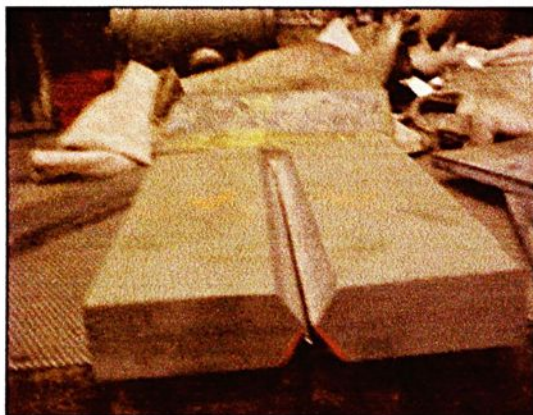


Figura 3.1 – Placas preparadas com chanfro em duplo V para reprodução do processo de solda utilizado na recuperação da estrutura.

3.2 – Realização da solda

O processo de soldagem foi realizado nas mesmas condições em que é feita a solda na estrutura da prensa. A soldagem foi realizada com material de adição de solda utilizando uma máquina de solda a arco elétrico manual com eletrodo revestido AWS E – 7018.

A especificação do eletrodo utilizado segue as composições químicas informadas na Tabela 4.2.

Os diâmetros das varetas dos eletrodos e a intensidade de corrente são especificados de acordo com a Tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Medidas e intensidade de corrente.

Φ	Comprimento	Faixa da Corrente
(mm)	(mm)	A
2,50	350	80 - 110
3,25	350	110 - 140
4,00	450	160 - 190
5,00	450	190 - 260

O equipamento utilizado no processo de soldagem foi uma máquina manual de solda com uma fonte retificadora de corrente de 0 a 600 ampéres.

As placas foram preparadas com chanfro em duplo V de acordo com a Figura 3.1 no sentido longitudinal e transversal ao de laminação.

3.3 – Tratamento térmico de alívio de tensões

Após a realização da soldagem, foi feito o tratamento térmico de alívio de tensões. Este foi realizado a uma temperatura de 550°C.

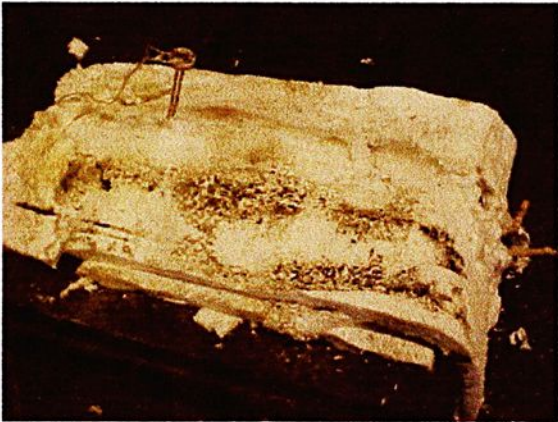


Figura 3.2 – Tratamento térmico.

A Figura 3.2 mostra o tratamento térmico de alívio de tensões sendo realizado. Para a sua realização são utilizados as resistências, o termopar, a manta de cerâmica e também o registrador gráfico como mostra a Figura 3.3.

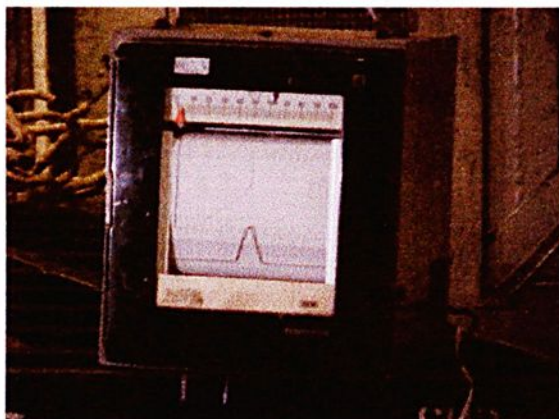


Figura 3.3 – Registrador gráfico.

3.4 - Ensaio de tração convencional

Para a realização dos ensaios de tração vinte corpos de prova foram confeccionados e identificados, sendo cinco do metal base no sentido longitudinal, cinco do metal base no sentido transversal, cinco do metal soldado com material de adição no sentido longitudinal e cinco do metal soldado com material de adição no sentido transversal, conforme a norma ASTM E-8M/97 como mostrado na Figura 3.4.

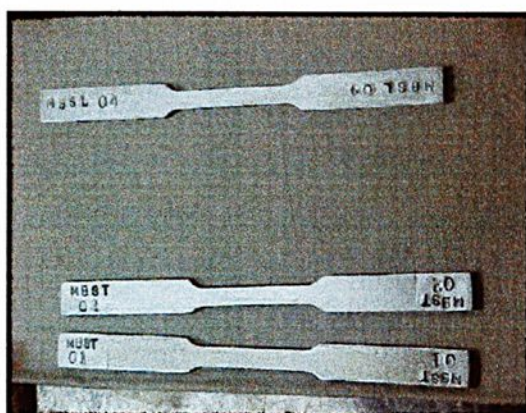


Figura 3.4 – Corpos de prova para ensaios de tração.

Os objetivos dos ensaios foram determinar os valores do limite de resistência a tração e o limite de escoamento a tração para utilização nos ensaios de fadiga na hora de aplicar o carregamento. Os ensaios foram realizados com uma velocidade de ensaio de $v_e = 2 \text{ mm/min}$, em uma máquina universal de ensaios mecânicos MTS – modelo 810.23M, instalada no Departamento de Engenharia de Materiais (DEMAR) da FAENQUIL.

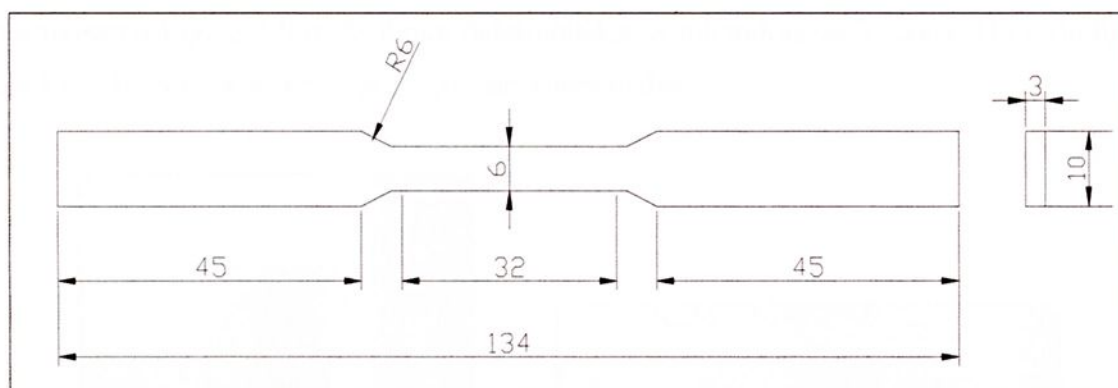


Figura 3.5 – Geometria e dimensões do corpo de prova para ensaio de tração.

A Figura 3.5, mostra a geometria e as dimensões do corpo de prova utilizado no ensaio de tração de acordo com a norma ASTM E-8M/97.

A curva de tensão deformação no ensaio de tração é utilizado um extensômetro fixado no comprimento útil do corpo de prova para obtenção da deformação a cada variação de carga conforme mostra a Figura 3.6.

As curvas obtidas nos ensaios de tração para as quatro condições ensaiadas, estão mostradas nas Figuras 4.1, 4.2, 4.3 e 4.4.

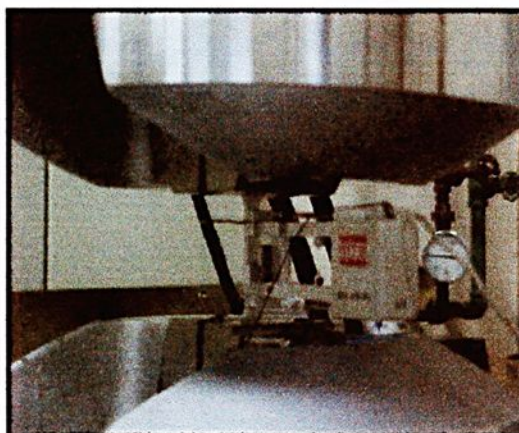


Figura 3.6 – Fixação do extensômetro ao corpo de prova.

3.5 – Ensaio de dureza

Os ensaios de dureza foram realizados na máquina para ensaio de dureza universal Wolpert como mostra a Figura 3.7. Foram determinadas as durezas Brinell (HB) e Rockweel A (HRA), e os valores encontram-se de 107 a 119 HB e 29 a 33 HRA.

Os ensaios de microdureza foram realizados na máquina para ensaio de dureza Vickers como mostra a Figura 3.8 onde foram determinadas as microdurezas Vickers (HV). As figuras 4.6, 4.8 e 4.10 mostra as medidas de durezas encontradas.



Figura 3.7 – Durômetro universal Wolpert.

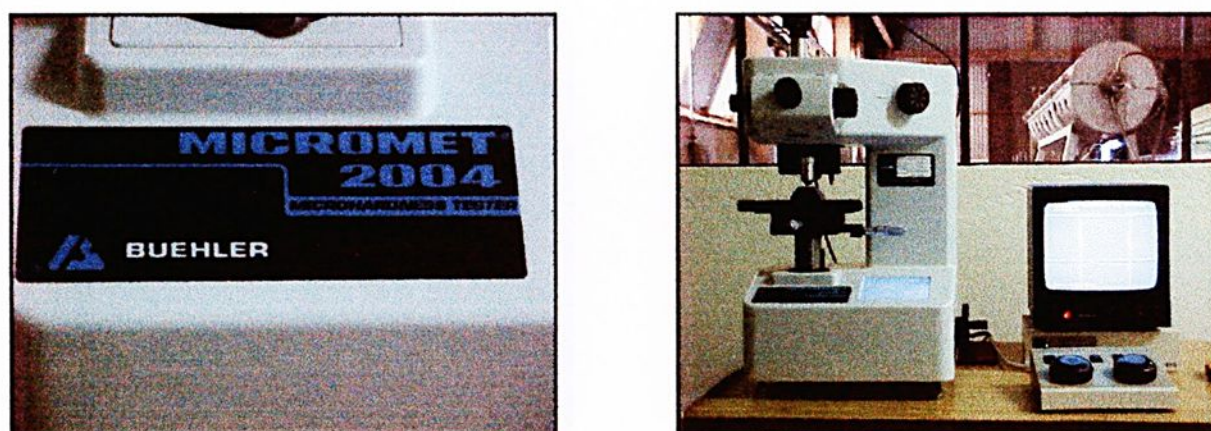


Figura 3.8 – Durômetro para dureza Vickers.

3.6 – Ensaio de rugosidade

Foram feitas medidas de rugosidade superficial em todos os corpos de prova. As medidas de rugosidade superficial foram feitas no equipamento de medida de rugosidade como mostra a Figura 3.9.

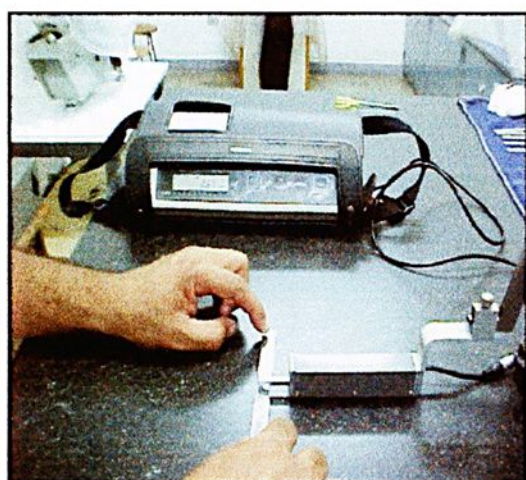


Figura 3.9 – Rugosímetro.

3.7 – Análise metalográfica

3.7.1 – Microscopia óptica

A análise de microscopia óptica foi feita com objetivo de determinar as características das diferentes condições que se apresenta o material. A Figura 3.10 mostra o tipo de microscópio óptico utilizado.

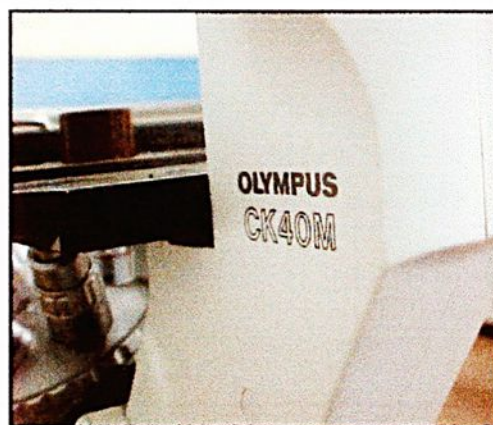


Figura 3.10 – Microscópio óptico utilizado na análise da microestrutura do material em estudo.

3.7.2 – Microscopia eletrônica de varredura

A análise de microscopia eletrônica de varredura foi realizada com objetivo de se determinar as características das diferentes fraturas resultantes dos ensaios realizados no material em estudo. A Figura 3.11 mostra o tipo de microscópio eletrônico de varredura utilizado.

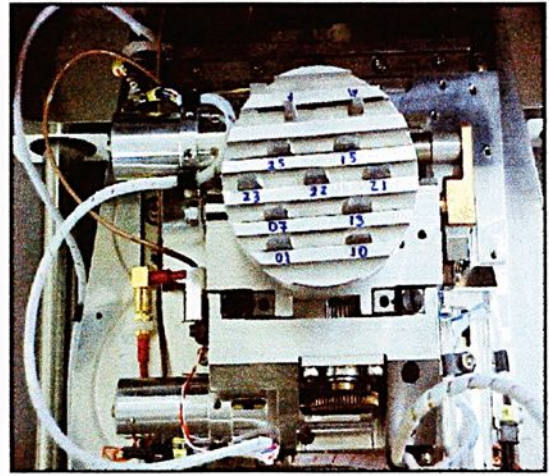
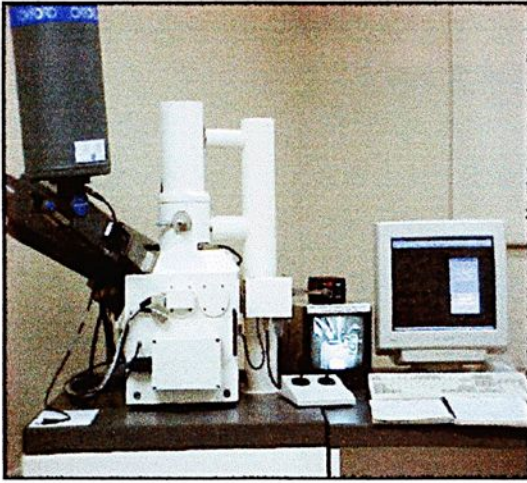


Figura 3.11 - Microscópio eletrônico de varredura utilizado na análise da fratura do material em estudo.

3.8 – Ensaio de fadiga

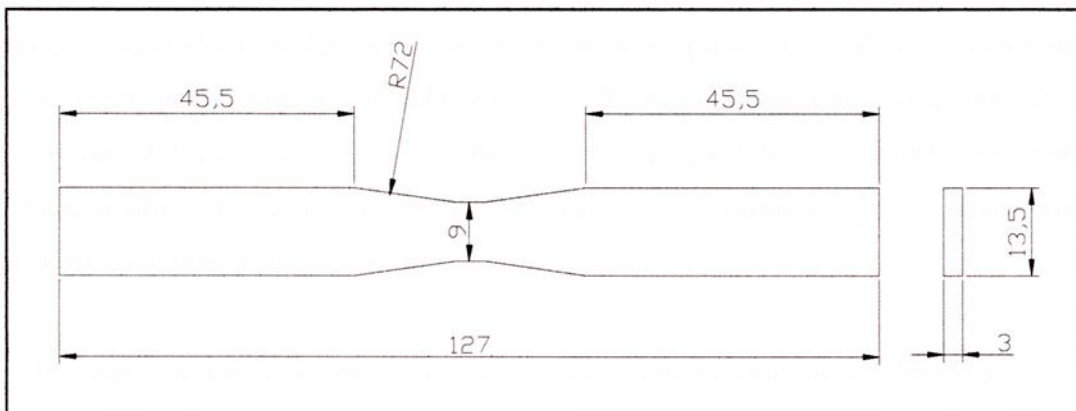


Figura 3.12 – Geometria e dimensão do corpo de prova para ensaio da vida em fadiga.

Foram confeccionados e identificados 72 corpos de prova a partir do metal base e das placas soldadas nas direções longitudinal e transversal ao sentido de laminação, conforme a norma ASTM E-466/96. A Figura 3.12, mostra a geometria e as dimensões do corpo de prova utilizado no ensaio de fadiga. A Figura 3.13 mostra alguns corpos de prova já preparados para a realização do ensaio. Todos os corpos de prova foram retificados e apresentam valor médio de rugosidade da ordem de: $R_a = 2,5 \pm 1,0 \mu\text{m}$.



Figura 3.13 – Corpos de prova confeccionados para o ensaio da vida em fadiga.

Os ensaios de fadiga foram realizados em regime de carregamento tração-tração em amplitude constante e a razão de carga 0,1 a uma frequência de 30 Hz até a ruptura do corpo de prova ou 10^6 ciclos (vida infinita). Após o ensaio, a região da fratura era protegida com esmalte para posterior análise no microscópio eletrônico de varredura, como mostra a Figura 3.14. O equipamento utilizado na realização deste ensaio, foi a máquina universal de ensaios mecânicos MTS – 810.23M pertencente ao DEMAR/FAENQUIL conforme mostram as Figuras 3.15 e 3.16.

Foram definidos 4 níveis de tensões e para cada nível, foram ensaiados três corpos de prova para a obtenção da curva da vida em fadiga. Os corpos de prova foram ensaiados obedecendo a seguinte seqüência de ensaios:

- 18 corpos-de-prova do metal base sentido longitudinal à laminação (MBSL);
- 18 corpos-de-prova do metal base sentido transversal à laminação (MBST);
- 18 corpos-de-prova do metal soldado sentido longitudinal à laminação (MSSL);
- 18 corpos-de-prova do metal soldado sentido transversal à laminação (MSST).

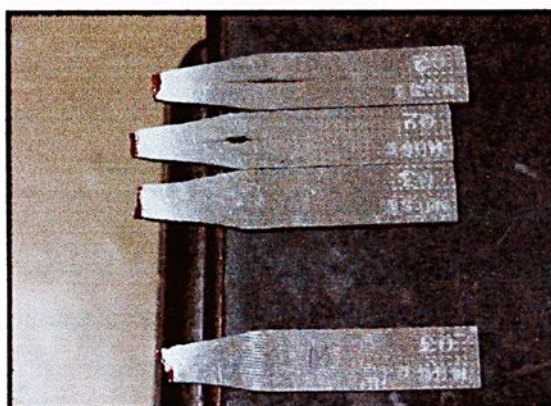


Figura 3.14 – Corpos de prova rompidos por fadiga e suas superfícies fraturadas protegidas com esmalte.

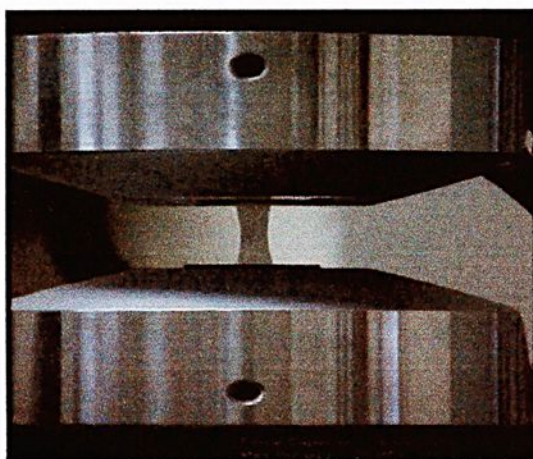


Figura 3.15 – Corpo de prova sendo ensaiado na MTS – 810 para a determinação da vida em fadiga.



Figura 3.16 – Equipamento MTS – 810 realizando ensaio de vida em fadiga.

3.9 - Ensaio de propagação de trinca por fadiga

Para a realização dos ensaios de propagação de trinca por fadiga, foram utilizados dezenove corpos de prova que foram confeccionados de acordo com a norma ASTM E-647/95. A geometria e as dimensões do corpo de prova estão mostradas na Figura 3.18, sendo que o entalhe inicial da trinca foi usinado em uma máquina de eletroerosão modelo EDM 200 Hz da UNESP/FEG como mostra a Figura 3.17, onde o eletrodo utilizado foi de cobre eletrolítico confeccionado com as dimensões de 6mm x 2,5mm, ilustrado na Figura 3.19.

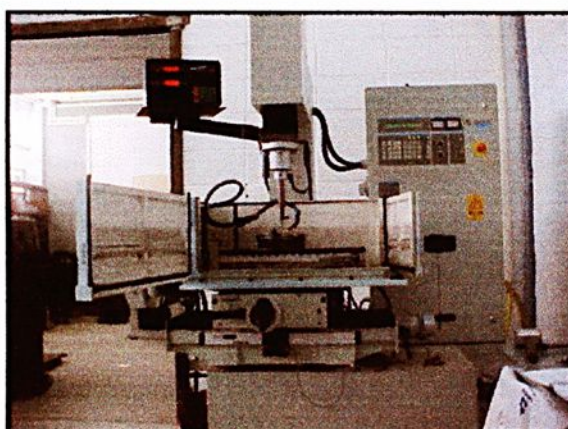


Figura 3.17 – Equipamento de Eletroerosão.

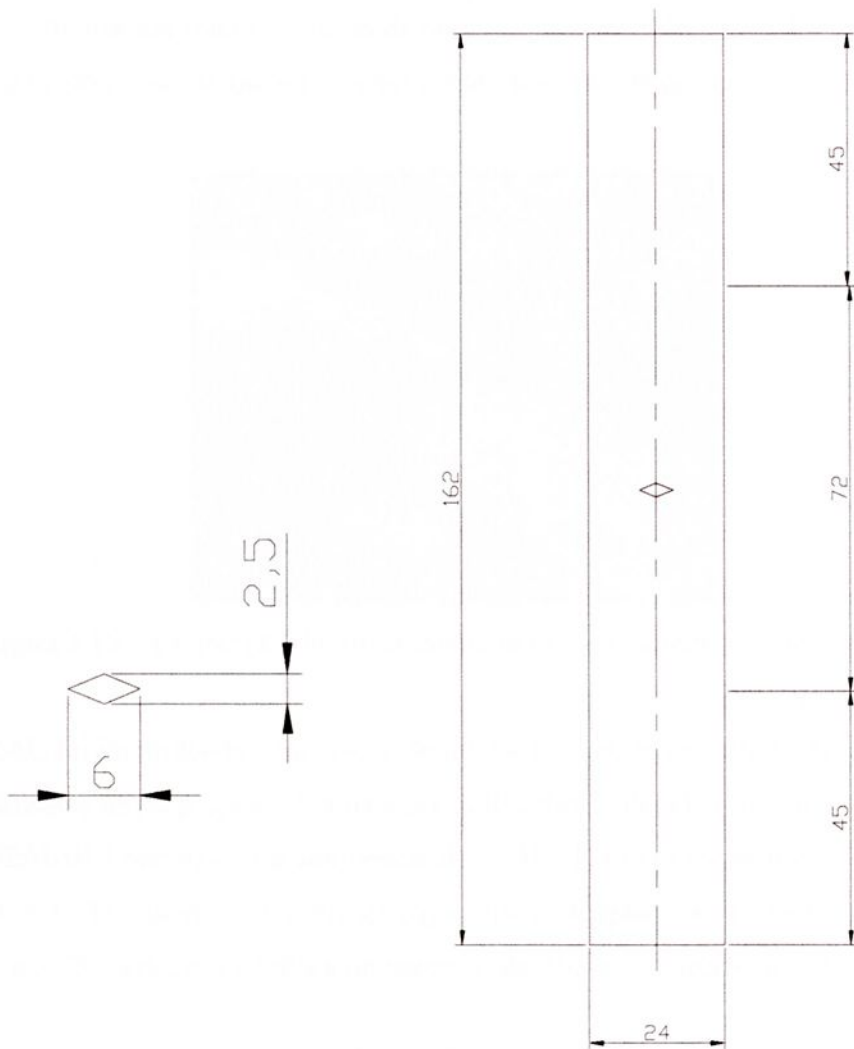


Figura 3.18 – Geometria e dimensão do corpo de prova para ensaio de propagação de trinca por fadiga, espessura de 3mm.

Dos dezenove corpos de prova confeccionados para estudar a propagação de trinca por fadiga, eles foram divididos da seguinte forma: cinco corpos de prova do metal base no sentido longitudinal (MBSL), cinco corpos de prova do metal base no sentido transversal (MBST), três corpos de prova do metal soldado no sentido longitudinal na ZAC (MSL_{ZAC}), três corpos de prova do metal de adição de solda (MAS) e três corpos de prova do metal soldado no sentido transversal na ZAC (MSL_{ZAC}).

As superfícies laterais de todos os corpos de prova foram retificadas para garantir uma tolerância de 0,04mm em relação à linha de simetria do corpo de prova. Isto se faz necessário devido à introdução inicial de um entalhe no centro do corpo de prova.

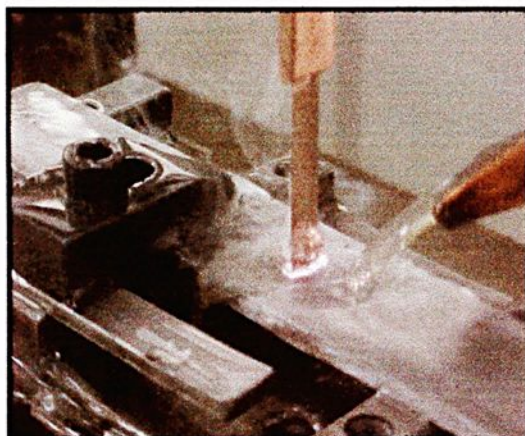


Figura 3.19 – Confecção da trinca inicial pelo equipamento de eletroerosão.

A ZAC foi identificada com ataque de nital a 10% antes da introdução do entalhe.

Os ensaios de propagação da trinca por fadiga foram realizados em um equipamento MTS-810.23M (DEMAR-Lorena) a uma frequência de 20 Hz. Para monitorar o crescimento da trinca (Figuras 3.20 e 3.21) utilizou-se um microscópio óptico acoplado à MTS-810 como mostram as Figuras 3.22 e 3.23. Para fazer a leitura do tamanho da trinca, a frequência de ensaio era reduzida para 0,5 Hz.

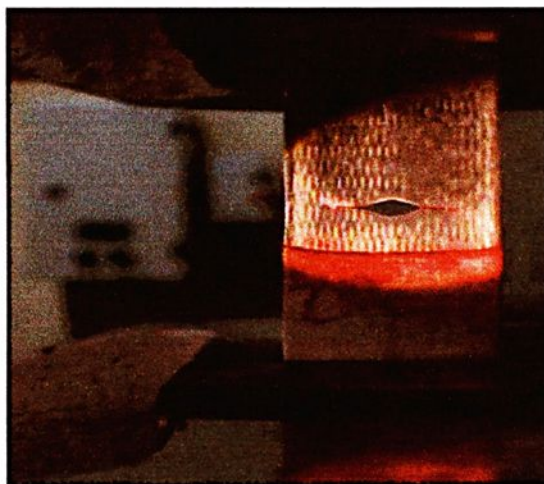


Figura 3.20 – Crescimento da trinca por fadiga.

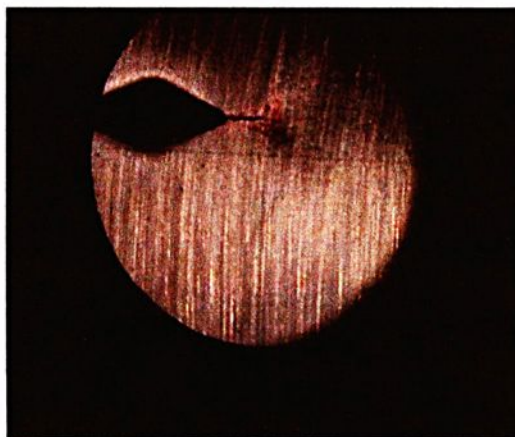


Figura 3.21 – Leitura da trinca por fadiga utilizando microscópio óptico.



Figura 3.22 – MTS – 810 com microscópio óptico acoplado para leitura.



Figura 3.23 – Braço de comando da MTS – 810 para diminuir a frequência para leitura do crescimento da trinca.

4 - RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 – Análise química dos materiais

4.1.1 – Aço SAE 1020

A Tabela 4.1, mostra os valores que foram encontrados e os valores especificados para a composição química do aço SAE 1020, que é o material empregado neste estudo.

Tabela 4.1 - Composição química do aço SAE 1020.

Elemento de liga %	C	Mn	P _{máx.}	S _{máx.}
Especificado	0,18 – 0,23	0,30 – 0,60	0,040	0,050
Encontrado	0,20	0,70	0,009	0,021

Observando os valores tabelados (tabela 4.1), verifica-se que o material utilizado na confecção dos corpos de prova, encontra-se dentro dos padrões desejados.

4.1.2 – Eletrodo AWS E 7018

A Tabela 4.2, fornece os valores da composição química do eletrodo AWS E 7018, valores estes encontrados e os especificados.

Tabela 4.2 - Composição química eletrodo AWS E 7018.

Elemento de liga %	C	Mn	Si
Especificado	0,07	1,6	0,75
Encontrado	0,09	1,5	0,50

Da tabela 4.2, verifica-se que o eletrodo utilizado na recuperação da estrutura da prensa, encontra-se dentro do esperado.

4.2 – Análise do Ensaio de Tração

Foram feitos ensaios de trações em corpos de prova do material base no sentido transversal e longitudinal ao de laminação e também, no metal soldado sentido longitudinal e transversal ao de laminação.

Os resultados dos valores médios obtidos, estão mostrados nas curvas das Figuras 4.1, 4.2, 4.3 e 4.4.

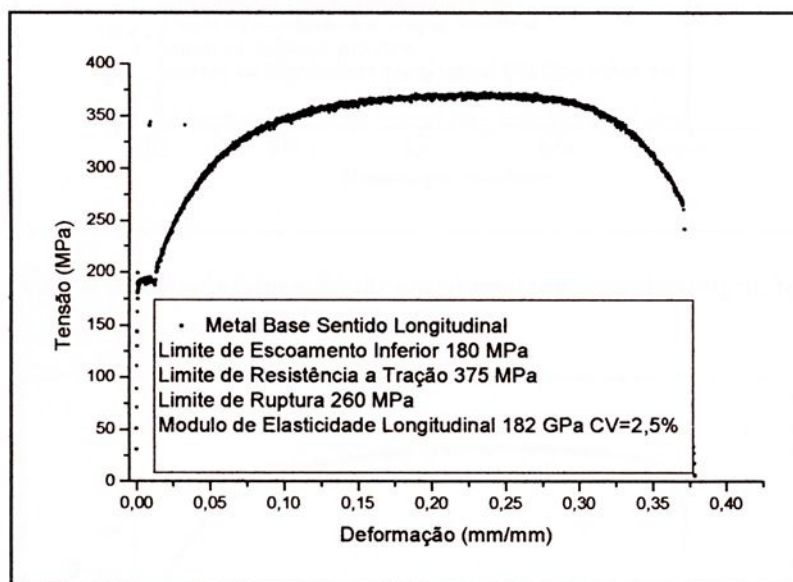


Figura 4.1- Curva tensão-deformação do metal base sentido longitudinal (MBSL).

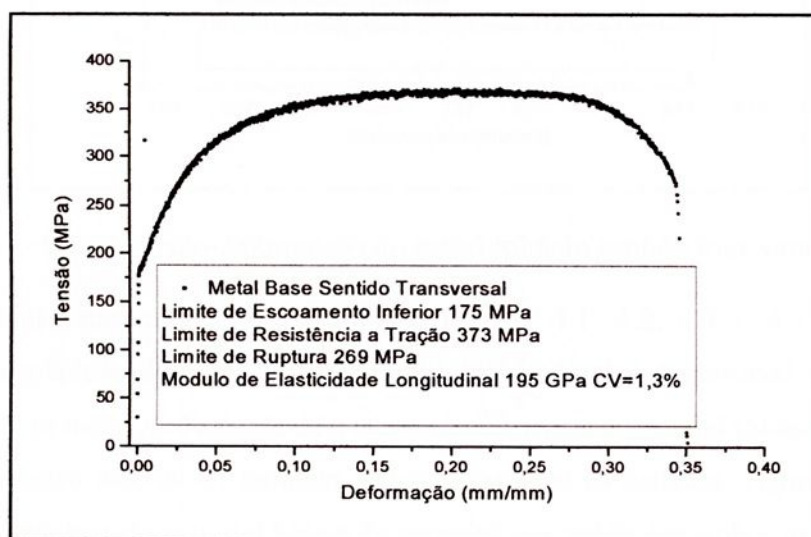


Figura 4.2 - Curva tensão-deformação do metal base sentido transversal (MBST).

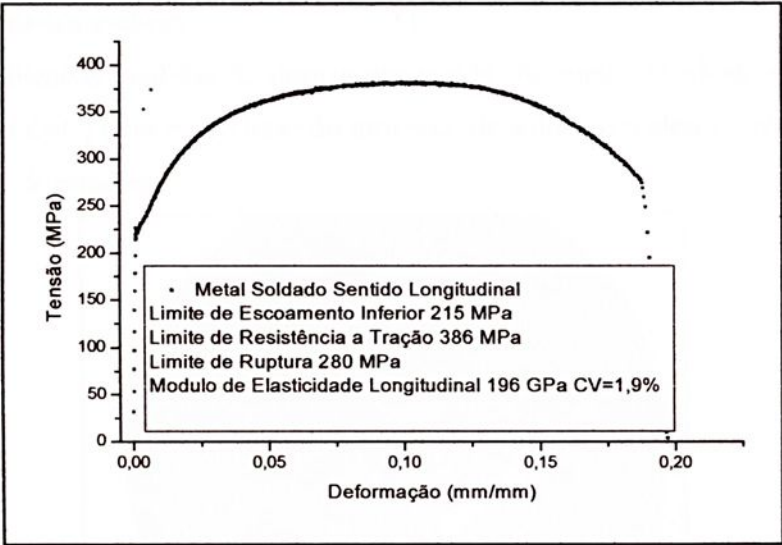


Figura 4.3 - Curva tensão-deformação do metal soldado sentido longitudinal (MSSL).

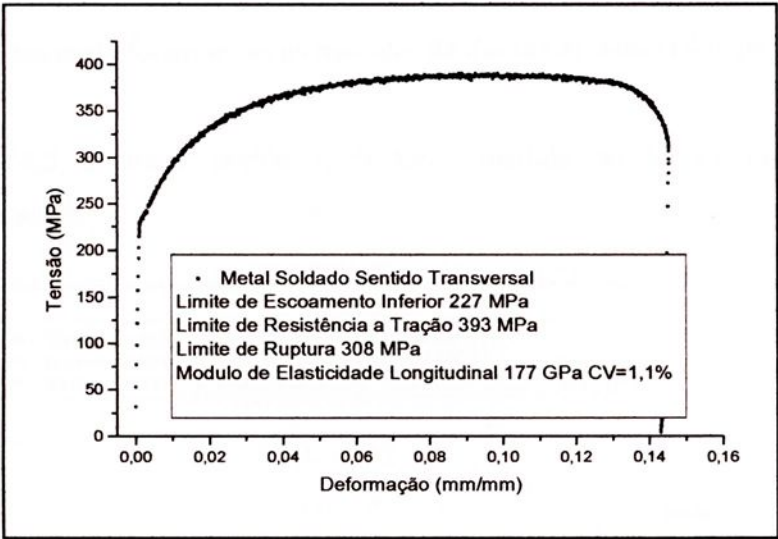


Figura 4.4 - Curva tensão-deformação do metal soldado sentido transversal (MSST).

Da análise das curvas mostradas nas Figuras 4.1, 4.2, 4.3 e 4.4, nota-se que as propriedades mecânicas do material no sentido longitudinal e transversal ao de laminação praticamente são as mesmas. Fazendo-se a mesma análise para o material soldado, verifica-se que as suas propriedades mecânicas também são praticamente as mesmas. Agora comparando as propriedades mecânicas do material base e do material com solda, em ambos os sentidos, nota-se que houve um ganho.

4.3 - Medida de dureza vickers

Foram realizadas medidas de dureza nas regiões do metal de adição de solda, na zona afetada pelo calor (ZAC) e no metal base do processo de solda arco elétrico com eletrodo AWS E-7018 com alívio de tensões.

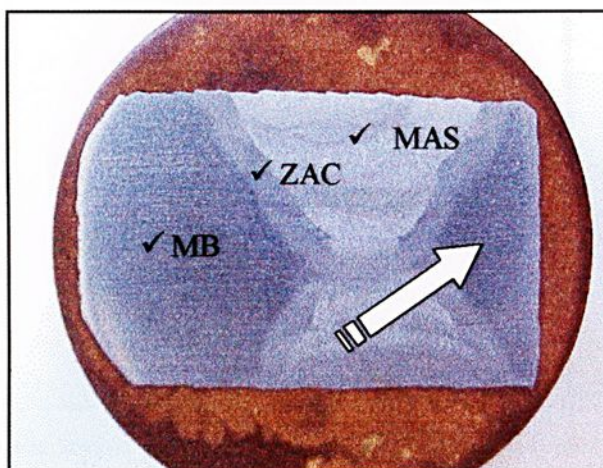


Figura 4.5 – Regiões onde foram feitas as medidas de dureza do material com alívio de tensões.

A Figura 4.5 mostra as regiões onde foram medidas as durezas cujos valores estão indicados na Figura 4.6.

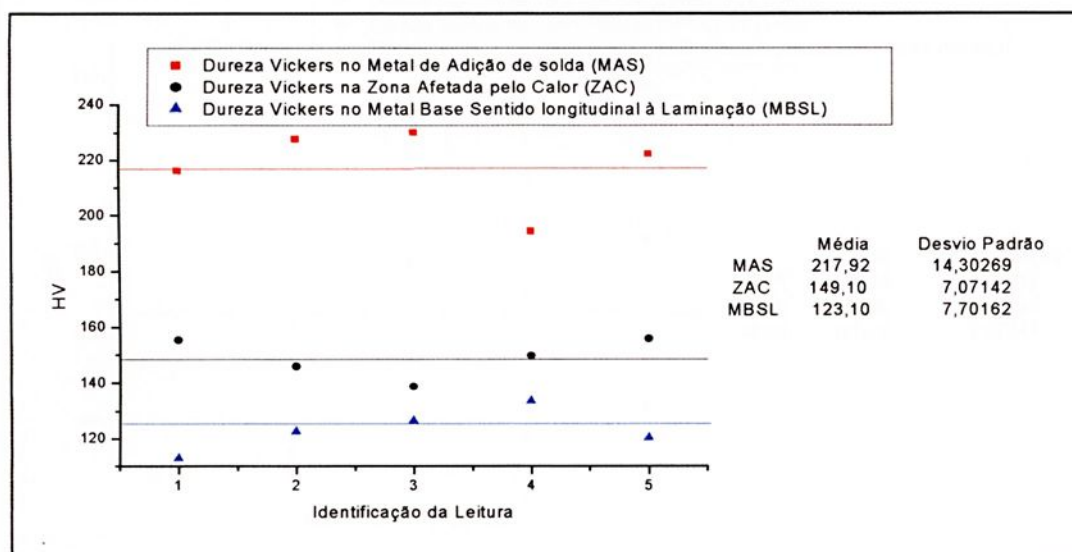


Figura 4.6 – Medidas de dureza vickers (HV) no MAS, ZAC e MBSL, segundo a norma ASTM E-384/94.

Foram realizadas medidas de dureza nas regiões do metal de adição de solda, na zona afetada pelo calor (ZAC) e no metal base do processo de solda arco elétrico com eletrodo AWS E-7018 sem alívio de tensões.

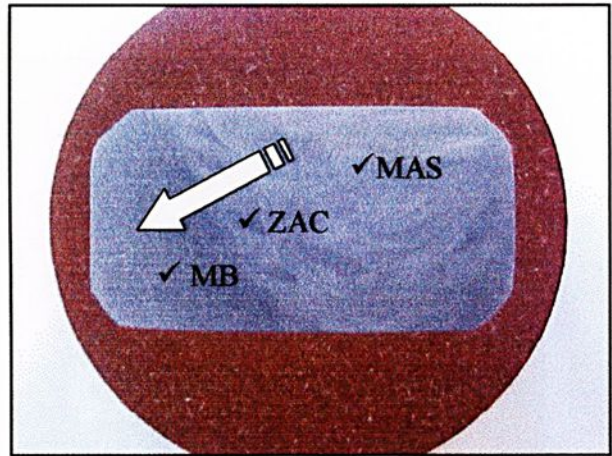


Figura 4.7 – Regiões onde foram feitas as medidas de dureza do material sem alívio de tensões.

A Figura 4.7 mostra as regiões onde foram medidas as durezas cujos valores estão indicados na Figura 4.8.

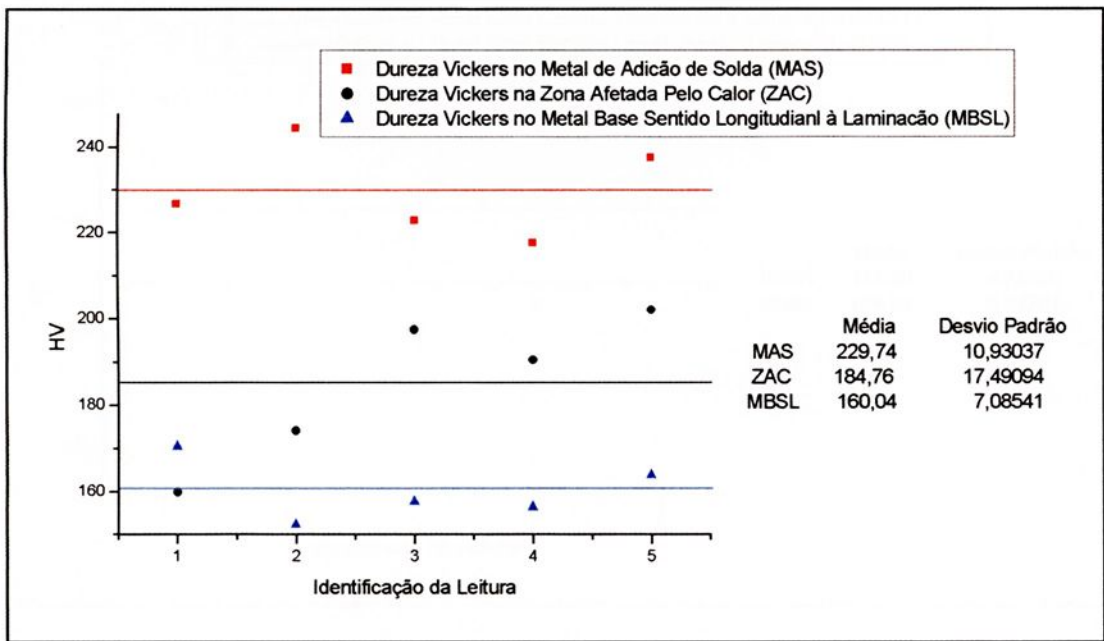


Figura 4.8 - Medidas de dureza vickers (HV) no MAS, ZAC e MBSL, segundo a norma ASTM E –384/94.

A Figura 4.10 são medidas as durezas obtidas nas regiões do metal base sentido longitudinal (MBSL) e do metal base sentido transversal ao de laminação (MBST) conforme Figura 4.9.

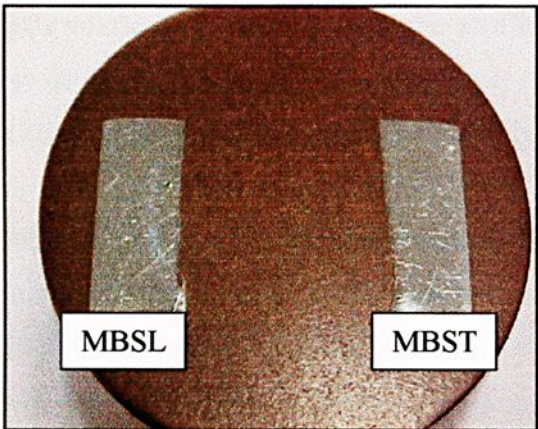


Figura 4.9 – Amostra do MBST e do MBSL .

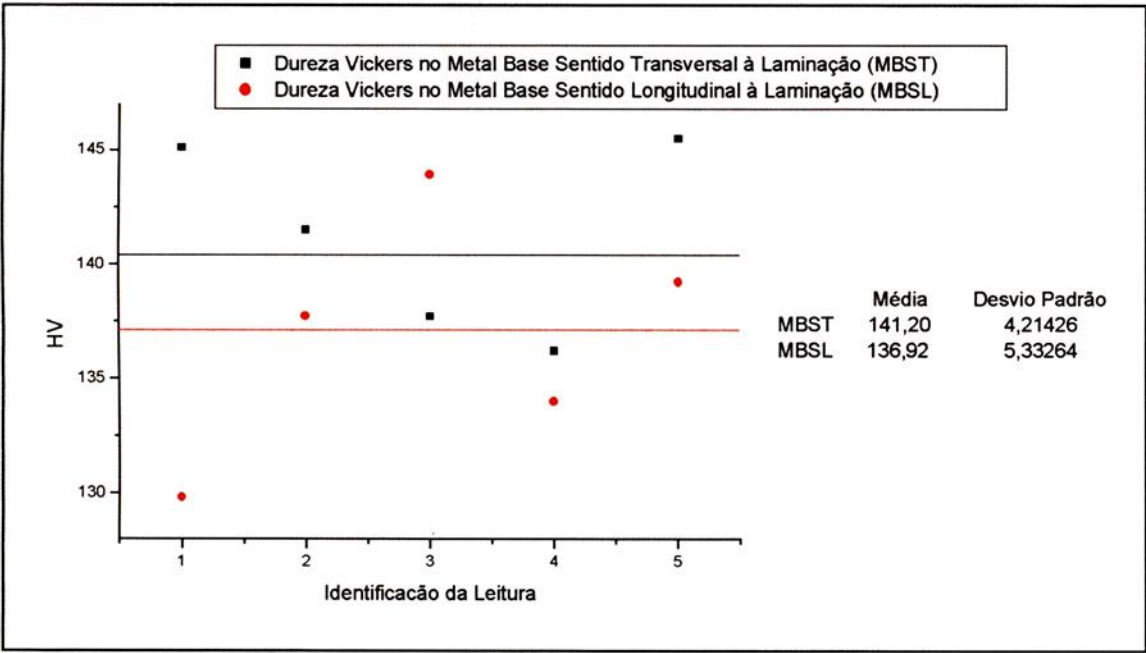


Figura 4.10 – Medidas de dureza vickers (HV) no MBST e no MBSL, segundo a norma ASTM E –384/94.

Os ensaios de dureza Vickers realizados no metal base sentido transversal à laminação (MBST) e no metal base sentido longitudinal à laminação (MBSL) apresentaram praticamente a mesma faixa de dureza, isto pode ser observado na Figura 4.10.

Nota-se uma pequena diferença nas durezas do metal soldado com alívio de tensão e do metal soldado sem alívio de tensão, esta diferença é devido ao efeito do gradiente de temperatura gerado durante o processo de solda a arco elétrico com eletrodo revestido AWS E-7018, o metal sem alívio apresenta sua micro dureza acima do metal com alívio, devido à não normalização de sua microestrutura.

Observa-se também que nas Figuras 4.6 e 4.8, o metal de adição apresenta uma dureza maior que o metal base nas condições do processo de solda a arco elétrico com eletrodo revestido AWS E-7018 com e sem alívio de tensão, e a dureza diminui para um valor mínimo no metal base, porém, ela é superior no processo sem alívio e inferior no processo com alívio. Esta variação está relacionada com o gradiente de temperatura presente no processo. Agora com relação ao valor da dureza do metal soldado com alívio de tensões, ser inferior ao do metal base é devido à normalização do grão na microestrutura.

4.4 - Análise metalográfica

4.4.1 - Análise micrográfica

Foi feita uma análise micrográfica, conforme ilustra as Figuras 4.11 e 4.12.

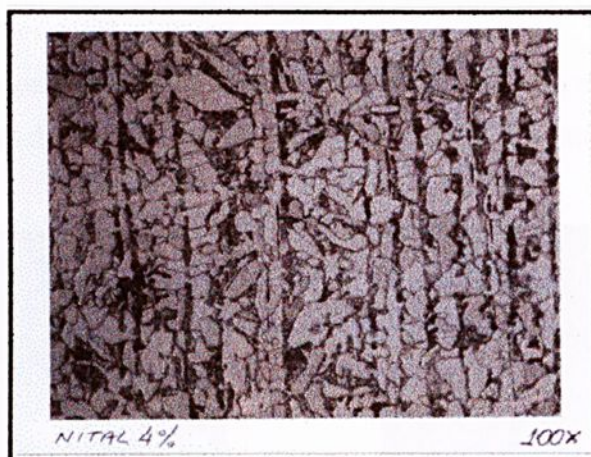


Figura 4.11 – Micrografia da amostra do material retirado da estrutura da prensa com aumento de 100X.

Observando a Figura 4.12, nota-se uma matriz predominantemente ferrítica, apresentando aproximadamente 25% de perlita lamelar. Apresenta textura “bandeada” com tamanho de grão na ordem de n.º 5 a 7 (ASTM).

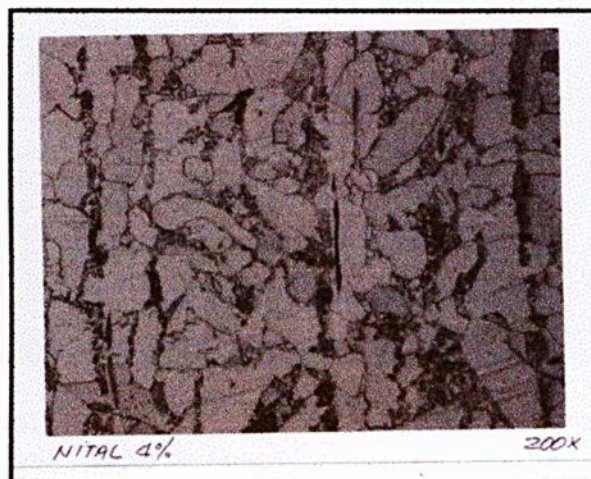


Figura 4.12 – Micrografia da amostra do material retirado da estrutura da prensa com aumento de 200X.

A Figura 4.12 mostra a mesma região com um aumento maior evidenciando inclusões alongadas de sulfetos de manganês.

4.4.2 – Microscopia óptica

A microscopia óptica teve como finalidade caracterizar a micro estrutura do material recuperado pelo processo de solda a arco elétrico com eletrodo revestido AWS E-7018.

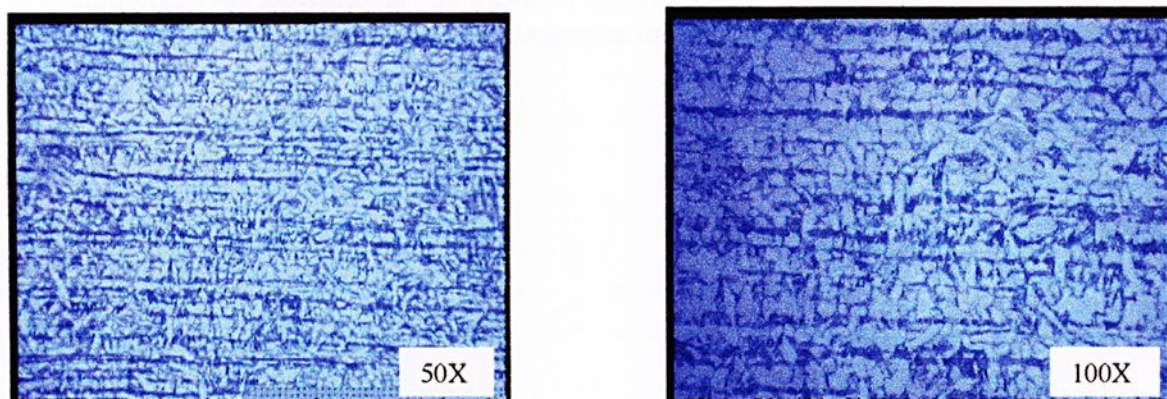


Figura 4.13- Estrutura ferrítica com aproximadamente 25% de grãos perlíticos e a textura apresenta-se “bandeada” (alinhada).

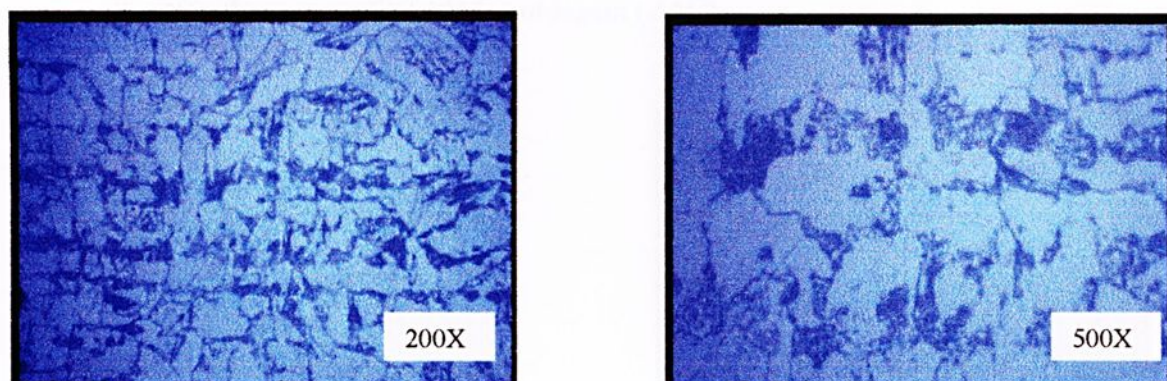


Figura 4.14 - Mesma região apresentada na figura 4.16 com maior aumento, apresentando alguns grãos de perlita lamelar.

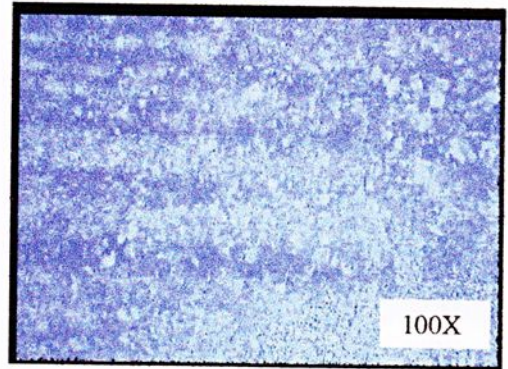
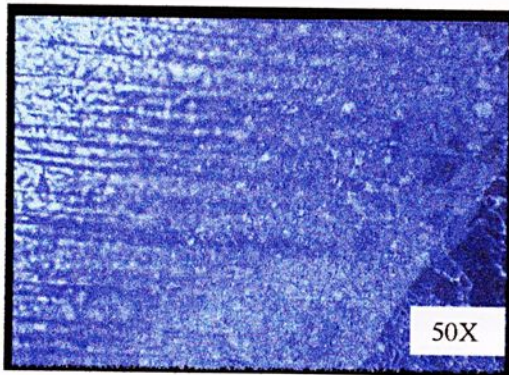


Figura 4.15 - No aumento de 50x mostra a visualização do metal base, ZAC e metal de adição, enquanto 100x denota-se áreas de granulação alterada pelo calor.

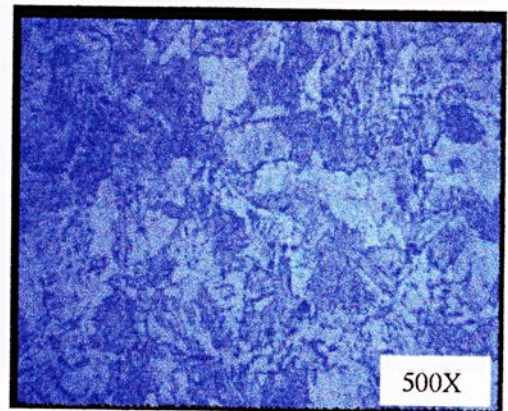
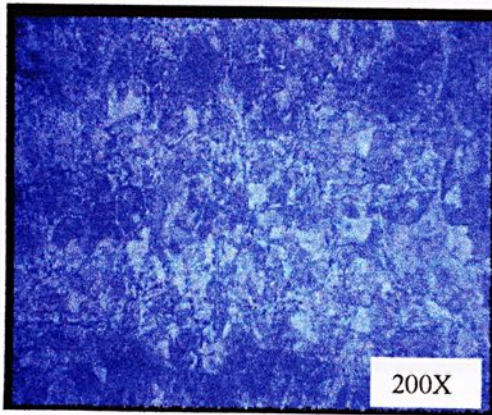


Figura 4.16 - Nota-se leve esboroamento da perlita em função do aquecimento imposto durante o processo de soldagem (ZAC).

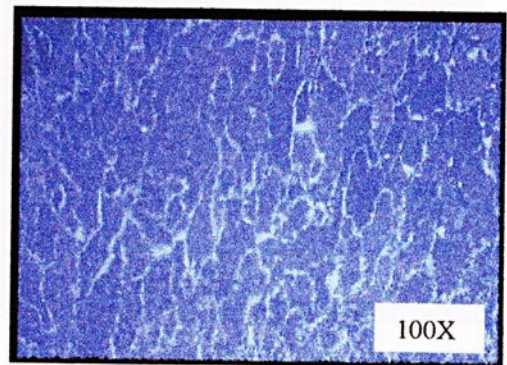
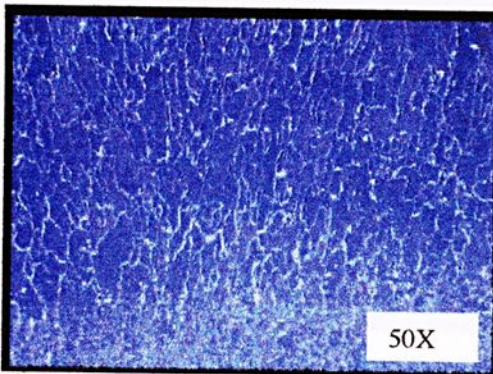


Figura 4.17 - Metal de adição caracterizando a poça de fusão com orientação dendrítica.

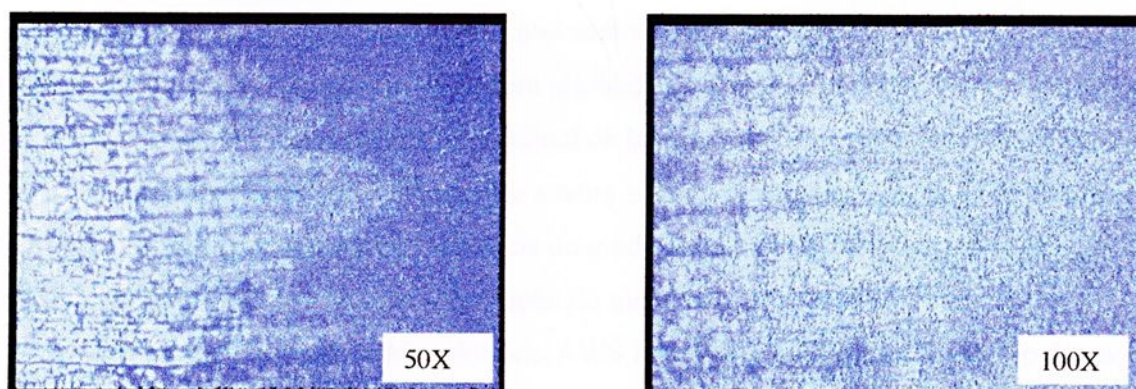


Figura 4.18 – Foto evidenciando metal base, ZAC e solda com dois passos.

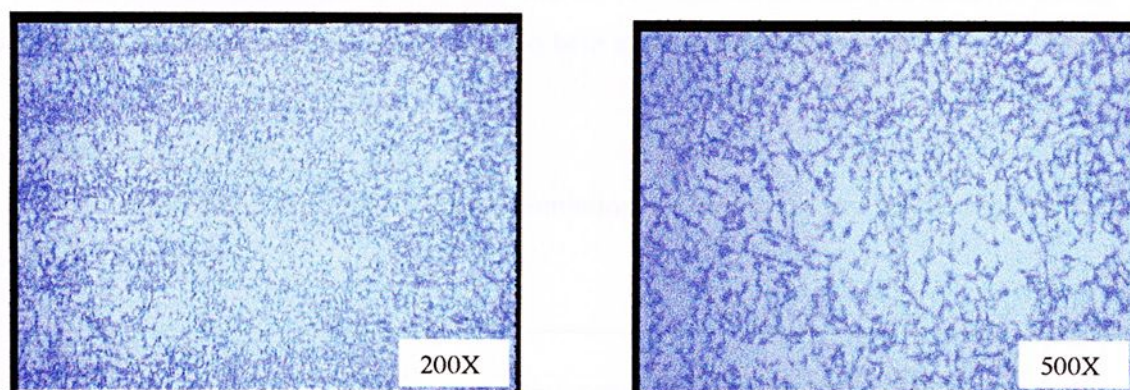


Figura 4.19 – Refino do grão devido ao calor gerado pela sobreposição do cordão de solda.

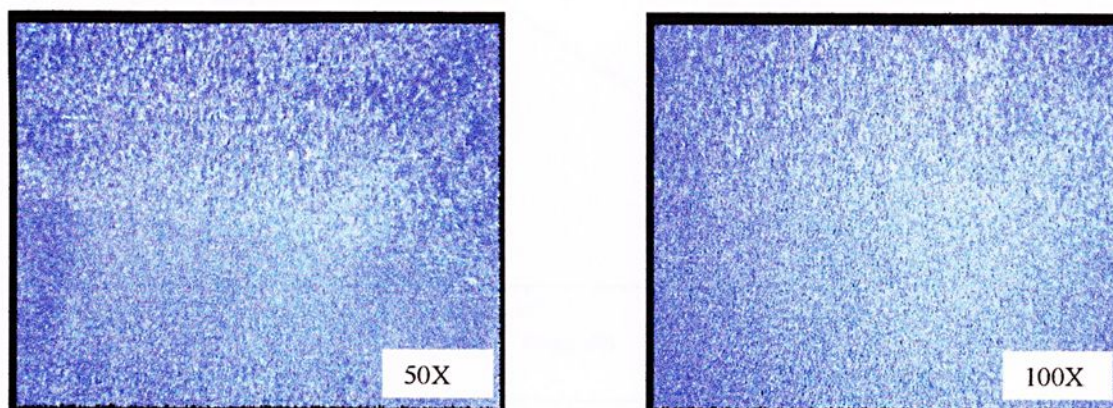


Figura 4.20 - Normalização do núcleo de solda (metal de adição) evidenciando uma estrutura de granulação normalizada (refinada) em função do segundo passo da solda.

Através da observação da microscopia como mostra as Figuras 4.13 e 4.14, o metal base apresenta uma estrutura ferrítica com textura alinhada devido à laminação, isto ocorre tanto no sentido transversal como no sentido longitudinal de laminação por tratar-se de uma chapa grossa.

Nas Figuras 4.15 e 4.16 observa-se a zona afetada pelo calor (ZAC), após o término da estrutura de textura alinhada nota à influência do gradiente de temperatura originado no processo de solda a arco elétrico, que altera a granulação do metal base.

O metal de adição de solda (eletrodo AWS E-7018), caracteriza a formação da poça de fusão com orientação dendrítica mostrada em maior detalhe na Figura 4.17. Como o processo de solda a arco elétrico é manual e tem sobre passo, ou seja, após o término de um passo de solda é depositado novamente o mesmo material. Isto faz com que na estrutura do material de deposição haja um refinamento dos seus grãos, ficando bem evidenciado isso na Figura 4.20.

4.5 – Ensaio de fadiga

Os resultados de fadiga estão apresentados nas curvas mostradas nas Figuras 4.21, 4.22, 4.23 e 4.24.

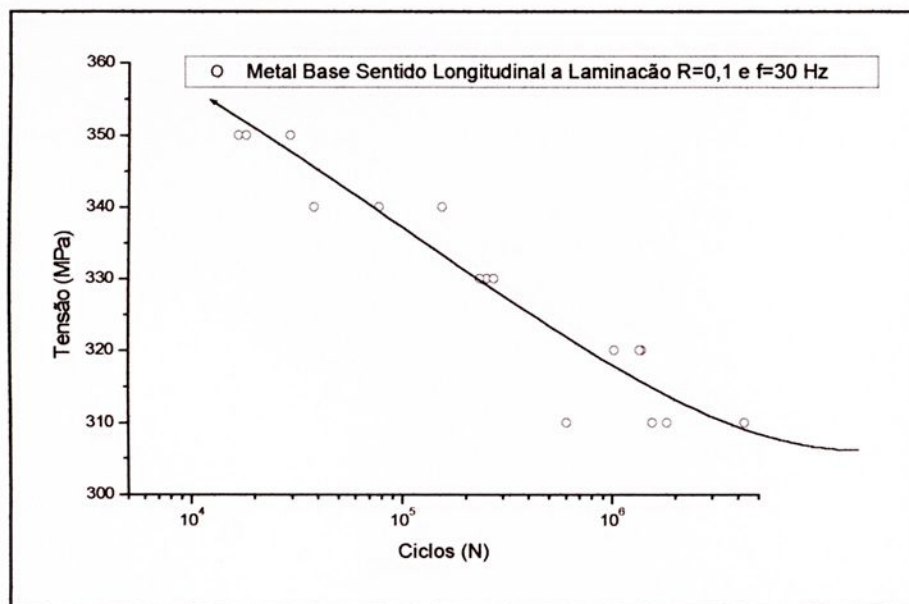


Figura 4.21 – Curva de fadiga do metal base sentido longitudinal ao de laminação $\sigma - \log N$.

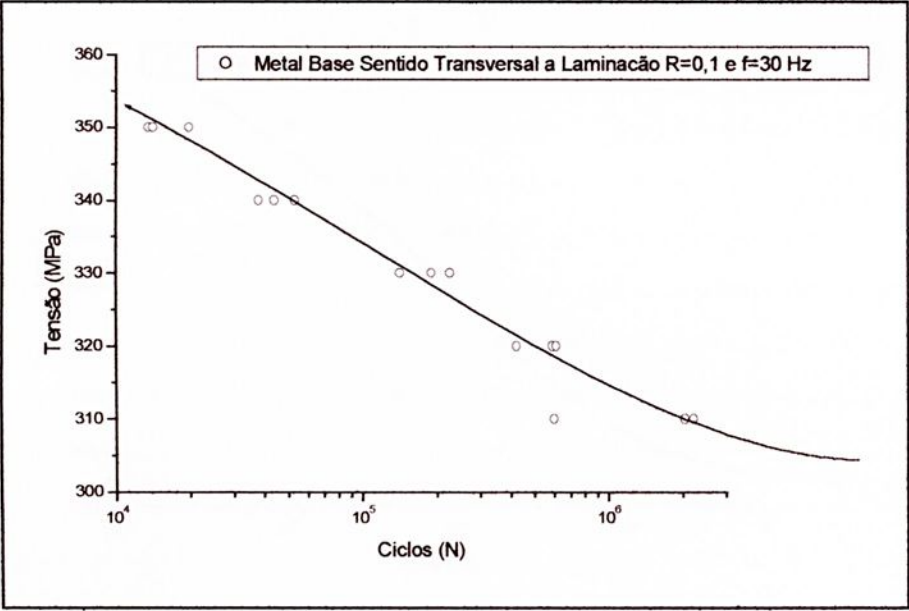


Figura 4.22 – Curva de fadiga do metal base sentido transversal ao de laminação $\sigma - \log N$.

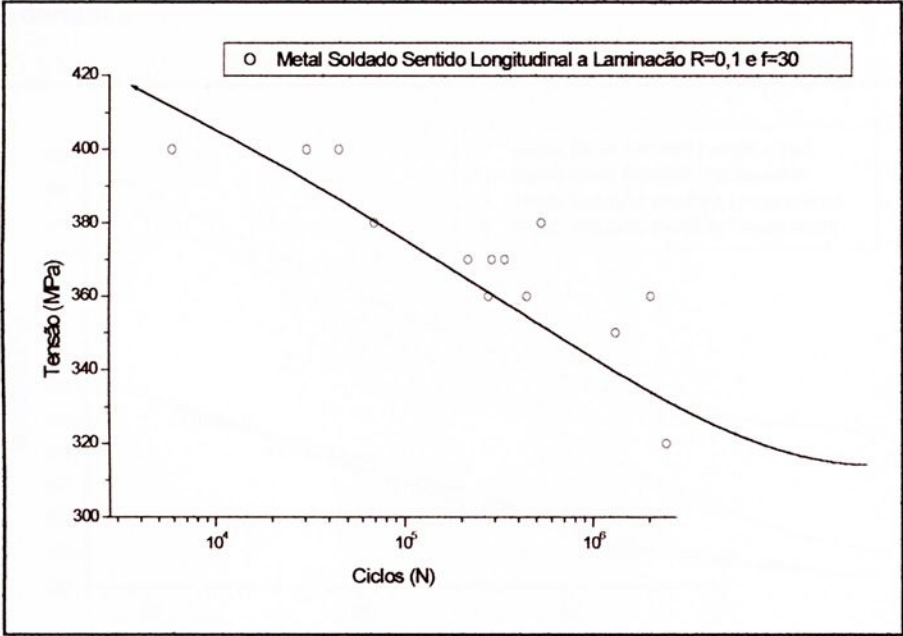


Figura 4.23 - Curva de fadiga do metal soldado sentido longitudinal ao de laminação $\sigma - \log N$.

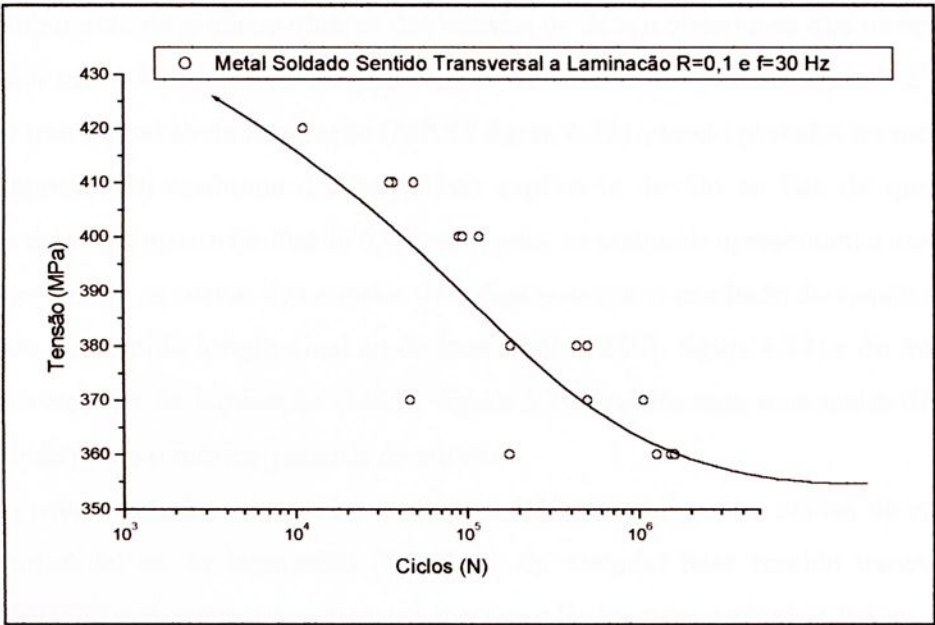


Figura 4.24 - Curva de fadiga do metal soldado sentido transversal ao de laminação $\sigma - \log N$.

A Figura 4.25 é a sobreposição de todos os resultados para que se possa melhor avaliar os resultados obtidos.

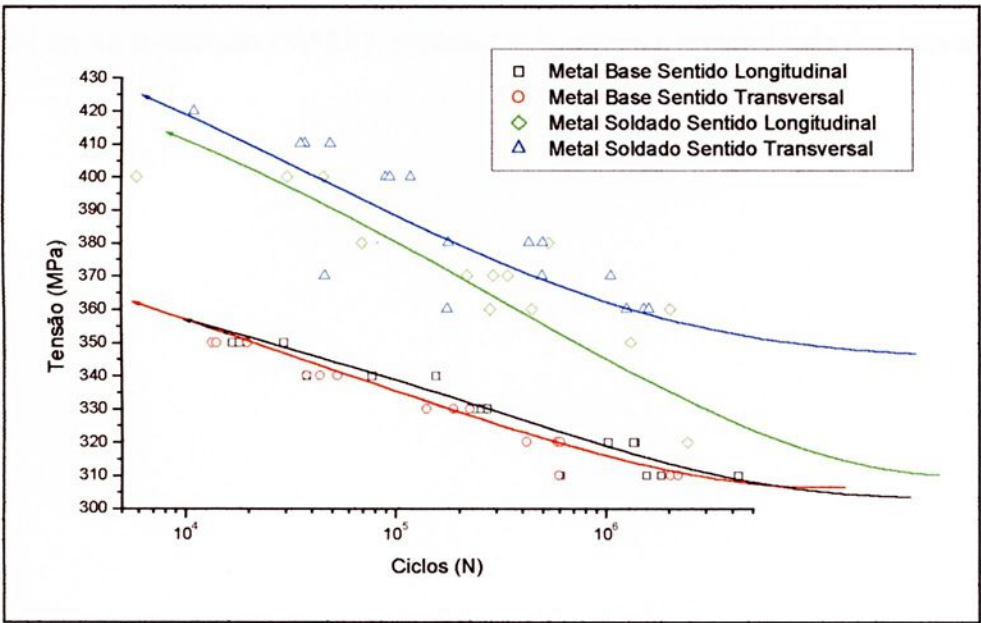


Figura 4.25 - Curvas de fadiga nas quatro condições.

Comparando os gráficos obtidos dos ensaios de fadiga observa-se que os resultados dos ensaios para o metal base sentido longitudinal ao de laminação (MBSL figura 4.21) e o metal base sentido transversal ao de laminação (MBST figura 4.22) quando plotados no mesmo gráfico quase não apresentam nenhuma diferença. Isto explica-se devido ao fato de que o material utilizado ser de chapa grossa (acima de 6,00 mm), pois, os materiais apresentam a mesma textura.

Observam-se as curvas dos ensaios de fadiga nota que o resultado do ensaio realizado do metal soldado no sentido longitudinal ao de laminação (MSSL figura 4.23) e do metal soldado sentido transversal ao de laminação (MSST figura 4.24), apresentam uma maior dispersão nos pontos ensaiados para o mesmo patamar de tensão.

As curvas de fadiga mostradas na Figura 4.25, nota-se que as curvas do material base sentido longitudinal ao de laminação (MBSL) e do material base sentido transversal ao de laminação (MBST) apresentam praticamente o mesmo limite de resistência à fadiga. E o material soldado sentido longitudinal ao de laminação (MSSL) e o material soldado sentido transversal ao de laminação (MSST) em uma observação mais apurada do gráfico, pode-se considerar que os mesmos apresentam o mesmo limite de resistência à fadiga. Observa-se que entre 10^5 a 10^6 ciclos do ensaio de fadiga do material soldado sentido transversal ao de laminação (MSST), os pontos obtidos apresentam uma dispersão maior que os pontos obtidos para o material soldado sentido longitudinal ao de laminação (MSSL), evidenciando assim a proximidade das curvas nas duas condições.



4.6 - Ensaio de propagação de trinca por fadiga.

Os ensaios de propagação de trinca por fadiga foram realizados de acordo com a norma ASTM 647, com carregamento de $R=0,1$ e carga máxima de 9 kN.

O crescimento da trinca por fadiga foi modelado pela equação de Paris e os seus resultados são mostrados nas curvas a seguir:

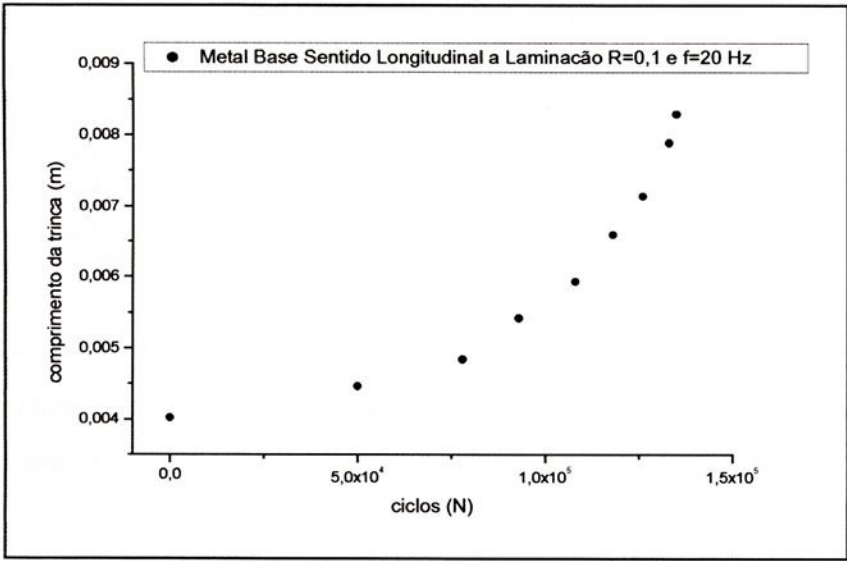


Figura 4.26 - Gráfico dos pontos experimentais do ensaio de propagação de trinca por fadiga MBSL.

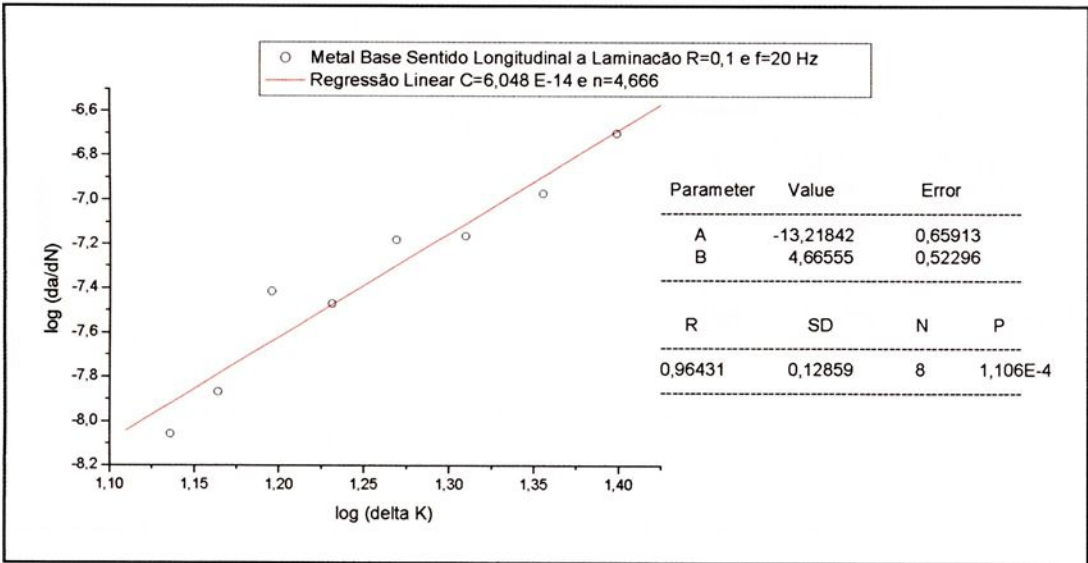


Figura 4.27 - Gráfico obtido através do ensaio de propagação de trinca por fadiga MBSL.

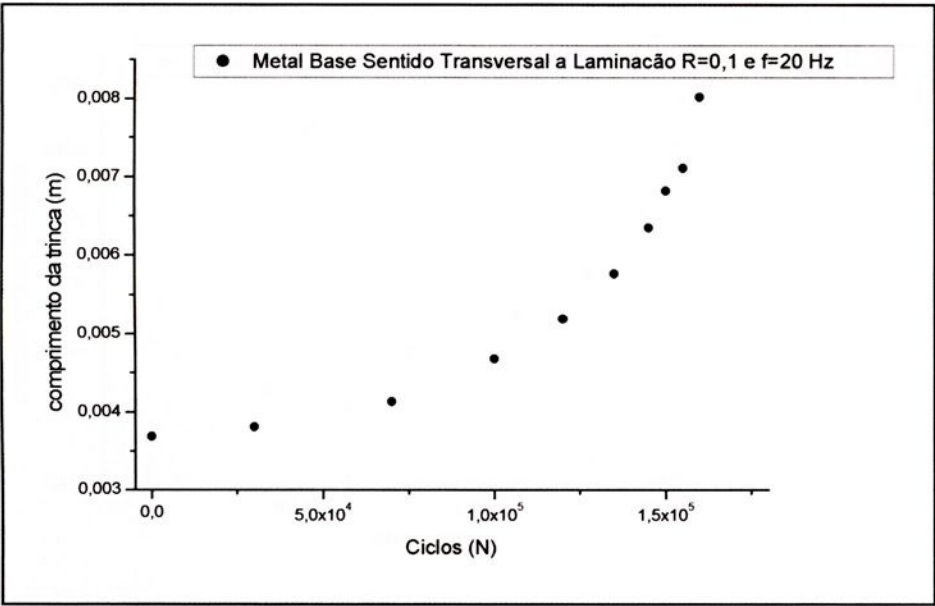


Figura 4.28 - Gráfico dos pontos experimentais do ensaio de propagação de trinca por fadiga MBST.

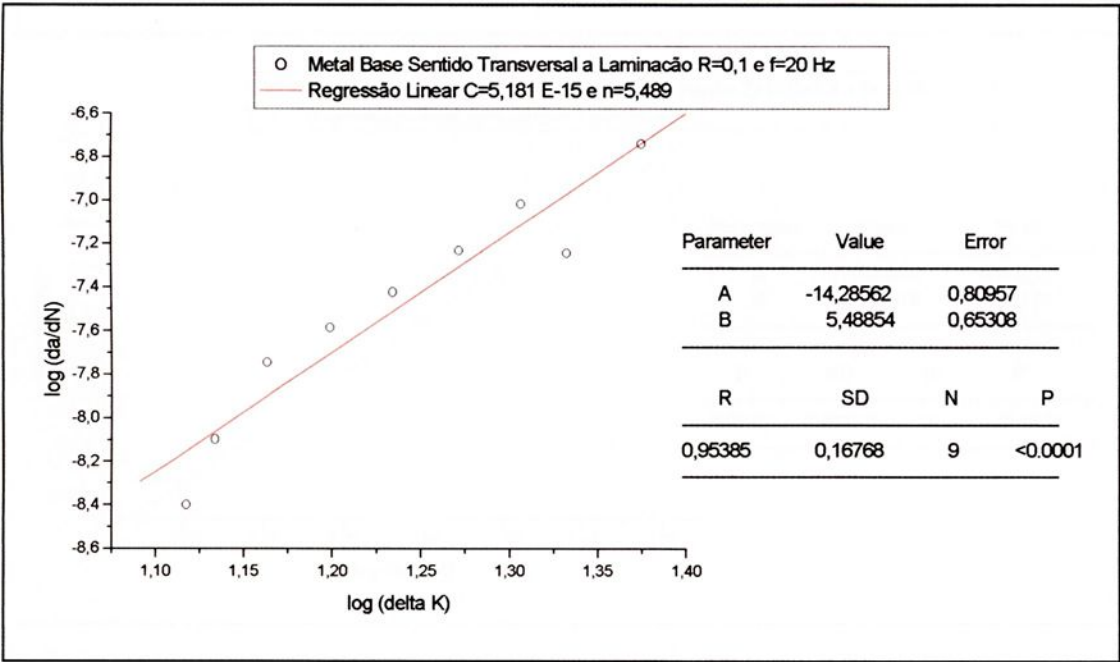


Figura 4.29 - Gráfico obtido através do ensaio de propagação de trinca por fadiga MBST .

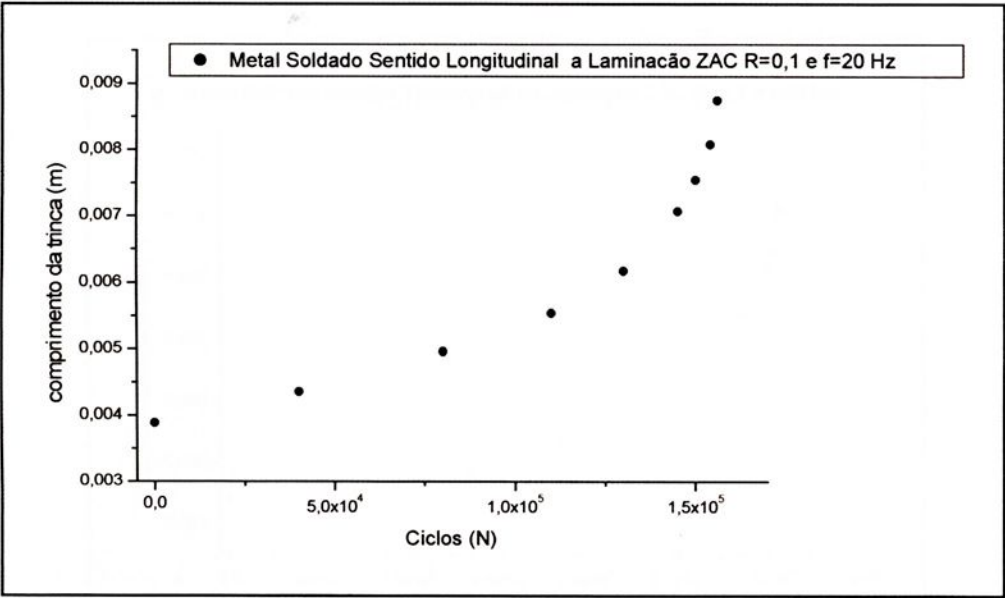


Figura 4.30 - Gráfico dos pontos experimentais do ensaio de propagação de trinca por fadiga MSSL.

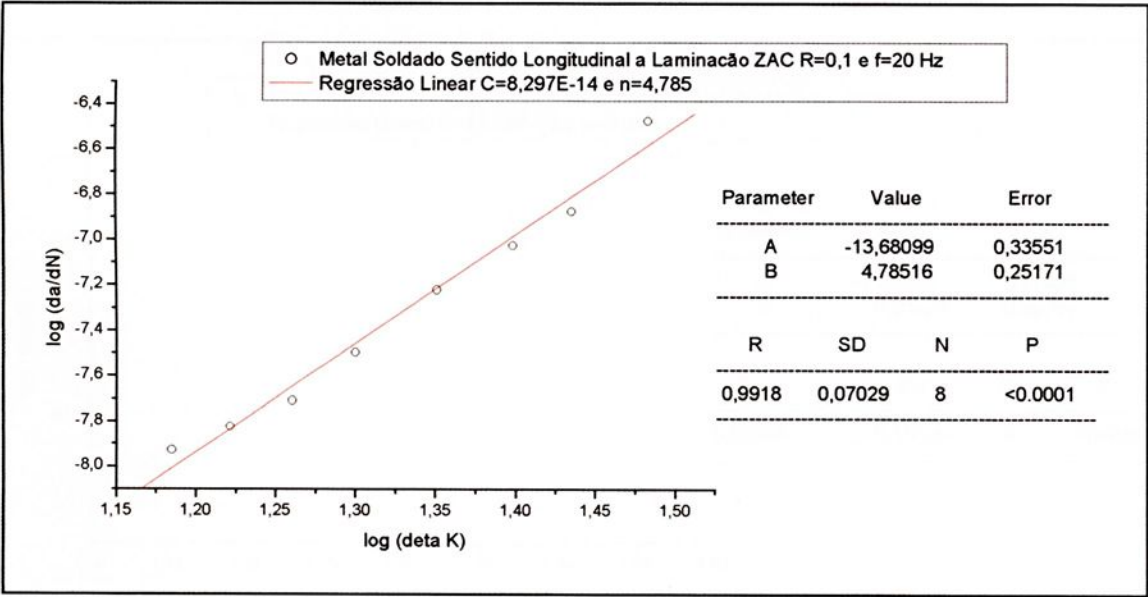


Figura 4.31 - Gráfico obtido através do ensaio de propagação de trinca por fadiga MSSL.

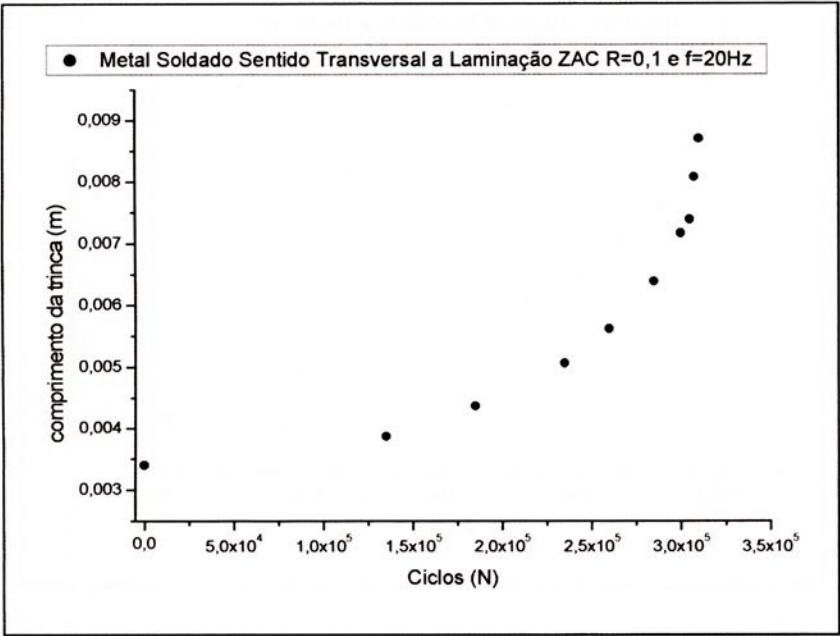


Figura 4.32 - Gráfico dos pontos experimentais do ensaio de propagação de trinca por fadiga MSST.

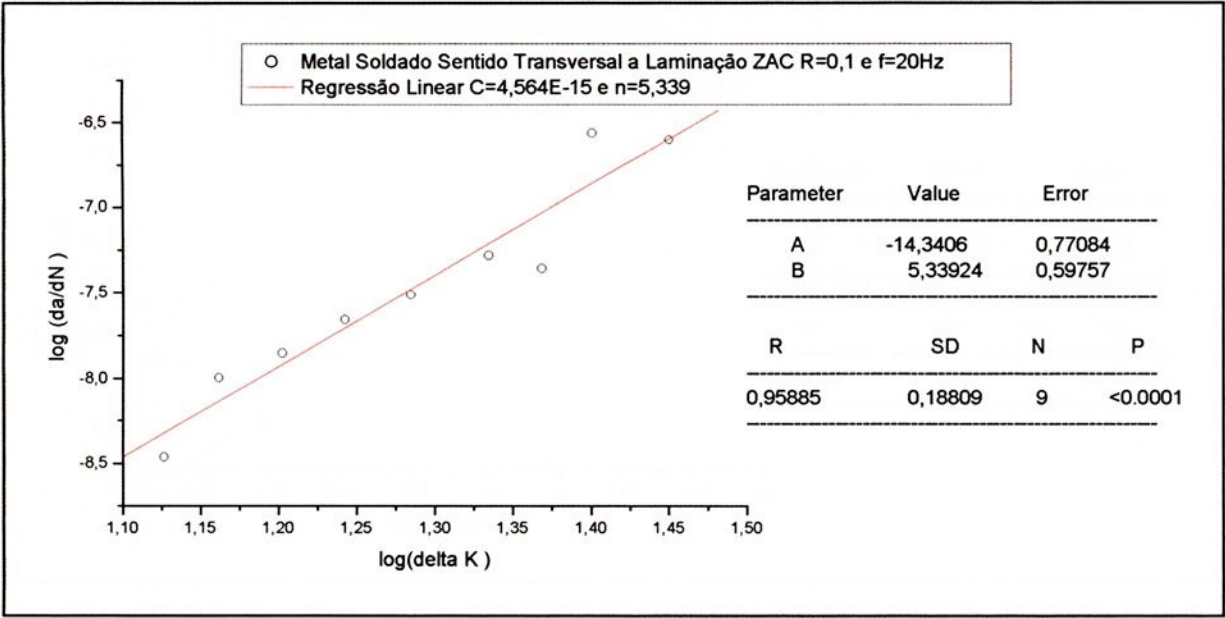


Figura 4.33 - Gráfico obtido através do ensaio de propagação de trinca por fadiga MSST.

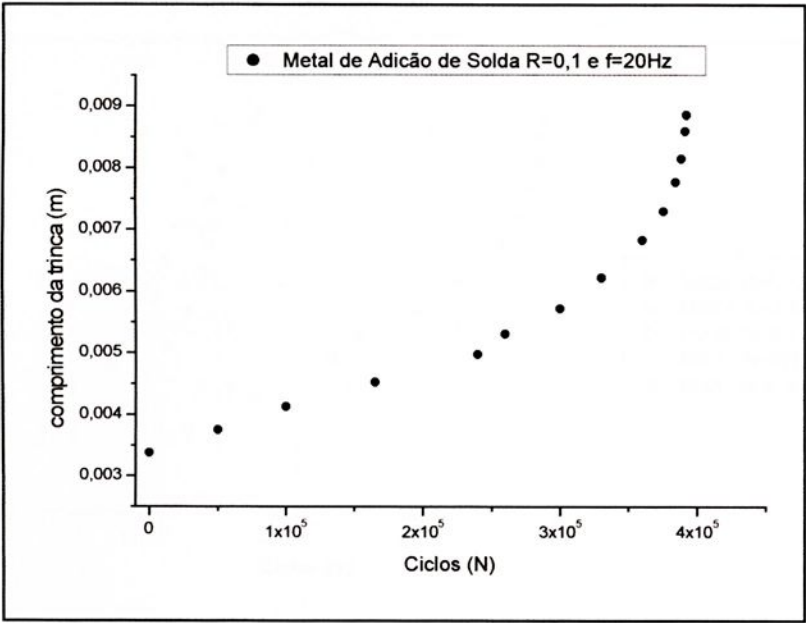


Figura 4.34 - Gráfico dos pontos experimentais do ensaio de propagação de trinca por fadiga MAS.

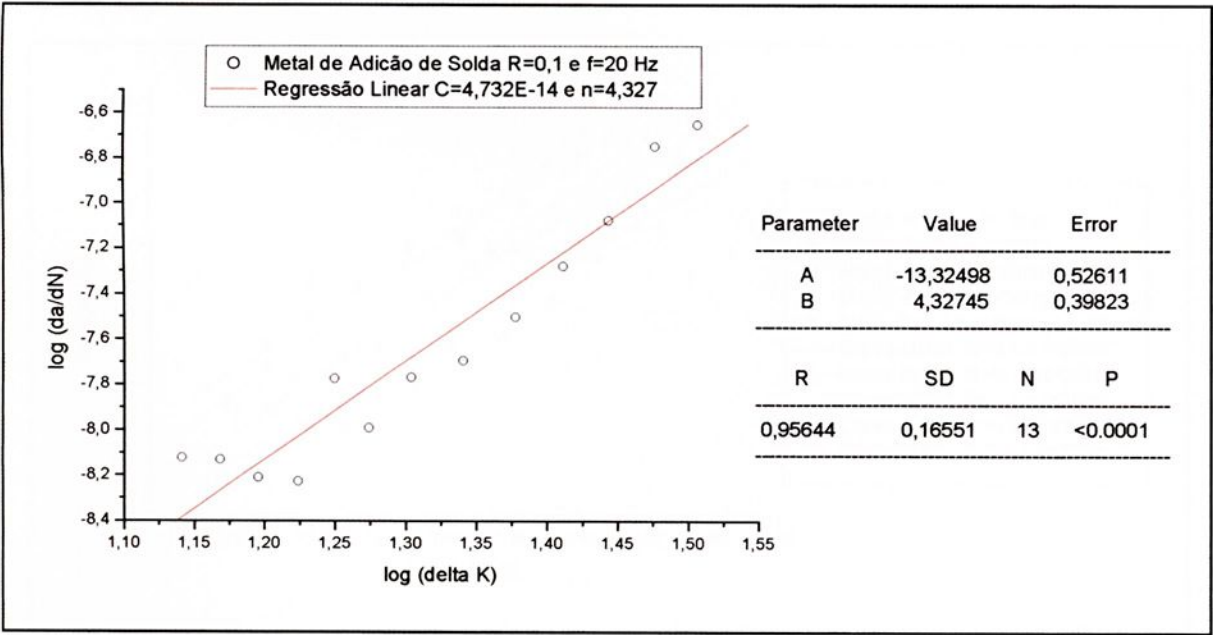


Figura 4.35 - Gráfico obtido através do ensaio de propagação de trinca por fadiga MAS.

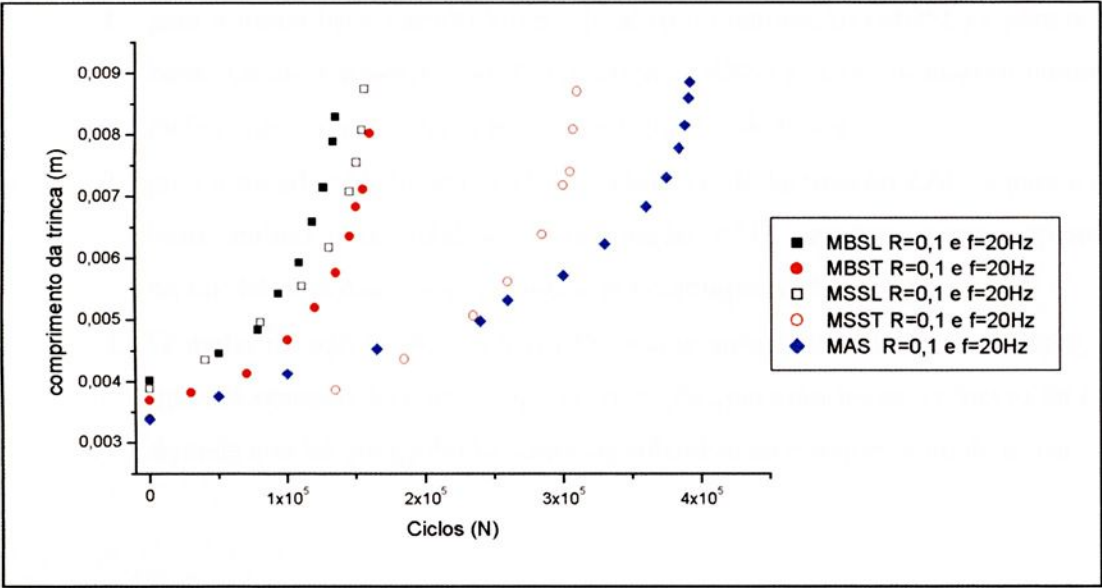


Figura 4.36 - Gráfico de todos os pontos experimentais do ensaio de propagação de trinca por fadiga.

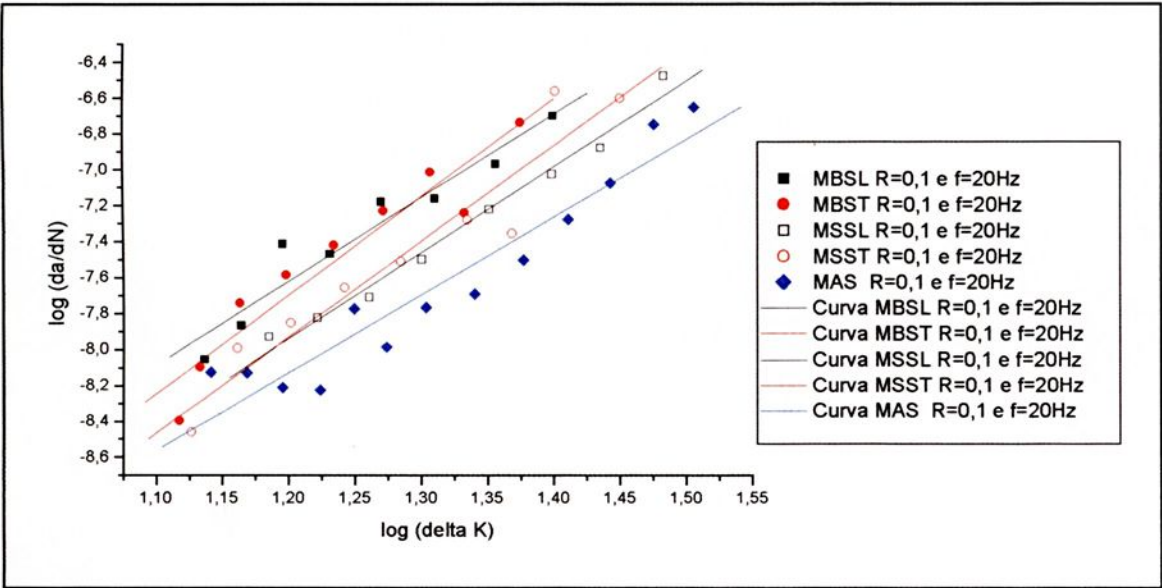


Figura 4.37 - Gráfico obtido de todos os ensaios de propagação de trinca por fadiga.

Observando a figura 4.36, que mostra todas as curvas agrupadas com carregamento $R=0,1$, pode-se observar que:

1. para o metal base sentido longitudinal ao de laminação (MBSL) e para o metal base sentido transversal ao de laminação (MBST), para um mesmo número de ciclos, quase não há variação no comprimento da trinca;
2. para o metal soldado sentido longitudinal ao de laminação ZAC, e para o metal base sentido transversal ao de laminação ZAC, para um mesmo número de ciclos, há uma diferença considerável no comprimento da trinca; e
3. O metal de adição de solda (MAS) é que apresenta a melhor condição, pois, quando comparado com as outras condições para um mesmo número de ciclos, nota-se que há um ganho bastante significativo no comprimento da trinca.



4.7 – Microscopia eletrônica de varredura

A Figura 4.38 mostra a superfície típica e as características de uma superfície fraturada por tração. Verifica-se a região de estricção do material ensaiado, ou seja, a redução da seção transversal do material, assim como pode observar os dimples que é a principal característica de um material dúctil.

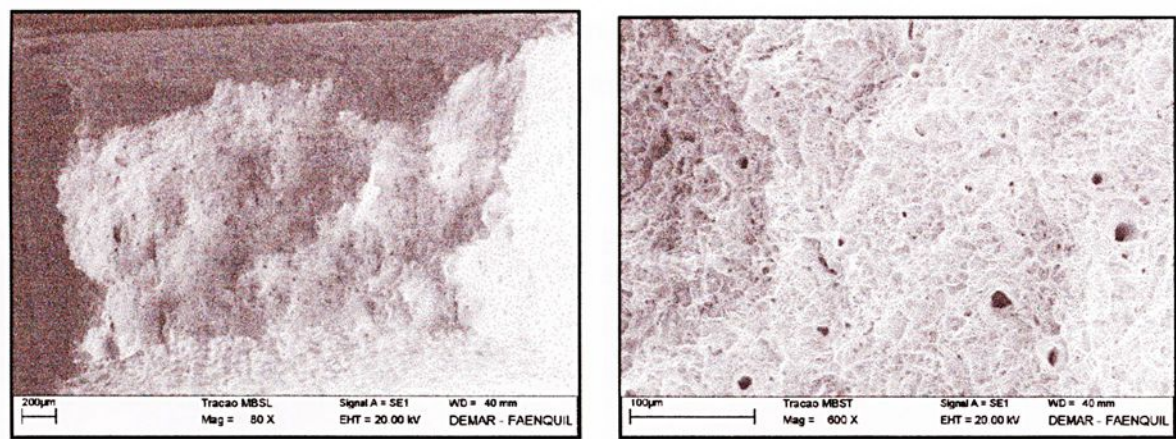


Figura 4.38 – Superfície de ruptura do ensaio de tração.

A superfície fraturada por fadiga conforme mostra a Figura 4.39, pode-se observar a nucleação e propagação da trinca no canto do corpo de prova, isto é devido a sua geometria, pois teremos uma maior concentração de tensão e para todos o ensaios de fadiga foi confirmado o surgimento da trinca em um dos cantos.

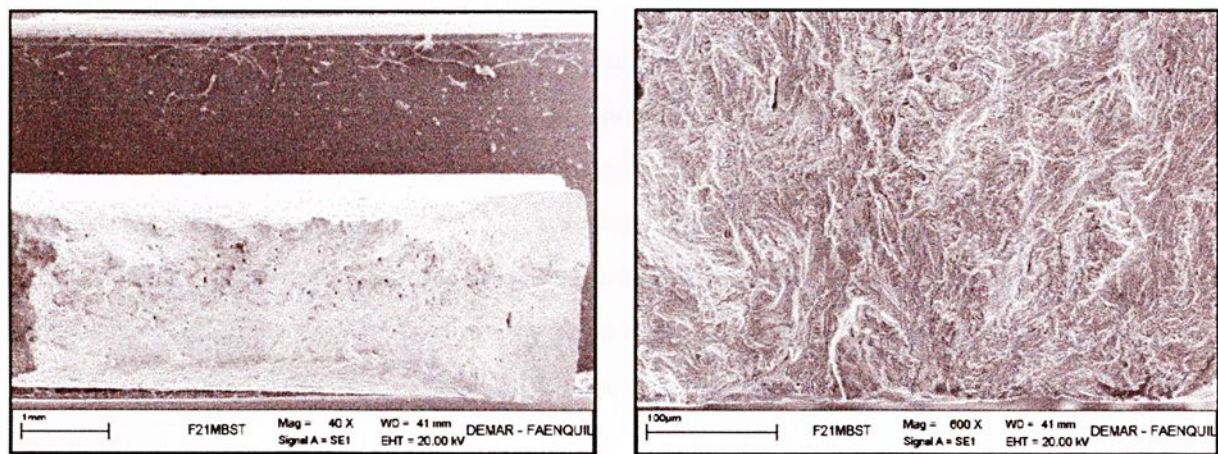


Figura 4.39 – Superfície fraturada por fadiga.

Além desta observação, ainda é possível perceber que a trinca se propaga até um determinado tamanho, e em seguida ocorre a fratura com característica de tração por ter uma redução de seção quando comparada com as dimensões do corpo de prova.

A Figura 4.40, observa-se uma superfície fraturada no ensaio de propagação de trinca por fadiga, onde é possível identificar quatro regiões, a primeira região nota-se uma endentação também conhecida como marcas de catraca, caracterizando a formação da trinca, ou seja, nucleação e propagação, a segunda região distingue-se o avanço da trinca, pois, não percebe-se quase nenhuma variação na dimensão da seção transversal.

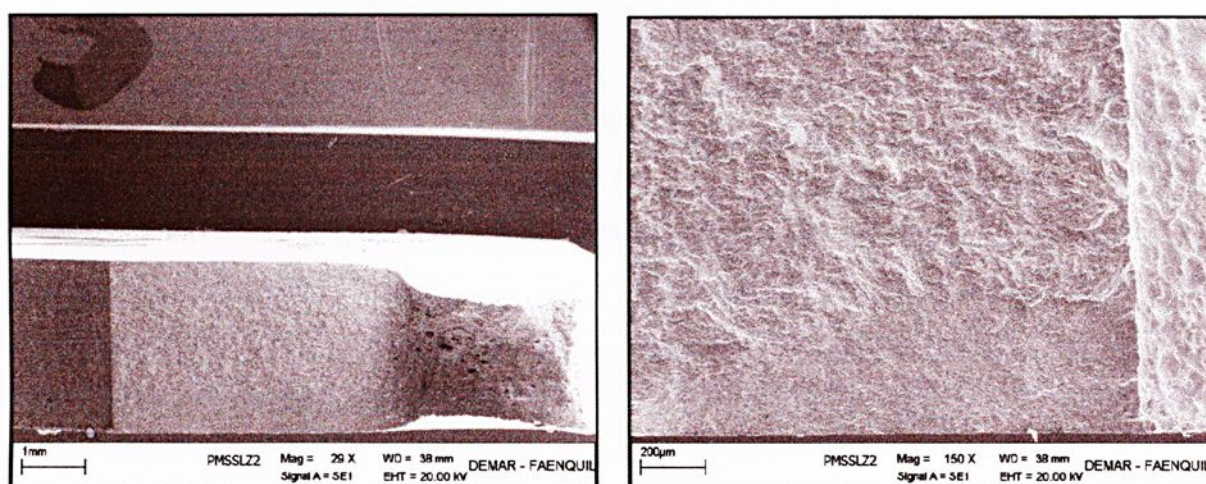


Figura 4.40 – Superfície fraturada por propagação de trinca por fadiga do material base.

A terceira região, denota-se o término de um crescimento uniforme da trinca acompanhado por um início de variação dimensional na seção transversal do corpo de prova. Esta região é considerada de transição. A quarta região é caracterizada pelo rompimento brusco do corpo de prova, sendo assim, a ruptura ocorre puramente por tração.

A Figura 4.41 mostra a superfície fraturada de um corpo de prova do metal de adição de solda, utilizada no processo de recuperação da estrutura da prensa excêntrica mecânica, e nos confirma a possibilidade de aparecer vazios que podem ocorrer durante um processo de solda a arco elétrico.

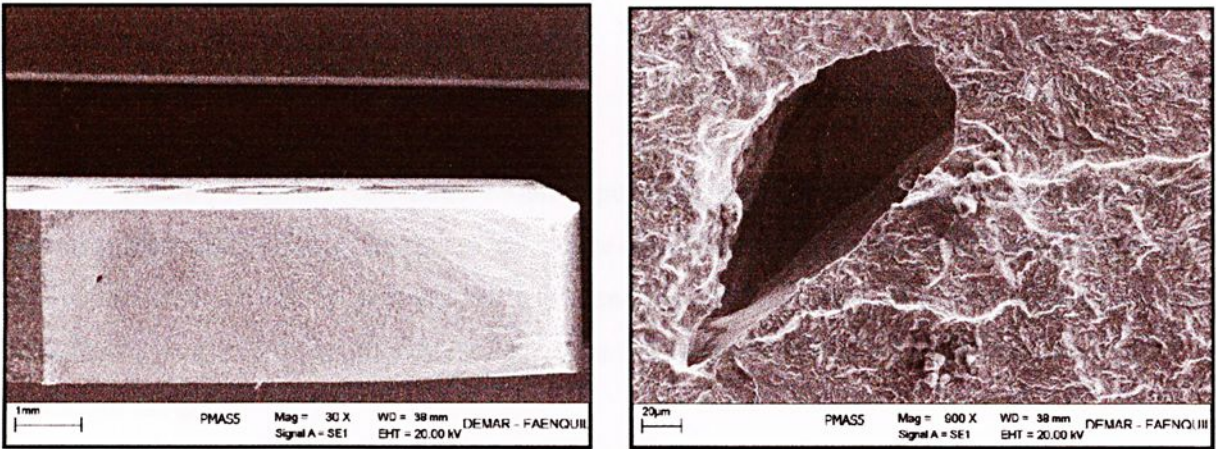


Figura 4.41 – Superfície fraturada por propagação de trinca por fadiga do metal de adição de solda.

Quando se compara o material de adição de solda com o material base (Figura 4.40 e 4.41), observa-se que o material de adição é mais resistente que o material base. Isto é confirmado da observação da área da seção resistente após a ruptura do material.

5 - CONCLUSÃO

Todos os ensaios realizados, foram importantes e tiveram a sua contribuição no presente trabalho, cujo objetivo era verificar se realmente o processo de solda a arco elétrico com eletrodo revestido AWS E 7018, precedido de tratamento térmico com alívio de tensões, exercia influência no comportamento da resistência à fadiga do material e na taxa de propagação de trinca por fadiga.

Da análise de todos os resultados obtidos, e principalmente dos de propagação de trinca por fadiga nas três condições que são metal base, zona afetada pelo calor (ZAC) e metal de adição de solda, pode-se concluir que a recuperação da estrutura da prensa em questão utilizando material de adição de solda, apresenta um ganho bastante considerável na sua taxa de propagação da trinca. Diante de tal conclusão, reforça-se que esta recuperação resulta no aumento da resistência da propagação de trincas por fadiga na estrutura da prensa em estudo.

Sugestões para trabalhos futuros:

- Análise por elementos finitos da estrutura, na região do surgimento da trinca;
- Levantamento de cargas utilizando extensômetro, na região, ao aparecimento da trinca por um período de tempo adequado à realidade do carregamento, possibilitando assim, ensaios o mais próximo real;
- Ensaio de COD (Crack Open Displacement), deslocamento da abertura da trinca, por se tratar de um material dúctil.



6 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS:

- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING & MATERIALS., Practice for Conducting Force Controlled Constant Amplitude Axial Fatigue Test of Metallic Materials. ASTM E 466, 1996.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING & MATERIALS., Standard Test Methods for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates. ASTM E 647, 1995.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING & MATERIALS., Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials [metric]. ASTM E 8M, 1997.
- ANTUNES, I. C. R. Influencia do Fator Intensidade de Tensão na Propagação de Trincas por Fadiga no Aço Manganês A517-70N – Soldado. Guaratinguetá, 1997. 135p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica – Projeto e Materiais) – Faculdade de Engenharia, Universidade Estadual Paulista.
- ASM, American Society for Metals, Atlas of Fatigue Curve, Metals Park, Ohio, OH 44073, 1986
- BRAZILIAN WELDING SOLDAS LTDA, Handbook 1990.
- BROEK, D. Elementary engineering fracture mechanics, 4^a ed., Dordrecht, NL.Martinus Hjhoff,1987.
- CASTRO, J. T. P., MEGGIOLARO, M. A., Vida 98 – Danômetro Visual para Automatizar o Projeto à Fadiga sob carregamentos Complexos. Revista Brasileira de Ciências Mecânicas, ABCM, v. XX, n. 4, p. 664 – 685, Dezembro, 1998.
- CLEARING, Division U.S. Industries, Innocenti, Service Manual, 1973.
- CLEARING, Division U.S. Industries, Pneumatic and Hydropneumatic Die Cushions, Bulletin 212.
- COLPAERT HUBERTUS, Metalografia macrográfica e dos produtos siderurgicos comuns, Boletim n° 40, Instituto de Pesquisa Tecnológicas, Julho 1951.
- CORRÊA, S. R. Avaliação da Resistência à Fadiga da Liga Ti-6Al-4V Soldada pelo Processo TIG. Lorena, 2000. 83p. Tese (Mestrado em Engenharia dos Materiais) – Faculdade de Engenharia Química de Lorena.
- DIETER, G. E., Metalurgia Mecânica, 2^a ed. Guanabara Koogan S.A., 1981.
- EUTETIC + CASTOLIN, Manual do Soldador de Manutenção.



- EUTETIC, Institute Eutetic para o Desenvolvimento da Técnica de Solda de Manutenção, 1970.
- FORMAN, R. G., KEARNEY, V. E. ENGLE, R. M., Numerical Analysis of crack Propagation in Cyclic-loaded Structures. Journal of Basic Engineering, Transaction ASME, v. 89, p. 459 – 464, 1967.
- FUCHS, H. O., STEPHENS, R. I., Metal Fatigue in Engineering. New York. John Wiley & Sons, 1980.
- GRIFFITH, A. A., The phenomena of rupture and flow in solids. Phil. Trans. R. Soc., v. 221, p. 163 – 198, 1921.
- HERTZBERG, R. W., Deformation and fracture mechanics of engineering material. John Wiley and Sons, New York, 1976.
- INGLIS C. E. Stresses in plate due to the presence of cracks and sharps corners. Trans. Of the Naval Arch., v. 55, p. 219 – 241, 1913.
- IRWIN, G. R., Plastic zone near a crack and fracture toughness, In. SAGAMORE MATER. CONF., 7, 1960, Syracuse. Proceedings.
- IRWIN, G. R., Analysis of stress and strain near of a crack traversing a plate J. Appl. Phys., v. 14, n. 3, p. 361 – 364, 1957.
- KLESNIL, M., LUKÁŠ, P., Fatigue of Metallic Materials, 2^a ed., 1992.
- MAHNKE, Fabricante de Prensas, informativo Técnico 1995.
- MANZONI PRESSE, Fabricante de Prensas, informativo Técnico 1990.
- MEGUID, S. A. Engineering fracture mechanics. London. Elsevier Applied Science, 1989. P.243 – 274.
- METALS HANDBOOK (ASM), 8th Edition Vol.7 Atlas of Microstruture of Industrial Alloys, 1972.
- MEYERS, M. A., CHAWLA, K. K., Princípios de Metalurgia Mecânica, ed. Edgard Blucher Ltda., 1982.
- MILLER, K. J., Material Science perspective of metal fatigue resistance, Material Science and Technology, v. 9, p. 453 - 462, june, 1993.
- NASCIMENTO, M. P. Determinação da Vida em Fadiga do Aço ABNT 4340 Revestido com Cromo Duro sobre Níquel Químico. Guaratinguetá, 1999. 152p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia, Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”.



- PARIS, P. C., ERDOGAN, F., A Critical Analyze of Crack Propagation Laws. Journal of Basic Engineering, Transaction ASME, serie D, v. 85, p. 528 –534, 1963.
- PASTOUKHOV, V. A., VOORWALD, H. J. C., Introdução à Mecânica da Integridade Estrutural. São Paulo. Ed. UNESP, 1995.
- PEREIRA, C. P. M. Fadiga na Liga de Al7475-T761. Lorena, 1996. 209p. Tese (Doutorado em Engenharia dos Materiais) – Faculdade de Engenharia Química de Lorena.
- REED-HILL, R.E., Princípios de Metalurgia, 2^a ed. Rio de Janeiro, 1982.
- SELMA, Z., IVANISA, T., Soldagem, São Paulo, 1997.
- TOSHIE, O., CÉLIO, T., Engenharia de Soldagem e Aplicações, LTC, Rio de Janeiro, 1982.
- UTP. BRASILEIRA DE SOLDAS LTDA, Metalurgia e Soldabilidade dos Aços ao Carbono, Março 1991.
- WESTERGAARD, H. M. Bearing pressures and cracks. J. Appl. Mech., v. 6, n. 2, p. 49 – 53, 1939.



7 – ANEXO

Medida da zona afetada pelo calor (ZAC)

Foram realizadas medidas da zona afetada pelo calor (ZAC), tanto com alívio como sem alívio de tensões. As Figuras 7.1 e 7.2 mostram as medidas efetuadas na zona afetada pelo calor.

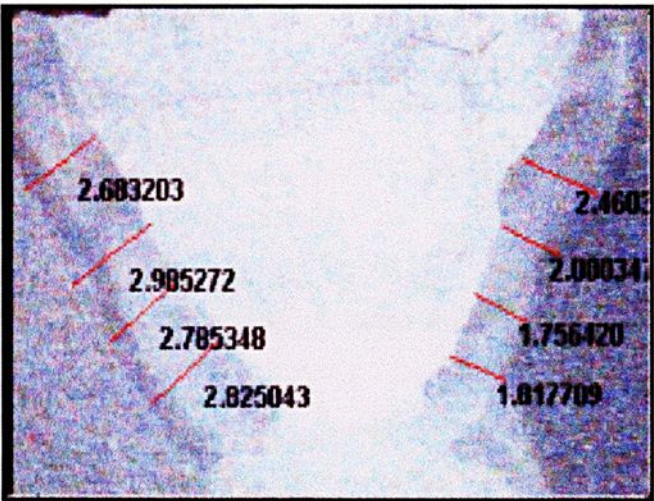


Figura 7.1 – Medidas em milímetro da ZAC do metal soldado com alívio de tensões.

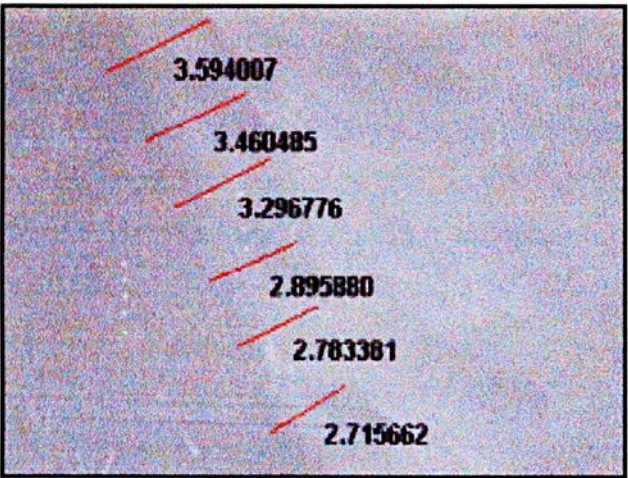


Figura 7.2 – Medidas em milímetro da ZAC do metal soldado sem alívio de tensões.

Nota-se que o tamanho da zona afetada pelo calor (ZAC) com alívio de tensões, condição apresentada na Figura 7.1, tem suas medidas de comprimento um pouco maior que as medidas apresentadas pela Figura 7.2 da zona afetada pelo calor (ZAC) sem alívio de tensões.

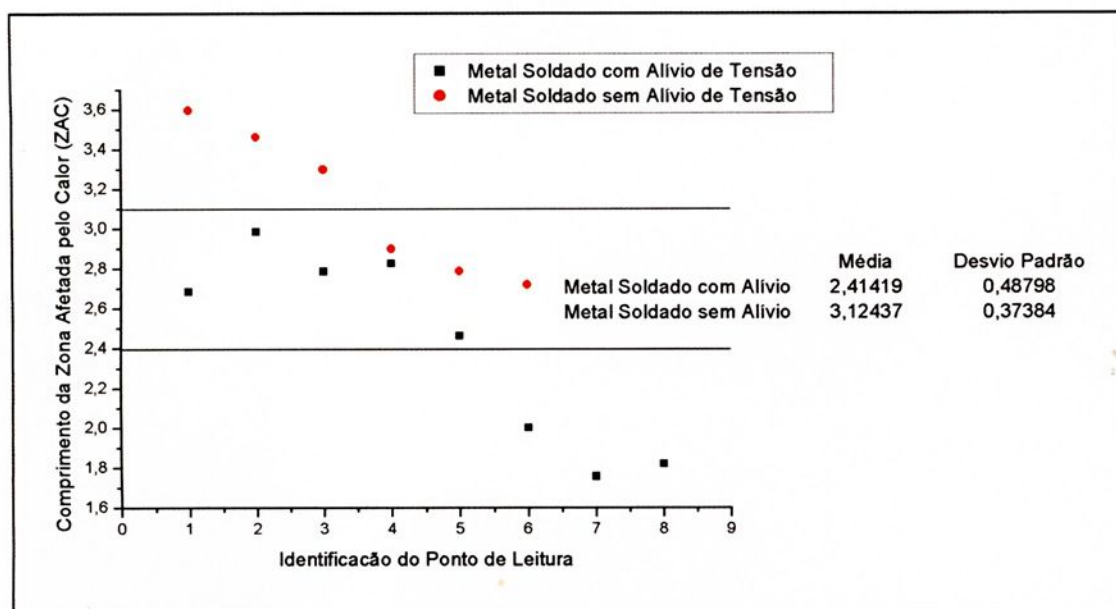


Figura 7.3 – Gráfico das medidas da ZAC do metal soldado com e sem alívio de tensões.

Observando o gráfico da Figura 7.3, considera-se que o tamanho da zona afetada pelo calor (ZAC) independe do tratamento térmico de alívio de tensões, pois pode-se nota que as regiões medidas nas Figuras 7.1 e 7.2 não são as mesmas, pois, na Figura 7.1 tem-se a identificação da parte superior do chanfro em Duplo V, enquanto que na Figura 7.2, observa-se apenas a parte da região do chanfro em Duplo V.

A consequência da diferenciação das medidas é devido a não uniformidade da região da zona afetada pelo calor (ZAC), observada na linha de referência de medição nas Figuras 7.1 e 7.2, e também na Figura 7.3. Quando plota-se os pontos das medidas dos comprimentos da zona afetada pelo calor (ZAC) sem alívio de tensões, esta aproxima-se da mesma faixa de medidas da zona afetada pelo calor (ZAC) com alívio de tensões. Estas medidas tendem a serem medidas não distantes uma da outra. Sendo assim, pode-se afirmar que independente do tratamento térmico para alívio de tensões no processo de soldagem a arco elétrico no aço SAE-1020, a zona afetada pelo calor (ZAC) com alívio de tensões apresentará praticamente o mesmo comprimento da ZAC sem alívio de tensões.

