

MAURICIO PADILLA BARRIGA

**ANÁLISE DE FRATURA ATRAVÉS DO CONCEITO “CTOD”  
EM SOLDAS CIRCUNFERENCIAIS DE POLIDUTOS:  
GASODUTO BOLÍVIA-BRASIL**

Dissertação apresentada à Escola  
Politécnica da Universidade de  
São Paulo para obtenção do  
título de Mestre em Engenharia

Área de Concentração:  
Projeto e Fabricação

Orientador:  
Prof. Dr. Edison Gonçalves

São Paulo  
1996

AOS MEUS IRMÃOS,  
OSCAR E LUIS

A MINHA MÃE,  
CARMEN

DEDALUS - Acervo - EPMN



31600010079

## **AGRADECIMENTOS**

Ao Professor Dr. EDISON GONÇALVES, pelo constante estímulo e eficaz orientação durante a execução deste trabalho.

Aos Professores Dr. GILBERTO FRANCISCO MARTHA DE SOUZA e Dr. EDSON GOMES, pelas sugestões que permitiram concluí-lo satisfatoriamente.

Ao engenheiro da Petrobrás JOSÉ LUIS DA CUNHA, pelas informações e dados fornecidos sobre o Casoduto Bolívia - Brasil.

E, finalmente, à Contab e em especial ao Eng. MAURÍCIO GODOY, a AILTON JOSÉ DA SILVA e ao Eng. LUIS MIGUEL LOPEZ CAMARA, que permitiram a realização experimental deste trabalho.

## RESUMO

Este trabalho apresenta uma metodologia para análise de fratura em soldas circunferenciais de políditos, através do conceito "CTOD", com direta aplicação no Casoduto Bolívia - Brasil.

Depois de uma breve introdução ao problema, são estudadas as causas e mecanismos de fraturas mais comuns nos políditos, indicando-se que o lugar mais suscetível à fratura é a solda circunferencial, devido ao fato de que esta submetida a altas tensões, provocadas tanto pelo processo de soldagem quanto pelas tensões de operação do políditos.

É realizada também uma revisão dos fundamentos da mecânica de fratura, principalmente da mecânica elasto-plástica com especial referência às "CURVAS DE PROJETO CTOD" e é proposta uma metodologia de controle da fratura na solda circunferencial.

Previamente à aplicação da metodologia, são apresentadas as características dos materiais e procedimentos de montagem dos políditos. Dentre as características mecânicas dos materiais, o "Deslocamento da abertura na ponta da trinca crítico" -  $\delta_{CRIT}$  - é a mais importante para a análise de fratura.

Finalmente, a metodologia é aplicada no Casoduto Bolívia-Brasil, para o qual são calculados os máximos tamanhos de defeitos e é determinado o material mais adequado para a solda circunferencial.

This work shows a methodology to fracture analysis at pipeline girth weld through the concept of "CTOD" with direct application in the Bolivia-Brazil gas pipeline.

After a brief introduction to the problem, the most common fracture causes and mechanism in pipeline are studied. It shows that the place more susceptible to fracture is pipeline girth weld because it's submitted to high strength causes by the welding system and by the operational strengths of the pipeline.

A review about the basis of fracture mechanics is done, mainly, of elastic-plastic fracture mechanic with special reference to "THE CTOD DESIGN CURVES" and it is proposed a methodology of fracture control at the pipeline girth weld. Before the application of the methodology, some characteristic of the materials and procedures of assembly pipeline are shown. The "Critical Crack Tip Opening Displacement" -  $\delta_{CRIT}$  - is the most important for the fracture analysis among the mechanical characteristics of materials.

Finally, the methodology is applied to the Bolivia-Brazil gas pipeline, the maximum size of defects are calculated and the most adequate material for the pipeline girth weld is determined.

## ABSTRACT

# SUMÁRIO

DEDICATÓRIA .....	ii
AGRADECIMENTOS .....	iii
RESUMO .....	iv
"ABSTRACT" .....	v
ÍNDICE .....	vi
LISTA DE FIGURAS .....	ix
LISTA DE TABELAS .....	xii
LISTA DE SÍMBOLOS .....	xiii

## CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO

1.1 - ASPECTOS GERAIS .....	1
1.2 - ESCOPO DO TRABALHO .....	3

## CAPÍTULO II - CONSIDERAÇÕES SOBRE FRATURA EM POLIDUTOS

2.1 - INTRODUÇÃO .....	6
------------------------	---

2.2 - DEFEITOS NA SOLDAGEM CIRCUNFERENCIAL .....	7
--	---

2.3 - MECANISMO DE FRATURA NA SOLDAGEM .....	7
--	---

2.4 - CRITÉRIOS PARA AVALIAÇÃO DE DEFEITOS TOLERÁVEIS NA SOLDAGEM CIRCUNFERENCIAL .....	10
--	----

2.5 - CRITÉRIO DE FALHA POR FRATURA .....	11
---	----

2.6 - TENSÃO RESIDUAL .....	12
-----------------------------	----

## CAPÍTULO III - MECÂNICA DE FRATURAS

3.1 - INTRODUÇÃO .....	23
------------------------	----

3.2 - FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÕES .....	25
---	----

90	5.3.2.3 - TENSÕES APLICADAS
90	5.3.2.2 - FRATURA ELASTO-PLÁSTICA
87	5.3.2.1 - COLAPSO PLÁSTICO
87	5.3.2 - AVALIAÇÃO DE FALHA NA SOLDA CIRCUNFERENCIAL
84	5.3.1 - DEFEITOS SUPERFICIAIS
84	5.3 - PROCEDIMENTO DE AVALIAÇÃO DE FALHA
83	5.2.3 - CURVA DE PROJETO CTOD EMPÍRICA
79	EMPÍRICA
77	5.2.2 - TEORIA E EXPERIÊNCIA: CURVA DE PROJETO CTOD
77	5.2.1 - CURVA DE PROJETO CTOD ANALÍTICA
76	5.2 - CURVA DE PROJETO CTOD
76	5.1 - INTRODUÇÃO

### SOLDA CIRCUNFERENCIAL DE POLIDUTOS

## CAPÍTULO V - MODELO PROPOSTO PARA AVALIAÇÃO DE FALHA NA

67	4.5 - PROCEDIMENTOS DE MONTAGEM
62	4.4 - VALORES DE $\delta_{crit}$ DETERMINADOS
62	4.3 - VALORES CRÍTICOS DE CTOD DE POLIDUTOS
56	4.2.3 - ZONA TERMICAMENTE AFETADA
50	4.2.2 - CARACTERÍSTICAS DO MATERIAL DE SOLDA
47	4.2.1 - CARACTERÍSTICAS DO MATERIAL BASE
47	4.2 - CARACTERÍSTICAS DOS MATERIAIS
46	4.1 - INTRODUÇÃO

### DE MONTAGEM

## CAPÍTULO IV - CARACTERÍSTICAS DOS MATERIAIS E PROCEDIMENTOS

39	3.5 - DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DO CTOD
35	CTOD
31	3.4 - DESLOCAMENTO DA ABERTURA DA PONTA DA TRINCA
31	3.3 - DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DO FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÃO CRÍTICO

## CAPÍTULO VI - AVALIAÇÃO DA SOLDADA CIRCUNFERENCIAL NO GASODUTO BOLÍVIA - BRASIL

5.3.2.4- PROCEDIMENTO DE AVALIAÇÃO DE FALHA NA SOLDADA CIRCUNFERENCIAL .....	91
---	----

6.1 - INTRODUÇÃO .....	95
------------------------	----

6.2 - GASODUTO BOLÍVIA - BRASIL .....	95
---------------------------------------	----

6.3 - DEFEITOS NA SOLDADA DE CORPOS DE PROVA .....	99
--	----

6.3.1 - CORPOS DE PROVA .....	99
-------------------------------	----

6.3.2 - JUNTAS .....	100
----------------------	-----

6.3.3 - SOLDAGEM .....	100
------------------------	-----

6.3.4 - ESPECIFICAÇÃO DO PROCESSO DE SOLDAGEM NA EXPERIÊNCIA .....	102
---	-----

6.3.5 AVALIAÇÃO DOS DEFEITOS .....	103
------------------------------------	-----

6.4 AVALIAÇÃO DE FALHA NA SOLDADA CIRCUNFERENCIAL .....	109
---	-----

## CAPÍTULO VII - CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

7.1 - CONCLUSÕES FINAIS .....	113
-------------------------------	-----

7.2 - RECOMENDAÇÕES PARA ESTUDOS POSTERIORES .....	114
--	-----

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....	115
----------------------------------	-----



## LISTA DE FIGURAS

5	FIGURA 1.1 Representação Esquemática da Sequência do trabalho.	5
9	FIGURA 2.1 Representação Esquemática de Três Tipos de Trinca.	9
15	FIGURA 2.2 Distribuição de tensões residuais em chapas finas.	15
16	FIGURA 2.3 Tensões residuais em uma chapa de aço SAE 1020 com 6,5 mm de espessura.	16
17	FIGURA 2.4 Tensões residuais em uma chapa de aço AISI 4130 com 6,5 mm de espessura.	17
19	FIGURA 2.5 Comparação dos resultados teóricos e experimentais para a distribuição de tensões residuais.	19
20	FIGURA 2.6 Distribuição de Tensões Residuais em uma junta simples V30 de uma solda circumferencial em um tubo API X65.	20
22	FIGURA 2.7 Variação das tensões residuais axiais na espessura do tubo X65 para três pontos da solda.	22
24	FIGURA 3.1 Representação esquemática dos três modos de fratura.	24
27	FIGURA 3.2 Sistema de coordenadas e Componentes de Tensões a frente de uma Trinca.	27
30	FIGURA 3.3 Placas infinitas tracionadas com trincas (a) trinca passante através da parede (b) trinca superficial semi-elíptica.	30
32	FIGURA 3.4 Variação de $K_{Ic}$ com respeito à espessura, B, da placa.	32
32	FIGURA 3.5 Corpo de prova submetida à flexão padronizado pela ASTM.	32
33	FIGURA 3.6 Corpo de prova submetida à tração padronizado pela ASTM.	33

74	FIGURA 4.10 Seqüência de Soldagem no processo automático utilizando bugs.
73	FIGURA 4.9 Sistema interno de soldagem MAG com 4 cabeças.
71	FIGURA 4.8 Seqüência de Soldagem no processo manual ao arco elétrico.
71	FIGURA 4.7 Tipos de juntas (a) Junta do tipo V30, utilizada no processo ao arco elétrico. (b) Junta mais estreita, ideal para processo automático.
69	FIGURA 4.6 Campos internos utilizados para se alinhar os tubos antes de se realizar a soldagem.
68	FIGURA 4.5 Métodos de construção de polidutos a) <i>Spread Technique</i> b) <i>Maintaining technique</i> .
66	FIGURA 4.4 Posições dos provetes CTOD em um gasoduto.
66	FIGURA 4.3 Resultados dos valores de CTOD em uma solda circumferencial em um tubo 914 mm com arame ER70S-6.
64	FIGURA 4.2 Localização dos provetes CTOD segundo API 1104.
57	FIGURA 4.1 Relação entre a distribuição de temperaturas máximas nas várias regiões da junta soldada e o diagrama de equilíbrio Fe-C.
45	FIGURA 3.13 Tipos de curvas de Carga-Deslocamento.
43	FIGURA 3.12 Deslocamento medido pelo extensômetro: Vg e Vp.
42	FIGURA 3.11 Modelo do comportamento do provete de flexão em três pontos.
41	FIGURA 3.10 Proвете de flexão em três pontos, instrumentado com extensômetros de lâminas.
36	FIGURA 3.9 Modelo <i>Strip Yield</i> de Dugdale.
36	FIGURA 3.8 Deslocamento da abertura na ponta da trinca, (CTOD), $\delta_c$ .
33	FIGURA 3.7 Registros carga-deslocamento a se analisar para a determinação de $K_{Ic}$ .

FIGURA 5.1 - Pontos P a uma distância "y" acima e abaixo do centro da Trinca. ....	80
FIGURA 5.2 - Curvas analíticas de projeto CTOD para uma placa infinita com uma trinca no meio dela. ....	80
FIGURA 5.3 - Comparação da curva analítica com a curva experimental CTOD. ....	82
FIGURA 5.4 - Representação esquemática do fluxo das bandas em uma placa ampla. ....	82
FIGURA 5.5 - Relações entre dimensões de um defeito superficial a um defeito equivalente através da parede. ....	86
FIGURA 5.6 Representação esquemática de uma placa com um defeito superficial submetida a tensão uniforme. ....	88
FIGURA 5.7 Representação esquemática em um diagrama de blocos para a avaliação de falha da solda circumferencial de polidutos. ....	93
FIGURA 6.1 Tragado do Casoduto Bolívia-Brasil. ....	96
FIGURA 6.2 Separadores das chapas principais. ....	101
FIGURA 6.3 Suportes das chapas principais. ....	101
FIGURA 6.4 Chapas de aço carbono API X60 soldadas pelo processo ao arco elétrico. ....	106
FIGURA 6.5 Detalhe da solda da chapa # 2 mostrando uma falta de penetração. ....	107
FIGURA 6.6 Detalhe da solda da chapa # 5 mostrando uma falta de fusão. ....	107
FIGURA 6.7 Detalhe da solda da chapa # 2 mostrando uma falta de penetração. ....	108
FIGURA 6.8 Detalhe da solda da chapa # 5 mostrando uma concavidade. ....	108

TABELA 6.8	RESULTADOS PARA O CASODUTO BOLÍVIA-BRASIL .....	112
TABELA 6.7	AValiação NUMÉRICA .....	111
TABELA 6.6	DADOS DE ENTRADA PARA O CÁLCULO DE $\sigma_{CAL}$ .....	111
TABELA 6.5	MEDIDAS DOS DEFEITOS NAS CHAPAS .....	105
TABELA 6.4	TIPOS DE DEFEITOS NAS CHAPAS .....	105
TABELA 6.3	CARACTERÍSTICAS DE SOLDAGEM .....	103
TABELA 6.2	DIMENSÕES DAS CHAPAS .....	99
TABELA 6.1	CARACTERÍSTICAS TÉCNICAS PRINCIPAIS DO CASODUTO BOLÍVIA-BRASIL .....	98
TABELA 5.2	FATORES DE INTENSIDADES DE TENSÕES .....	85
TABELA 5.1	VALORES DE TENSÕES EFETIVAS $\sigma_1$ .....	84
TABELA 4.11	VALORES DE $\delta_{CRIT}$ .....	65
TABELA 4.10	VALORES DE $\delta_{CRIT}$ .....	63
TABELA 4.9	COMPOSIÇÃO QUÍMICA DO ARAME .....	55
TABELA 4.8	PROPRIEDADES MECÂNICAS .....	55
TABELA 4.7	COMPOSIÇÃO QUÍMICA DOS ELETRODOS .....	53
TABELA 4.6	PROPRIEDADES MECÂNICAS DOS ELETRODOS .....	53
TABELA 4.5	CLASSIFICAÇÃO DA AWS DOS ELETRODOS NA SOLDAGEM CIRCUNFERENCIAL DE TUBOS .....	52
TABELA 4.4	COMPOSIÇÕES QUÍMICAS DOS AÇOS .....	51
TABELA 4.3	COMPOSIÇÃO QUÍMICA DO AÇO X70 DO CASODUTO ALASKA HIGHWAY PIPELINE .....	49
TABELA 4.2	PROPRIEDADES QUÍMICAS DOS AÇOS .....	48
TABELA 4.1	PROPRIEDADES MECÂNICAS DOS AÇOS .....	48

## LISTA DE TABELAS

## LISTA DE SÍMBOLOS

a	profundidade do defeito superficial semi-elíptico
ã	metade do comprimento do defeito passando através da parede
a <sub>e</sub>	comprimento do entalhe maquinado mais o comprimento da fissura fadigada, do provete submetido à flexão e do provete submetido à tração
A <sub>lig</sub>	área do ligamento remanescente
B	espessura da placa
B <sub>e</sub>	espessura do provete submetido a flexão ou do provete submetido à tração
B <sub>t</sub>	espessura do tubo
2c	comprimento do defeito superficial semi-elíptico
COD	deslocamento de abertura da trinca ( do inglês: <i>crack opening displacement</i> )
CTOD	deslocamento de abertura na ponta da trinca ( do inglês: <i>crack tip opening displacement</i> )
D <sub>e</sub>	diâmetro dos buracos do provete submetido à tração
D <sub>t</sub>	diâmetro do tubo
E	módulo de Young
E <sub>e</sub>	distância do centro do buraco à fissura, no provete submetido à tração
F <sub>c</sub>	força de fechamento
F <sub>e</sub>	distância entre buracos no provete submetido à tração
K	fator de intensidade de tensões
K <sub>f</sub>	fator de intensidade de tensões no modo I de abertura
K <sub>Ic</sub>	fator de intensidade de tensões crítico
K <sub>Q</sub>	valor provisório de K <sub>Ic</sub>
K <sub>t</sub>	fator de concentração de tensão, igual a 1,3 no caso de polidutos

$L$	comprimento do defeito na solda circunferencial ( $L=2c$ )
$M, M_1, M_2, M_3, M_4$	fatores de correção geométrica no defeito superficial semi-elíptico
$P$	carga aplicada sobre os provetes
$P_s$	ponto de interseção da secante $OP_s$ com o registro da curva
$P_{máx}$	carga máxima que o provete foi capaz de suportar
$P_Q$	carga que será utilizada para calcular $K_Q$
$r_e$	fator de rotação no provete submetido à flexão
$S_e$	distância entre apoios do provete submetido à flexão
$V_g$	deslocamento da abertura na face do provete, também denominado como $V$
$V_p, V_{p1}, V_{p2}$	componente plástica de $V_g$
$W$	largura da chapa que contém um defeito superficial semi-elíptico
$W_e$	largura do provete submetido à flexão
$W_{1e}$	largura do provete submetido à tração
$z_e$	espessura das peças de apoio do extensômetro
$\delta$	CTOD
$\delta_{cal}$	deslocamento de abertura na ponta da trinca calculado
$\delta_{crit}$	deslocamento de abertura na ponta da trinca crítico do material
$\epsilon$	deformação aplicada
$\epsilon_y$	deformação elástica no ponto de escoamento
$\epsilon/\epsilon_y$	valor adimensional da deformação
$f(\phi), f(W)$	correção do fator de intensidade de tensões para defeitos superficiais semi-elípticos
$p$	tamanho da zona plástica
$\phi$	valor adimensional de CTOD
$\Phi_0$	integral elíptica de segundo ordem

$\phi$	deslocamento angular
$\nu$	coeficiente de Poisson
$\sigma$	tensão remota aplicada na chapa que contém um defeito superficial ou passante através da parede
$\sigma_1$	tensão efetiva $\sigma_1 = Kt * \sigma_{app} + \sigma_R$
$\sigma_c$	tensão de fechamento sobre uma trinca passante equivalente
$\sigma_{app}$	tensão aplicada em chapas soldadas
$\sigma_{ST}$	tensão própria do poliduto
$\sigma_R$	tensão residual
$\sigma_u$	tensão limite de resistência à tração
$\sigma_y$	tensão de escoamento
$\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}$	tensões na direção x, y e z
$\tilde{\sigma}$	tensão limite de resistência à ruptura

## CAPÍTULO I

### INTRODUÇÃO

#### 1.1 - ASPECTOS GERAIS

Os polímeros têm sua utilização no transporte de diversos produtos, tais como derivados do petróleo, gás natural, minérios e outros. Devido ao baixo custo quando comparado com outros meios de transporte, a utilização de polímeros tem sido ampliada em todo mundo.

A utilização de polímeros requer um alto grau de segurança, como forma de garantir a sua integridade estrutural, caso contrário, a falha de polímeros pode causar, além dos prejuízos econômicos, graves prejuízos ao meio ambiente e perdas de vidas humanas.

Conseqüentemente deve se procurar desenvolver o projeto do polímero focado para os mecanismos de falha preponderantes, associado a um rigoroso controle de qualidade sobre os materiais e procedimentos de construção.

Como os polímeros transportam diversos materiais, deve-se diferenciá-los um dos outros; assim, aqueles que transportam gás natural, derivados de petróleo ou minério são denominados respectivamente de gasodutos, oleodutos e minerdutos.

O polímero, pela sua própria característica de construção e funcionamento, está submetido a condições mecânicas, ambientais e territoriais bastante severas. As principais conseqüências deste fato são: deterioração do tubo e da solda; altas tensões produzidas no tubo, que afetam especialmente a solda circumferencial, ocasionando falhas na estrutura.

Devido às dificuldades inerentes da soldagem circumferencial na construção de polímeros, o processo de soldagem manual ao arco elétrico é o mais utilizado como processo de montagem.



A probabilidade de ocorrer uma falha na solda pode ser considerada baixa, quando ponderados os avanços tecnológicos ocorridos com os materiais, técnicas de fabricação, etc. No entanto, principalmente em construções soldadas, a ocorrência de uma cadeia de eventos determinais pode comprometer a integridade da estrutura. A soldagem, pelas suas características intrínsecas, favorece a ocorrência de uma cadeia de eventos, uma vez que geralmente introduz defeitos tais como: trincas, poros, inclusões, deformações e tensões residuais. No caso dos polímeros, estes defeitos são em parte agravados, devido às dificuldades da soldagem circumferencial na montagem.

Por todos esses motivos, a solda circumferencial dos polímeros está suscetível à falha pelo mecanismo da fratura. Neste trabalho deverão ser considerados fatores relevantes ao mecanismo de fratura tais como: as tensões mecânicas sobre a estrutura, os defeitos na solda e a sua tenacidade do material.

A mecânica da fratura tem o seu desenvolvimento restrito apenas as últimas décadas, e apesar de sua importância para a garantia da segurança da integridade estrutural, os seus conceitos ainda não foram totalmente assimilados, na sua utilização em problemas de engenharia.

Com o desenvolvimento da mecânica de fraturas, foi também desenvolvido o conceito *Fitness-For-Purpose*, que permite definir critérios e níveis de aceitação de defeitos de uma maneira científica, considerando a mecânica da fratura. Em meados dos anos 70 foi utilizado este conceito para a avaliação dos defeitos no oleoduto Trans-Alaska, [1].

Na Inglaterra, a norma de especificações de soldagem e inspeção, *British Standard on Pipeline Welding and Inspection, BS4515:1969*, [2], foi implementada com o conceito *Fitness-For-Purpose*, permitindo uma avaliação crítica dos defeitos em soldas circumferenciais, procedimento este que recebeu a denominação de *Engineering Critical Assessment*, (ECA).

Como a utilização do conceito *Fitness-For-Purpose* considera que a estrutura de fratura no regime elasto-plástico, e não apenas no elástico, a teoria envolvida na análise de fratura também deve considerar o comportamento elasto-plástico. Atendendo a esta restrição, optou-se pelo desenvolvimento de curvas de projeto que relacionassem os

níveis de tensões aplicadas, a geometria dos defeitos, a resistência à fratura do material através do Deslocamento da Abertura da Trinca ( COD - *Crack Opening Displacement*) ou do deslocamento da abertura na raiz da trinca ( CTOD - *Crack Tip Opening Displacement* ), [17], [18] e [19]. Essas curvas, conhecidas como " CURVAS DE PROJETO CTOD ", flexibilizam a aplicação do conceito através da norma, em grande parte responsável, pela existência mais de 1000 quilômetros de tubulação *offshore* no Mar Norte. Nessa tubulação, a substituição dos meios tradicionais de inspeção, BS4515 de 1969, pelo novo conceito *Fitness-For-Purpose* fez com que se evitasse reparações desnecessárias das soldas circunferenciais. Conseqüentemente, isso trouxe uma economia de 17 milhões de libras esterlinas aos proprietários da linha.

Por tudo isso, o conceito da Curva de Projeto CTOD, passou a ter uma grande aceitação nas diversas normas de avaliação de defeitos. Entre elas pode-se citar a API 1104 dos Estados Unidos, [3], a CSA Z184 do Canada, [4], e a JWS 2805 do Japão, [5]. Naturalmente cada norma apresenta as suas próprias adaptações, motivo pelo qual, a aplicação dessas faz com que exista pequenas diferenças no projeto final nos polidutos.

## 1.2 - ESCOPO DO TRABALHO

O objetivo principal deste trabalho é fazer uma análise de fratura da solda circunferencial de polidutos através do conceito CTOD, para calcular os máximos tamanhos de defeitos toleráveis e determinar o material da solda mais adequado a ser utilizado na construção.

Baseado na teoria elasto-plástica, será explicado a origem e desenvolvimento da Curva de Projeto CTOD e a importância da influência das tensões residuais na fratura. Finalmente, será aplicado no gasoduto Bolívia-Brasil.

Para se obter este objetivo deverão ser feitas: considerações quanto ao mecanismo de falha no poliduto, análise de tensões residuais, estudo da mecânica da fratura no regime elasto-plástico, efetuar uma análise do desenvolvimento da Curva de Projeto CTOD e, finalmente, calcular os máximos tamanhos de defeitos e determinar o material mais adequado que será utilizado na solda circunferencial.

A figura 1.1 apresenta, de forma esquemática, a seqüência das diversas etapas desenvolvidas neste trabalho.

Após a introdução deste capítulo, o capítulo II aborda os diferentes tipos de falhas comumente apresentados na solda circumferencial dos polímeros. Finalmente aborda o mecanismo de fratura na solda. A seguir, no capítulo III, são apresentadas algumas considerações de caráter geral sobre a teoria da mecânica da fratura. No capítulo IV é apresentada as características dos materiais e procedimentos de montagem dos polímeros. No capítulo V é apresentado o procedimento de análise proposto. No capítulo VI é apresentada o exemplo ilustrativo da aplicação do procedimento proposto no gasoduto Bolívia-Brasil. No capítulo VII são dadas as conclusões deste estudo, assim como as recomendações para estudos futuros.

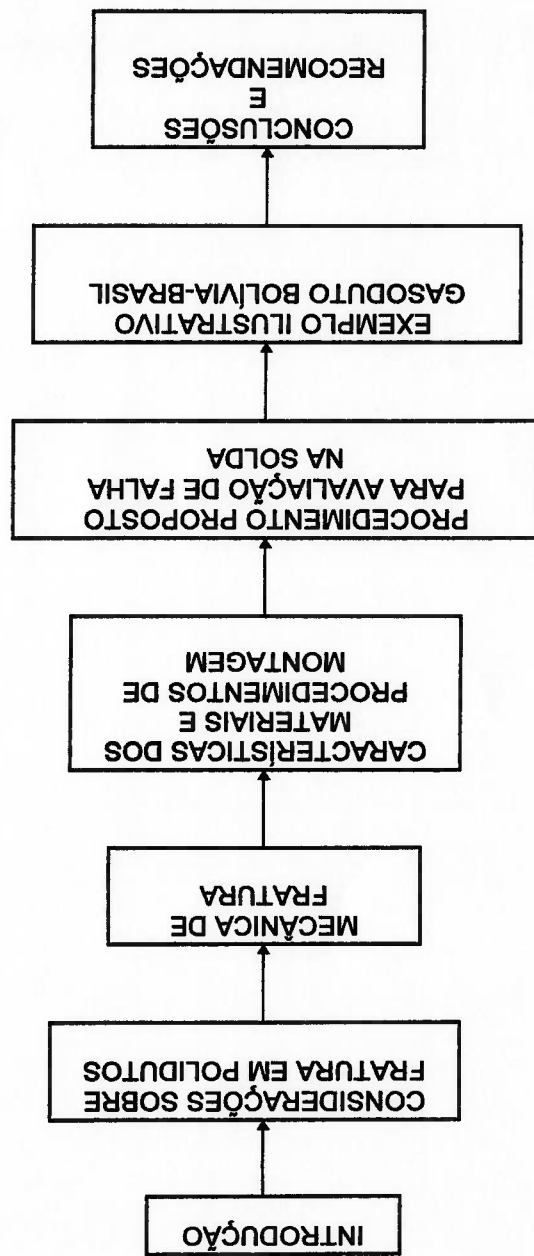


FIGURA 1.1 Representação Esquemática da Sequência do trabalho.

# CONSIDERAÇÕES SOBRE FRATURA EM POLIDUTOS

## CAPÍTULO II

### 2.1 INTRODUÇÃO

Os polidutos, pelas suas características de construção e funcionamento, estão submetidos a uma série de fatores tais como, tensões mecânicas, condições de trabalho e condições ambientais, que tornam a estrutura suscetível de produzir falhas e, consequentemente, fraturas.

Baseado nos dados estatísticos de falhas em polidutos, obtidos por Ivantsov [8] e Andersen [9], estas podem-se dividir principalmente em três grupos, como é apresentado na seguinte tabela:

FALHAS		PORCENTAGEM	
(i)	Em soldas circunferenciais	40 - 45%;	
(ii)	Por defeitos nos dutos e nas suas juntas	35 - 40%;	
(iii)	Por danos mecânicos na superfície de tubos	20 - 15%.	

Da análise realizada indicamos que a causa principal das falhas na solda circunferencial são:

- (i) defeitos planares não aceitáveis, tais como: falta de fusão, falta de penetração, trincas, mordeduras, concavidade interna;
- (ii) entranquecimento das zonas termicamente afetadas pelo calor;
- (iii) reparações mal realizadas.

Da análise das causas e dos mecanismos de falhas na solda circumferencial segundo Chaburkin [10], mostra-se como regra geral que a fratura é devida a falhas planares localizadas geralmente na raiz, que com o percurso do tempo vão se propagando.

### 2.3 MECANISMO DE FRATURA NA SOLDA

Dentre os defeitos planares, são enfocados principalmente aqueles que têm influência preponderante no fenômeno da fratura na solda circumferencial, ou seja, defeitos tais como falta de penetração, falta de fusão, mordeduras e trincas. Serão objeto de estudo.

Os defeitos planares, pela sua própria característica geométrica, têm uma maior probabilidade de fratura do que os defeitos não planares, razão pela qual neste trabalho

(i) Defeitos planares, tais como: falta de fusão, falta de penetração, trincas, mordeduras, concavidade interna.

(ii) Defeitos não planares, tais como: poros, inclusões sólidas, cavidades.

classificados em dois grupos:

Os defeitos ainda são maiores na solda circumferencial de polidutos, devido ao fato de que as condições de soldagem no campo não são apropriadas para uma boa soldagem. Esses defeitos são identificados pela norma API 1104, os quais podem ser

introduzidos pertinentes a soldagem. Apesar dos inúmeros e significativos aprimoramentos ocorridos na tecnologia da soldagem, durante as últimas décadas, ainda não se conseguiu eliminar os defeitos

### 2.2 DEFEITOS NA SOLDA CIRCUMFERENCIAL

falhas metalúrgicas.

(i) defeitos localizados na porção longitudinal da solda do tubo;

(ii) entraquecimento nas regiões longitudinais perto da solda;

(iii) defeitos da própria chapa do tubo tais como laminações mal efetuadas e falhas metalúrgicas.

As falhas na soldagem dos tubos são causadas pelos seguintes fatos:

A figura 2.1 representa esquematicamente os três tipos de defeitos. O primeiro tipo é um defeito superficial, cuja propagação tanto pode ocorrer no sentido da espessura - o que ocasiona a falha da estrutura pelo mecanismo conhecido como Vazamento antes da Quebra (*Leak Before Break*) - ou no sentido do comprimento que conduz ao segundo tipo de defeito, ou seja, um defeito superficial com profundidade constante ao longo de todo o seu comprimento; o terceiro tipo é um defeito que se estende através de toda a espessura, com comprimento constante, podendo se propagar ao longo do seu comprimento. Na realidade, quando a estrutura falha, os defeitos comportam-se de uma maneira que abrange os três tipos de defeitos.

Segundo Chaburkin [10] o processo da fratura tem três estágios: no primeiro estágio o defeito vai se desenvolvendo até a condição de defeito passante através da parede. No segundo estágio, este defeito vai aumentando de forma estável até obter um tamanho crítico, e finalmente no terceiro estágio, dá-se a propagação do defeito de forma rápida ocasionando a fratura e consequentemente a falha da estrutura.

A taxa de crescimento do defeito, tanto no primeiro estágio quanto no segundo, depende de diversos fatores, entre eles: o nível de tensões na solda, a resistência à fratura do metal solda e a geometria do defeito.

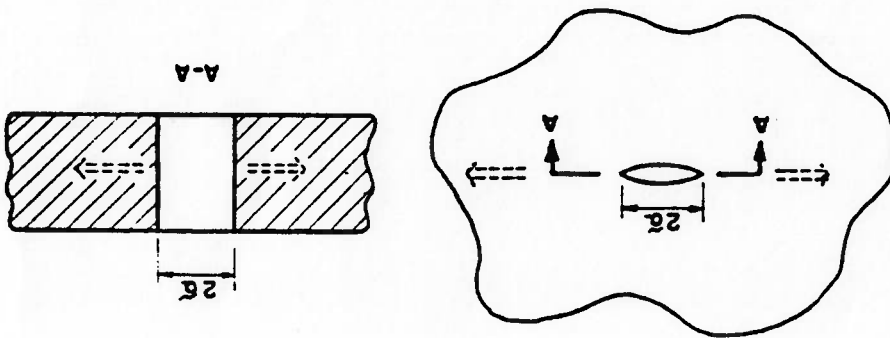
Há casos registrados de polímeros em serviço, onde o crescimento do defeito pode demorar de algumas horas até alguns dias. A taxa de crescimento é fato de grande interesse prático, devido à possibilidade de detectar o vazamento e proceder à reparação do defeito evitando a falha.

No terceiro estágio do processo da fratura, a propagação da trinca crítica é desenvolvida em um curto período de tempo, ocasionando a abertura do perímetro todo na solda circunstancial e consequente falha da estrutura.

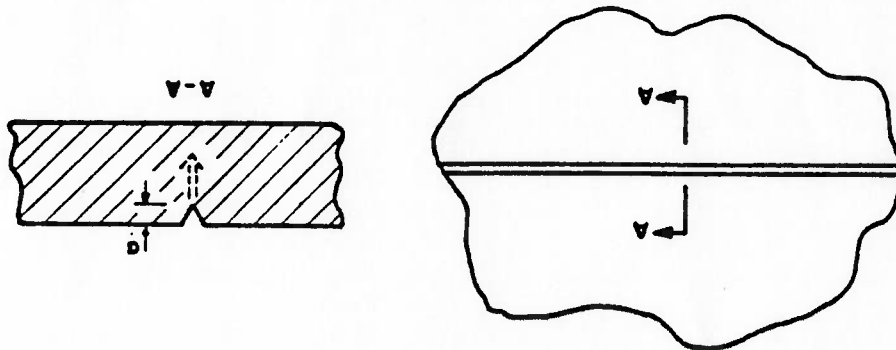
FIGURA 2.1 Representação Esquemática de Três Tipos de Trinca

(====) (.....) (--->) SENTIDO POSSÍVEL DE PROPAGAÇÃO DA TRINCA

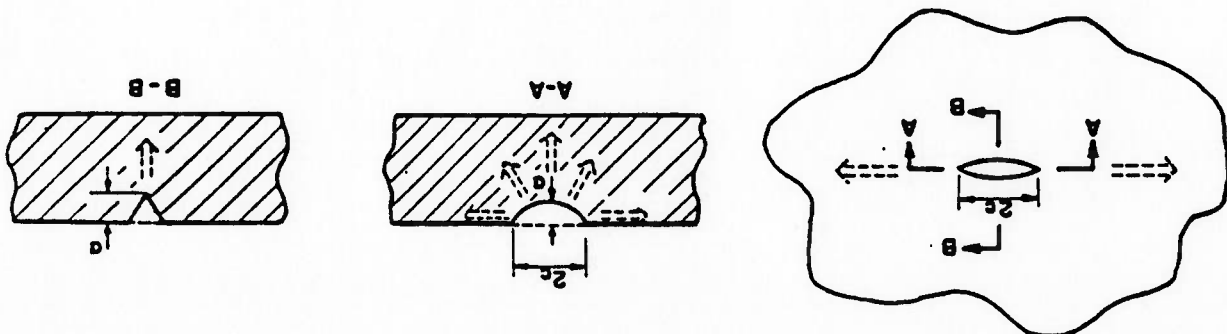
3º TIPO - TRINCA DE PEQUENO COMPRIMENTO ATRAVÉS DA ESPESSURA



2º TIPO - TRINCA SUPERFICIAL DE GRANDE COMPRIMENTO



1º TIPO - TRINCA SUPERFICIAL ATRAVÉS DA ESPESSURA





## 2.4 CRITÉRIOS PARA AVALIAÇÃO DE DEFEITOS TOLERÁVEIS NA SOLDADA CIRCUNFERENCIAL

O controle de qualidade da solda circunferencial em linhas de transmissão novas ou já existentes, usando métodos de teste não destrutivo (NDT-Non Destructive Testing), requer níveis aceitáveis de defeitos. Os níveis de aceitação de defeitos podem ser baseados em critérios de Controle de Qualidade e/ou em critérios de Adequabilidade para o Propósito (*Fitness-For-Purpose*):

Os níveis de aceitação de defeitos, baseados nos critérios de Controle de Qualidade, estão baseados na experiência obtida da soldagem circunferencial ao longo de muito anos. Reconhece-se que este critério serviu satisfatoriamente durante vários anos devido a que seus níveis de aceitação de defeitos são conservadores.

Os defeitos na solda circunferencial que estão fora dos critérios de Controle de Qualidade devem ser reparados. Indubitavelmente, a experiência na solda de estruturas mostrou que a falta de atenção aos procedimentos de reparação e/ou padrões Controle de Qualidade podem ser negativos, porque causam a deterioração das propriedades do material da solda e do metal base e porque significam gastos desnecessários.

O conceito de "defeito tolerável" surge a partir do desenvolvimento da mecânica da fratura e permite a avaliação do defeito baseado no *Fitness-For-Purpose*.

A maior vantagem trazida pelos métodos deste critério foi um alto benefício econômico no que respeita às reparações desnecessárias da solda de estruturas, razão pela qual se dá uma grande importância ao desenvolvimento dos mesmos e foram eles adotados nos apêndices da "Avaliação Crítica na Engenharia" (*ECA-Engineering Critical Assessment*).

O *Fitness-For-Purpose* está baseado na mecânica da fratura, e requer para a sua análise detalhes, das propriedades mecânicas do material, dos níveis de tensões a que esta submetida a estrutura e das condições de operação do sistema durante o serviço. No *Fitness-For-Purpose*, considera-se a dimensão do defeito tanto no comprimento como na largura e o *workmanship* só considera o comprimento.

○ critério *Fitness-For-Purpose* é basicamente dividido em quatro partes, que são a seguir apresentadas:

- (a) Encontrar o defeito;
- (b) Determinar o tipo e dimensões do defeito;
- (c) Estabelecer dados sobre a estrutura e a junta soldada tais como:
  - Propriedades dos Materiais (Tensões de Escoamento e de Tração, Resistência à Fratura);
  - Tensões de Operação, Tensões Residuais, Mecanismos de Falha;
- (d) Aplicação da Mecânica da Fratura para:
  - Calcular os máximos tamanhos de defeitos;
  - Determinar o material mais adequado da solda.

Dentro do critério *Fitness-For-Purpose*, a aplicação da mecânica da fratura depende do comportamento mecânico do material e do nível de tensões sendo que, em algumas ocasiões, utiliza-se a mecânica da fratura elástico-linear e, em outras, como no caso dos polímeros, utiliza-se a mecânica da fratura elasto-plástica.

## 2.5 CRITÉRIO DE FALHA POR FRATURA

Para a avaliação dos defeitos na solda circumferencial, no critério *Fitness-For-Purpose* baseada na mecânica elasto-plástica, utilizam-se curvas de projeto, que relacionam os níveis de tensões aplicadas, a geometria dos defeitos e a resistência à fratura do material, sendo essas curvas conhecidas como "CURVAS DE PROJETO CTOD".

Para a aplicação das CURVAS DE PROJETO CTOD é necessário conhecer os valores das tensões aplicadas na estrutura, que no caso dos polímeros estas têm sido influenciadas pelas tensões da própria solda e pelas tensões da própria estrutura. As geometrias do defeito, ver figura 2.1, também são consideradas nestas curvas, devido ao fato de terem uma grande influência na fratura. No caso da solda circumferencial dos polímeros, dois tipos de geometrias de defeitos são mais frequentemente encontrados, tipo 1 e 2 (figura 2.1), razão pela qual serão consideradas neste trabalho.

De fato, o tipo de material é uma variável que influi na fratura da estrutura, principalmente, quando o material do tubo e da solda circunferencial têm defeitos provocados pela soldagem, sendo, portanto, considerado nas CURVAS DE PROJETO CTOD.

Da aplicação das "CURVAS DE PROJETO CTOD", na estrutura soldada, será calculado o Deslocamento da Abertura na Ponta da Trinca CTOD, que é designado por  $\delta_{CAL}$ . Este valor depende tanto das tensões aplicadas à estrutura quanto da geometria do defeito.

Além das características mecânicas próprias dos materiais tais como: Tensão de Escoramento, Tensão à Tração, existe uma outra característica que determina o grau de resistência à fratura do material. Essa característica, dentro da mecânica da fratura, no regime elasto-plástico, é conhecida por "CTOD Crítico" e designada por  $\delta_{CRIT}$ , que é independente tanto da geometria do defeito quanto das tensões aplicadas na estrutura. A determinação deste valor é realizada sob a norma inglesa BS 5762 [41] e posteriormente será realizada uma descrição detalhada da mesma.

Para uma estrutura soldada ou peça metálica onde existe um defeito, a Mecânica da Fratura Elasto-Plástica estabelece que ocorrerá fratura quando o CTOD mínimo requerido calculado,  $\delta_{CAL}$ , for maior ou igual ao valor do CTOD crítico do material,  $\delta_{CRIT}$ . Portanto, o critério de falha por fratura é dado por:

$$\delta_{CAL} > \delta_{CRIT}$$

(2.1)

## 2.6 TENSÃO RESIDUAL

A soldagem é um processo caracterizado por um elevado aquecimento dos materiais em uma região contígua ao cordão da solda, a qual costuma-se denominar como "zona termicamente afetada". O elevado aquecimento desta zona provoca tensões residuais, deformações da estrutura e transformações metalúrgicas, que ocasionam a deterioração das características mecânicas e metalúrgicas da ZTA.

O conhecimento das tensões residuais e das deformações é de fundamental importância no projeto, na fabricação e na análise da integridade de uma estrutura soldada; merecendo portanto, toda a consideração e atenção.

As tensões residuais na soldagem são tensões internas em equilíbrio, que permanecem após a execução da operação de soldagem.

As tensões residuais se desenvolvem devido à falta de liberdade de mudança dimensional da zona termicamente afetada e do metal solda, quando os mesmos são aquecidos e resfriados durante a soldagem. Na soldagem, a porção do metal solda, que originalmente foi aquecido a temperaturas maiores, tende a se contrair mais do que o metal das outras áreas, mas esta contração é obstaculizada pelas partes mais frias da solda e da estrutura, o que faz com que a diminuta porção de solda em questão seja submetida à tensões de tração, fazendo com que em alguma parte da estrutura o material esteja sendo submetido à tensões de compressão.

Para o estudo das tensões residuais, são consideradas a influência destas tensões nas três direções principais relativas a junta soldada, isto é, na direção paralela e transversal à solda e na direção da espessura.

Congalves [29] e Masubuchi [30] subdividem as tensões residuais em dois tipos: Tensões Residuais de Reação e Tensões Residuais Locais.

As Tensões Residuais de Reação são tensões elásticas, causadas pelas restrições à ocorrência de distorções na junta soldada, sendo aliviadas quando as soldas são extraídas da estrutura. A magnitude destas tensões é função da rigidez da estrutura e das deformações que ocorrem na junta soldada, ou seja, contração transversal, contração longitudinal e deformação angular da solda. As deformações podem variar ao longo do comprimento da solda e são funções do procedimento de soldagem adotado e da rigidez da estrutura.

As Tensões Residuais Locais estão relacionadas principalmente com as propriedades dos materiais da junta soldada, apesar dos parâmetros estruturais e da soldagem também afetarem a distribuição das tensões residuais. As mudanças dimensionais de natureza metalúrgica, tal como a expansão associada com a transformação de austenita em perlita ou martensita, são as principais fontes de Tensões Residuais Locais.

Dentre os diferentes métodos para estimar as tensões residuais, os métodos experimentais são os mais utilizados para a sua avaliação nas diferentes estruturas soldadas. Basicamente, os métodos experimentais podem ser de dois tipos. O método de relaxamento de tensões, que utiliza, por exemplo, extensômetros de resistência elétrica para a obtenção das deformações, com as quais se calculam as tensões residuais. Neste método se utilizam corpos de prova que tentam simular as condições reais da estrutura, razão pela qual é um teste destrutivo. O outro método não é destrutivo, baseia-se no conceito de difração de Raio-X nos planos da estrutura cristalina do material; este método, no entanto, permite avaliar a tensão residual apenas junto à superfície da junta soldada ou da estrutura.

Na distribuição das Tensões Residuais em chapas finas de espessura menor de 12,7 mm ( $\frac{1}{2}$  pol), como em chapas soldadas a topo, só consideram-se duas tensões: Tensões Residuais Longitudinais e as Tensões Residuais Transversais; como se apresenta na figura 2.2.

Na figura 2.2b pode-se verificar a distribuição de Tensões Residuais Longitudinais. Tensões de tração de grande magnitude ocorrem nas regiões próximas ao cordão de solda, sendo que nas regiões da chapa, mais afastadas do cordão de solda, ocorrem Tensões Residuais Longitudinais de compressão, de menor magnitude que as tensões de tração. A distribuição de Tensões Residuais Transversais ao longo do cordão de solda é mostrada na figura 2.2c. Ocorrem tensões de tração de pequena magnitude na região central da união soldada e tensões de compressão nas extremidades da junta soldada.

Vários são os pesquisadores que estudaram as distribuições de tensões residuais em chapas finas em diferentes tipos de materiais.

Por exemplo, Gonçalves [29] analisou a distribuição das Tensões Residuais em chapas planas com espessura de 6,35mm ( $\frac{1}{4}$  pol), tanto na direção longitudinal como na transversal, para dois tipos de aço, soldados pelo processo LASER, fazendo-se só um passe de solda, devido ao fato de ser chapa fina. Na figura 2.3, são apresentadas as distribuições das tensões residuais para o aço comum SAE 1020 e, na figura 2.4, estão as distribuições para o aço de alta resistência AISI 4130. Os resultados foram obtidos pelo método de relaxamento de tensões, utilizando extensômetros elétricos.

FIGURA 2.2 - Distribuição de tensões residuais em chapas finas, [30].

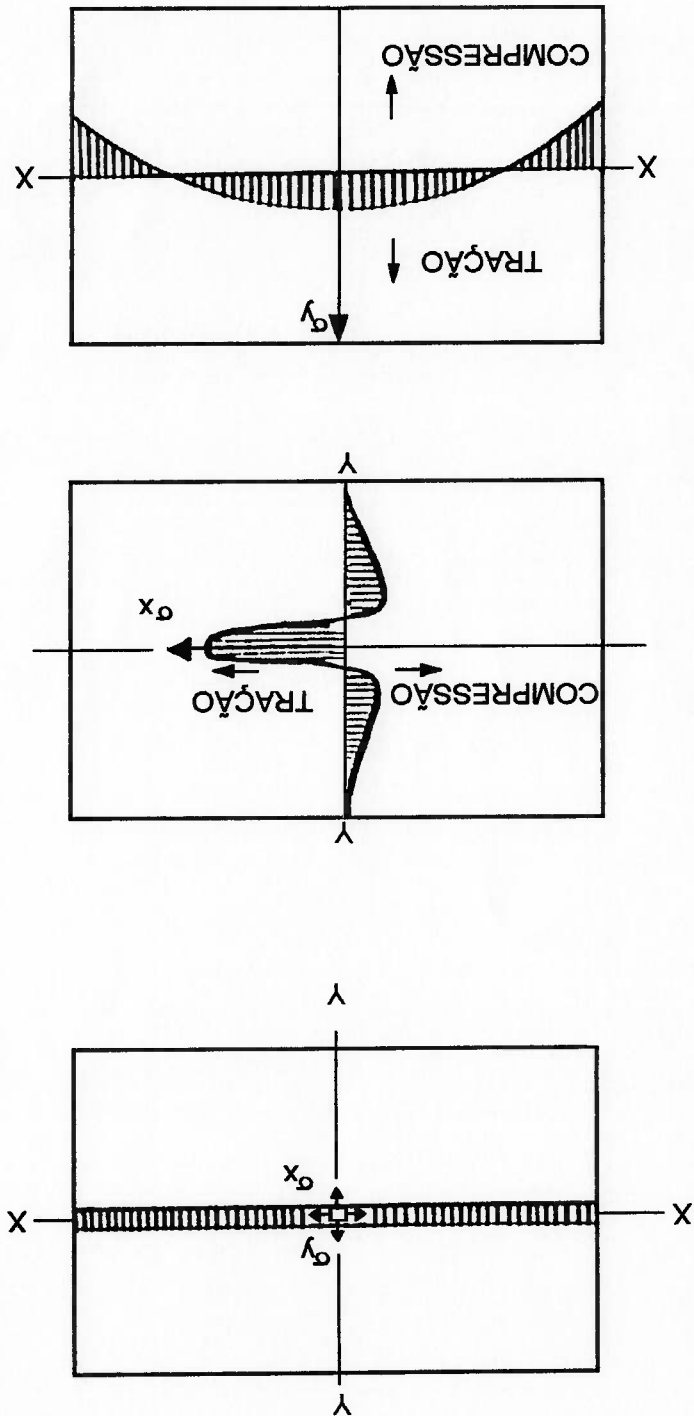
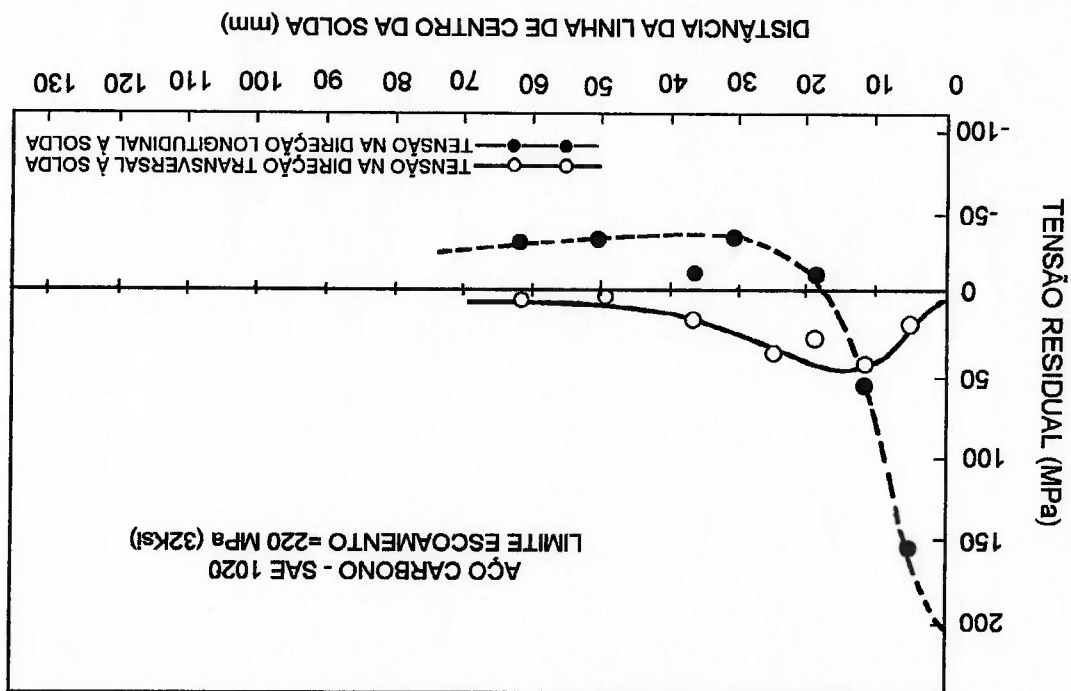


FIGURA 2.3 - Tensões residuais em uma chapa de aço SAE 1020 com 6,5 mm de espessura, [29].



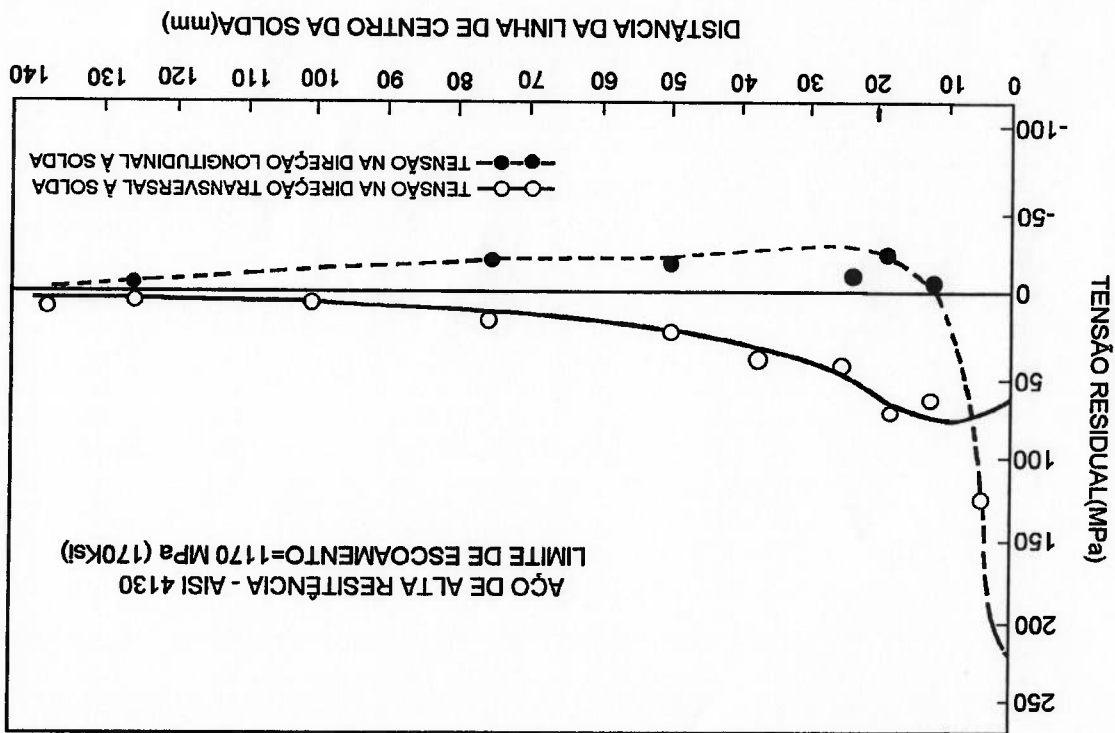


FIGURA 2.4 - Tensões residuais em uma chapa de aço AISI 4130 com 6,5 mm de espessura, [29].



Machado [32] analisou a distribuição das Tensões Residuais Longitudinais em chapas finas. Na soldagem foi utilizado o processo TIC (*Tungsten Inert Gas*); as chapas a serem soldadas eram ASTM A-36, cujas dimensões eram 300x500x4,5mm. Os resultados foram obtidos experimentalmente através do método de relaxamento e comparados com os resultados teóricos. A figura 2.5 apresenta a comparação desses resultados.

Segundo Leggatt [33] e Burdekin [34], a distribuição das Tensões Residuais introduzidas pela soldagem em estruturas cilíndricas é complexa, devido a que a contração da solda na direção circumferencial induz forças de corte e deformações angulares, as quais provocam momentos fletores.

A distribuição das Tensões Residuais também depende da sequência de soldagem e de outros fatores como:

- (i) diâmetro e espessura do cilindro;
- (ii) projeto de junta (juntas tipo V, X, etc);
- (iii) procedimento de soldagem e a sua sequência (solda pelo lado externo, solda em ambos os lados, solda interna, etc);
- (iv) material base e variáveis de soldagem.

A determinação experimental das Tensões Residuais em estruturas cilíndricas é realizada por métodos similares aos das chapas planas.

Burdekin [34] e posteriormente Leggatt [33] determinaram a distribuição das tensões em estruturas cilíndricas. Por exemplo, na figura 2.6, Leggatt [33] apresenta a distribuição de Tensões Residuais teóricas e experimentais, no sentido circumferencial e axial em uma junta do tipo V entre dois cilindros API X65, realizada com solda automática com proteção gasosa. As dimensões do tubo foram 610mm de diâmetro e 15,5mm de espessura. A soldagem foi realizada pelo processo automático *Saipem/Arco* com duas cabeças se deslocando simultaneamente ao redor do tubo; partindo da posição 12 do relógio e se encontrando na posição das 6 horas. Foram feitos seis passes de solda com arame de 1mm de diâmetro. A determinação experimental das Tensões Residuais apresentadas, foram realizadas com o método de relaxamento.

FIGURA 2.5 - Comparação dos resultados teóricos e experimentais para a distribuição de tensões residuais, [32].

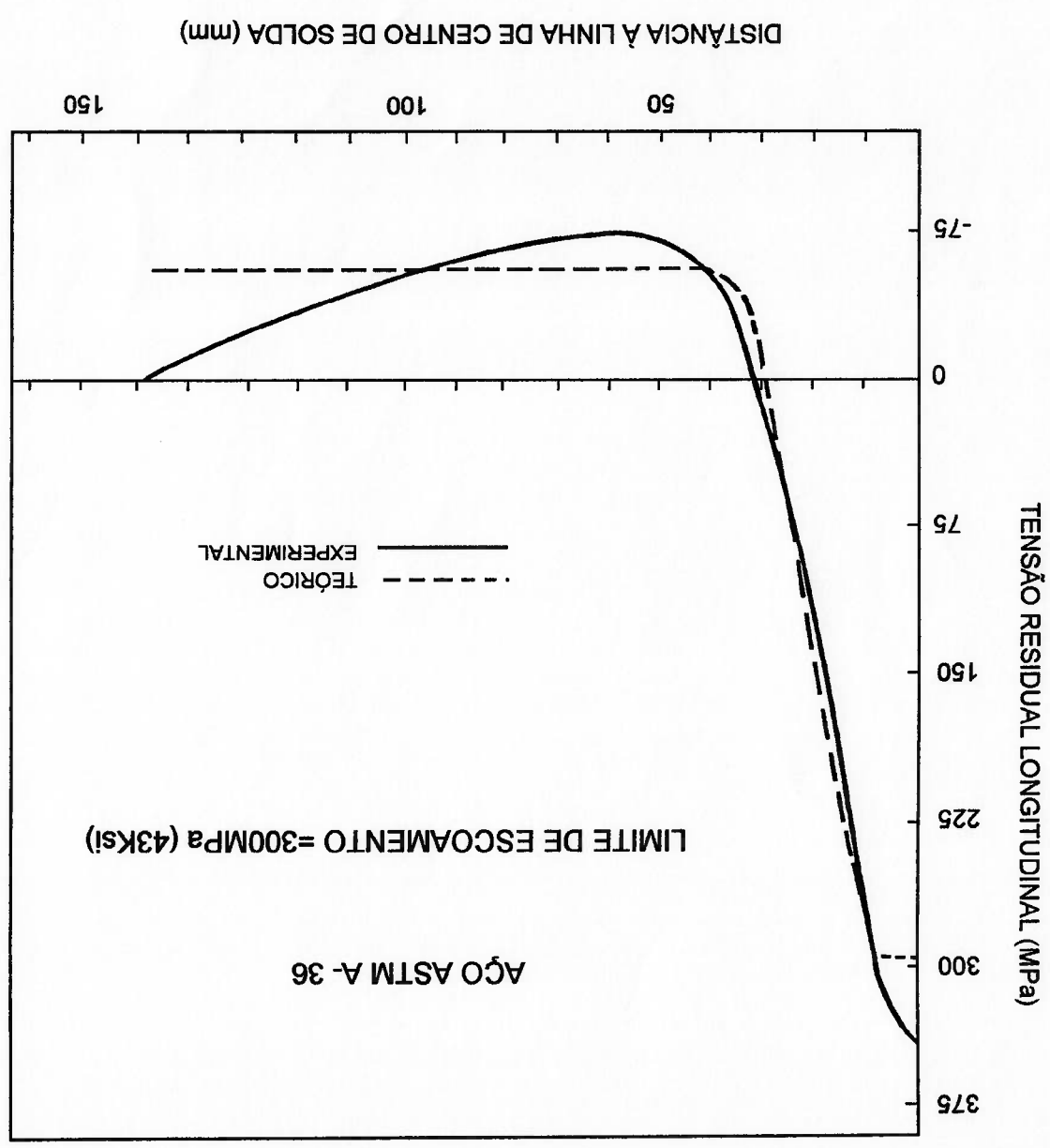
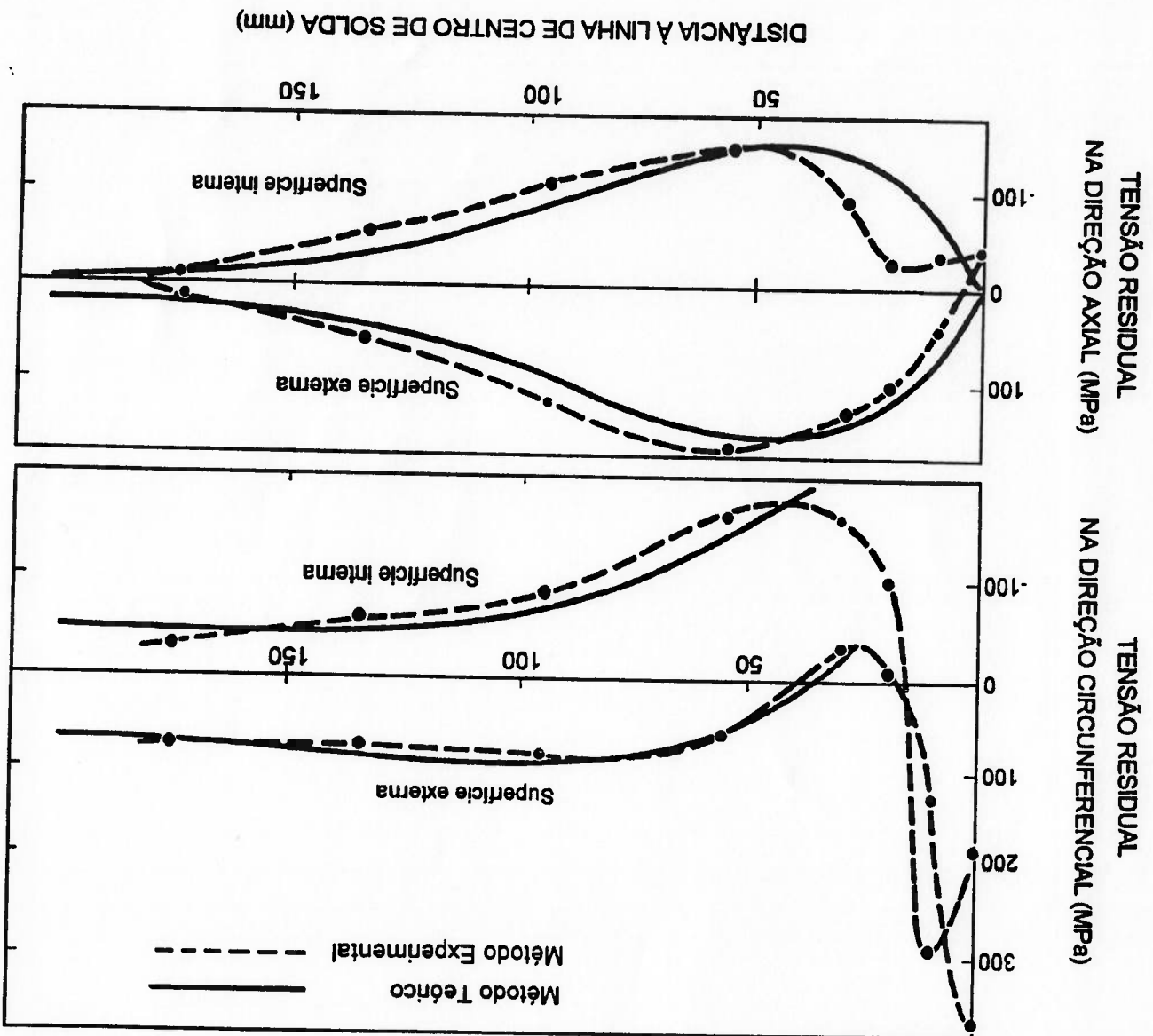


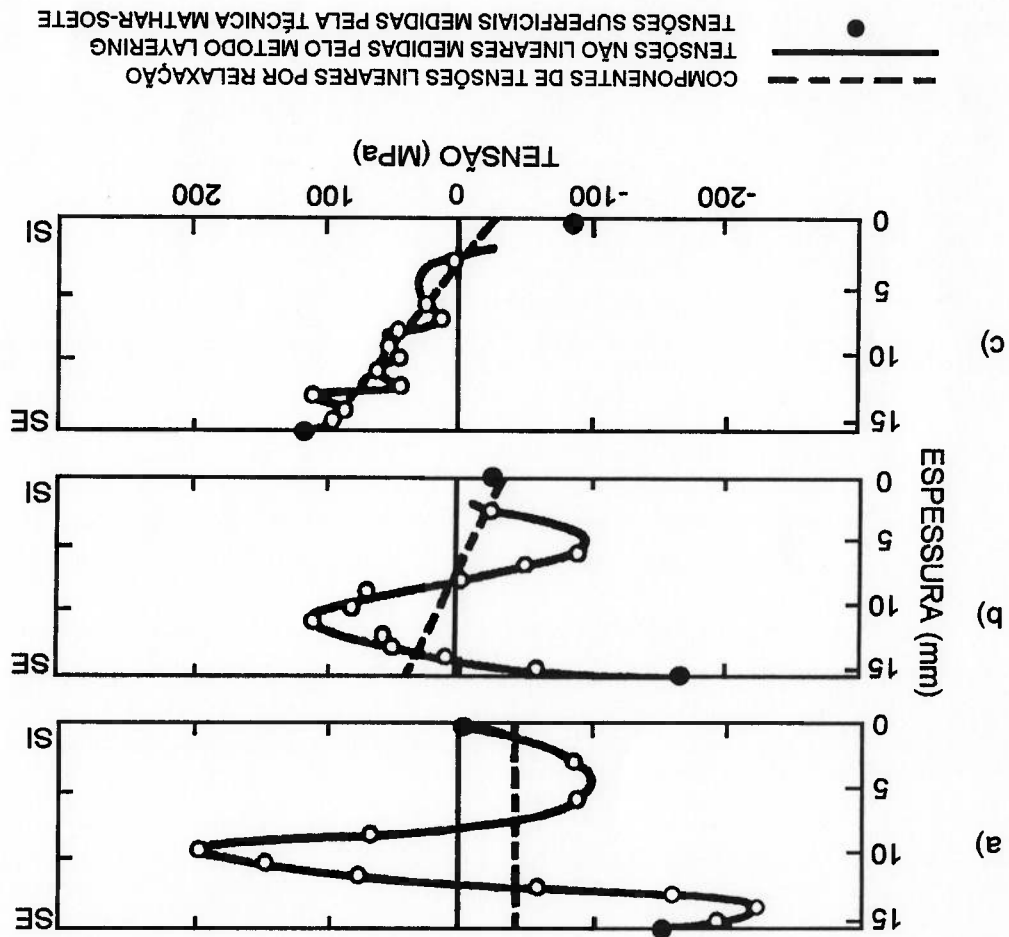
FIGURA 2.6 - Distribuição de Tensões Residuais em uma junta simples V30 de uma solda circumferencial em um tubo API X65, [33].



Na figura 2.7 apresenta-se a distribuição das tensões residuais experimentais ao longo da espessura da parede em três pontos; um sobre a linha da solda e os outros distando 10 e 20mm da mesma, usando o método *Layering* (versão simplificada do método Rosenthal e Norton [35]).

Nesta figura é interessante observar que existe uma diferença do comportamento entre as tensões residuais na superfície externa (SE) e as tensões residuais na superfície interna (SI), sendo maiores na SE do que na SI.

FIGURA 2.7 - Variação das tensões residuais axiais na espessura do tubo X65, a) no centro da solda; b) a 10 mm do centro da solda; c) a 20 mm do centro da solda, [33].



## CAPÍTULO III

# MECÂNICA DE FRATURAS

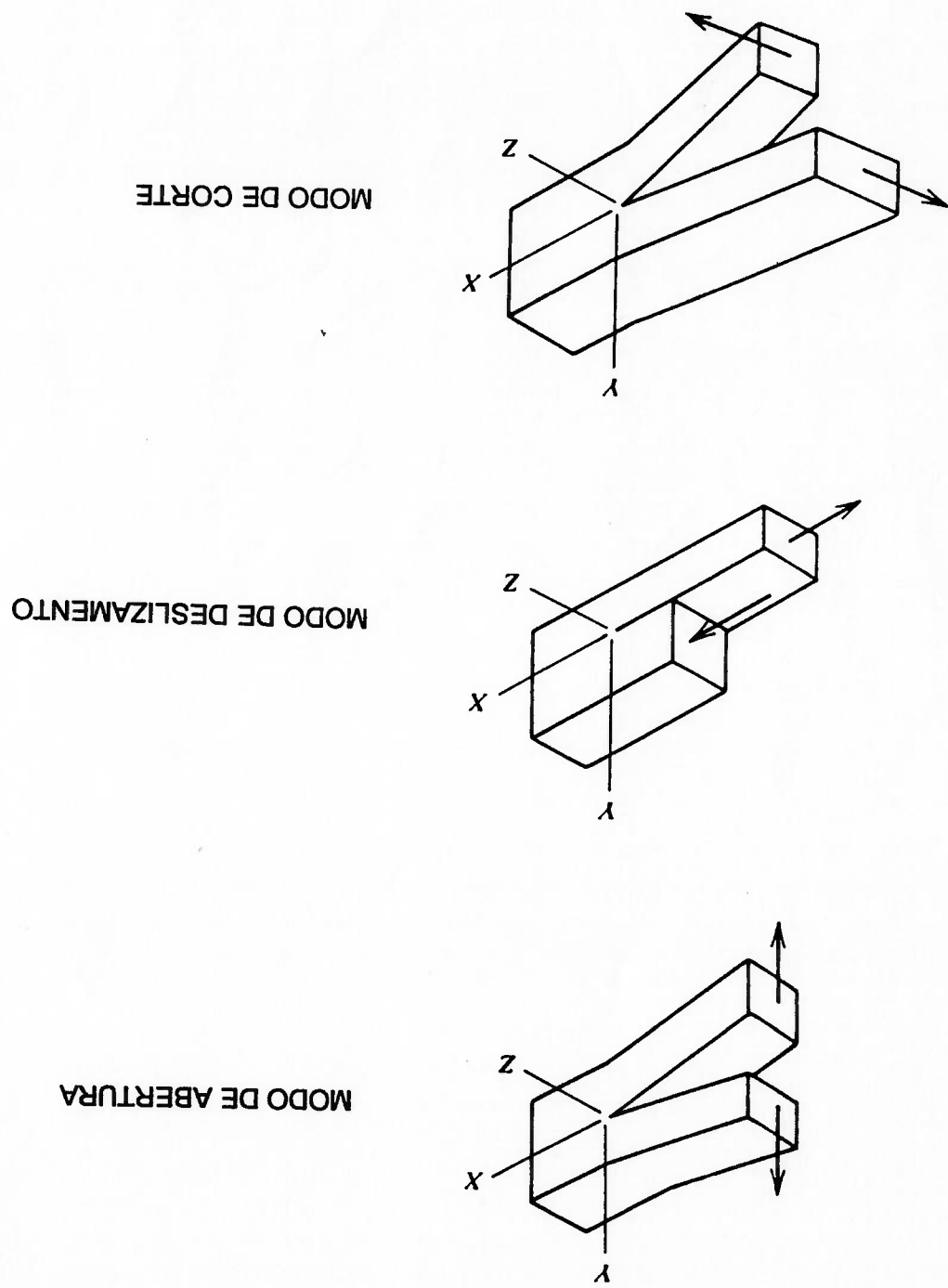
### 3.1 INTRODUÇÃO

O conjunto de conhecimentos da Mecânica de Fraturas foi desenvolvido nas últimas três décadas, apesar de ter sido iniciado em 1920, quando Griffith [11], baseado nas formulações de Inglis [12], para o campo de tensões ao redor de trincas elípticas e em princípios termodinâmicos, propôs que a propagação das trincas ocorreria quando os incrementos de Energia de Deformação Liberada pelo Corpo se tornassem maior do que os incrementos de Energia Superficial gerados pelo aparecimento de novas superfícies. As formulações derivadas por Griffith apresentaram bons resultados apenas para materiais frágeis como é o caso do vidro.

Em 1955, Rowan [13], notou que a Energia Requerida para uma trinca crescer num corpo metálico é muito maior do que a Energia Superficial para criar novas superfícies livres. O motivo desta constatação está no fato de que em metais ocorrem deformações plásticas na frente da trinca, fazendo com que seja consumida energia na deformação de novas zonas plásticas na ponta da trinca que se propaga. Em vista disto, Rowan propôs uma modificação na formulação de Griffith, onde a Energia Superficial foi substituída pela Energia Superficial Modificada, que além da Energia Superficial definida por Griffith, considerava de forma aditiva uma componente plástica de Energia Superficial. Esta modificação, não obstante ter apresentado resultados mais realistas para corpos metálicos, é pouco utilizada na prática, primeiro pela dificuldade de se obter as Energias Superficiais e, em segundo lugar, pelo fato de não considerar os efeitos de geometria da estrutura na propagação das trincas.

Somente em 1958, Irwin [14] desenvolveu a que atualmente é conhecida como Teoria Clássica da Mecânica das Fraturas, definindo o Fator de Intensificação de Tensões para cada modo de fratura, ou seja, Modo I: Modo de abertura; Modo II: Modo de Deslizamento e Modo III: Modo de Corte. Ver figura 3.1.

FIGURA 3.1 - Representação Esquemática dos três modos de fratura.



O fator de Intensidades de Tensões, baseado nos desenvolvimentos teóricos de William [15], para a distribuição de tensões ao redor de uma trinca - que por sua vez seguiu a tendência de tratamento adotado por Westergaard [16] - é função da geometria do corpo, dimensões e posicionamento da trinca e carregamento aplicado. No item 3.2, é feita uma descrição mais detalhada do Fator de Intensidade de Tensões.

Em 1963, Wells [17] introduziu o conceito de Deslocamento da Abertura na Ponta da Trinca (CTOD - *Crack Opening Displacement*) para avaliar o fenômeno da fratura. Em 1966, Burdekin e Stone [19] melhoraram este conceito, utilizando o modelo de *Strip Yield* de Dugdale [20], e desenvolveram equações de origem semi-empírica que relacionavam a tensão aplicada com o tamanho da zona plastificada na ponta da trinca, mesmo quando a tensão atingia o valor da tensão de escoamento do material, produzindo grandes dimensões da zona plástica. Neste capítulo, é feita uma descrição mais detalhada do conceito, que será o principal parâmetro para a análise da fratura desenvolvido neste trabalho.

Em 1968, Rice [21] estabeleceu o conceito da Integral-J, que é fundamentado na constatação matemática da existência de uma determinada integral de linha invariante, quando mantidas a geometria da trinca e a configuração de tensões ao redor da trinca. O método de análise de fratura utilizando a Integral-J, apesar das dificuldades de cálculo, permite a análise tanto da fratura frágil quanto da fratura plástica.

### 3.2 FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÕES

O fator de Intensidade de Tensões (K) é a magnitude representativa do campo de tensões em um material homogêneo e de comportamento elástico-linear. Para um corpo isotrópico, Irwin [14], através da análise elástico-linear de tensões desenvolvida por Williams [15], demonstrou que os campos de tensões na vizinhança da ponta da trinca toma a forma de :

$$\sigma_{ij} = \frac{\sqrt{2\pi}}{K} f_{ij}(\theta) \quad (3.1)$$

onde  $r, \theta$  são as coordenadas cilíndricas sobre um pequeno elemento com respeito à trinca, ver figura 3.2.



K é a magnitude representativa do campo de tensões elásticas ao redor da trinca, e é conhecido como Fator de Intensidade de Tensões.

Em uma placa isotrópica e infinita, com uma trinca no meio dela, submetida a uma tensão de tração ( $\sigma$ ), os componentes das tensões próximas a trinca no modo I de fratura estão dados por:

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = \frac{\sqrt{2\pi}}{\theta} K_I \begin{bmatrix} 1 - \frac{2}{3\theta} \frac{\sin \theta}{2} \\ 1 + \frac{2}{3\theta} \frac{\sin \theta}{2} \\ 0 + \frac{2}{3\theta} \frac{\cos \theta}{2} \end{bmatrix} \quad (3.2a)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{zz} &= 0; \text{ para Estado Plano de Tensões} \\ \sigma_{zz} &= \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}); \text{ para Estado Plano de Deformações} \\ \tau_{xz} &= \tau_{yz} = 0 \end{aligned}$$

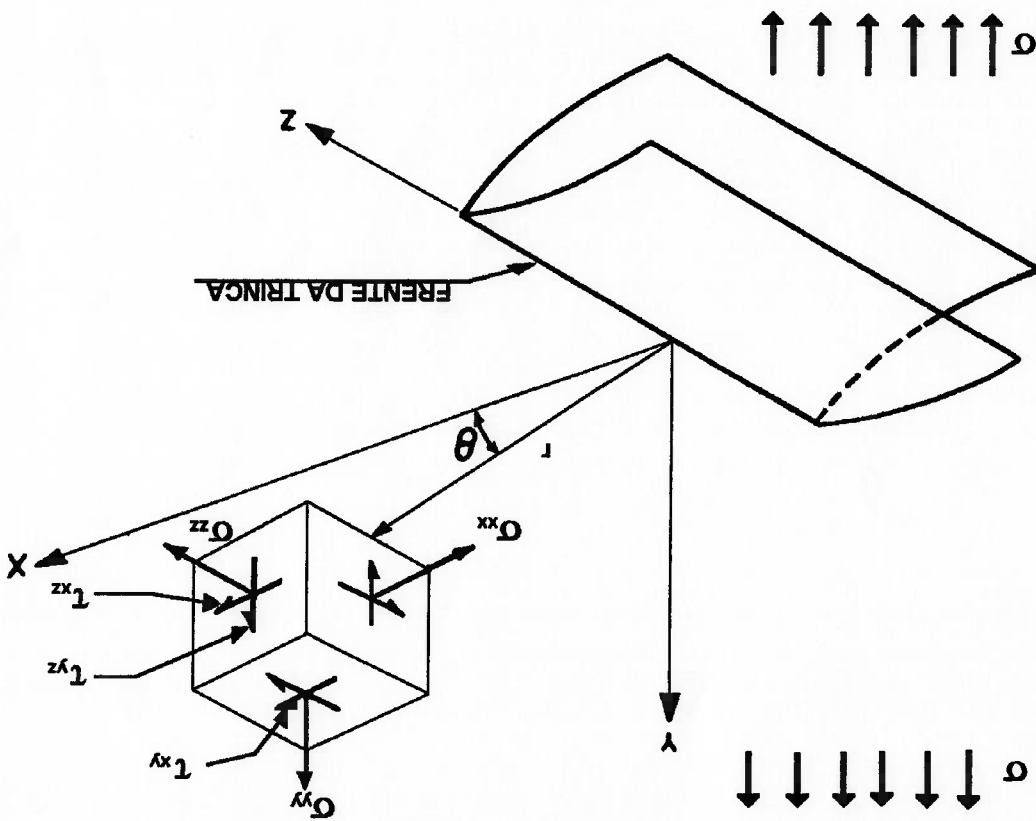
Escrevendo-se em forma explícita os componentes das tensões, têm-se:

$$\begin{aligned} \sigma_{xx} &= \frac{\sqrt{2\pi}}{\theta} K_I \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 - \frac{2}{3\theta} \frac{\sin \theta}{2} \right) \\ \sigma_{yy} &= \frac{\sqrt{2\pi}}{\theta} K_I \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 + \frac{2}{3\theta} \frac{\sin \theta}{2} \right) \\ \tau_{xy} &= \frac{\sqrt{2\pi}}{\theta} K_I \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \end{aligned} \quad (3.2b)$$

Nas equações anteriores, o subscrito I do  $K_I$  indica o modo de fratura, sendo este Modo I, ou seja, Modo de abertura, como foi apresentado na figura 3.1.

O Fator de Intensidade de Tensões é, então, uma medida da singularidade das tensões na ponta da trinca. Uma vez que as tensões são elásticas, elas devem ser proporcionais ao carregamento externo, que para o caso de tensão uniaxial ( $\sigma$ ) aplicada em pontos distantes da trinca, significa que  $K_I$  deve ser proporcional à tensão ( $\sigma$ ).

FIGURA 3.2 - Sistema de coordenadas e Componentes de Tensões a frente de uma Trinca



Dimensionalmente, pelas equações anteriores,  $K_I$  deve ser proporcional à raiz quadrada de um comprimento.

Irwin [14] observou que as tensões em uma chapa infinita eram proporcionais a  $(\pi a)^{1/2}$ , onde "a" é a metade do comprimento da trinca, desta forma,  $K_I$  pode ser considerada como:

$$K_I \propto \sqrt{a} \quad (3.3a)$$

Comparando as Equações 3.1 com as desenvolvidas por Williams [8], para o caso de uma chapa infinita tracionada perpendicularmente à direção da trinca (ver figura 3.3a) obtêm-se:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \quad (3.3b)$$

O fator de intensidade de tensões,  $K_I$ , é uma caracterização da distribuição das

tensões perto da ponta da trinca.

Para estender a aplicação da mecânica linear elástica para o caso de trinca numa

placa infinita,  $K_I$  é usualmente expresso de uma forma mais geral.

$$K_I = Y \sigma \sqrt{\pi a} \quad (3.4)$$

onde Y é um fator de geometria .

Assim, são derivadas diversas equações do fator de intensidade, em situações particulares de carga e geometria de trinca ( publicadas por [22] e [23]), para diversos tipos de trincas superficiais e sub-superficiais em diferentes campos de tensões, incluindo os efeitos da borda. Para este trabalho, é considerada uma trinca superficial semi-elíptica, submetida a uma tensão uniforme externa (ver figura 3.3b), cujo fator de intensidade foi derivado por Raju e Newman [24], sendo:

$$K_I = \frac{M}{\Phi_0} \sigma \sqrt{\pi a} \quad (3.5)$$

onde:

M: correção de função dependente da forma e tamanho, na proximidade da ponta de trinca e  $\Phi_0$  integral elíptica de segunda ordem.

Os valores de M e  $\Phi_0$  são dados por:

$$M = [M_1 + M_2(a/B)^2 + M_3(a/B)^4 + M_4 f(\phi) f(W)] \quad (3.6)$$

onde:

$$M_1 = 1,13 - 0,09(a/c)$$

$$M_2 = \frac{0,89}{0,2 + (a/c)} - 0,54$$

$$M_3 = 0,5 - \frac{1}{1 + 14[1 - (a/c)]^{24}} + \frac{0,65 + (a/c)}{1}$$

$$M_4 = 1 + [0,1 + 0,35(a/B)^2](1 - \sin\phi)^2$$

$$f(\phi) = [\sin^2\phi + (a/c)^2 \cos^2\phi]^{1/4}$$

$$f(W) = \left[ \sec \frac{\pi c}{W} \sqrt{\frac{a}{B}} \right]^{1/2}$$

$$\Phi_0 = [1 + 1,464(a/c)^{1,65}]^{0,5} \quad (3.7)$$

As equações devem ser aplicadas quando cumprirem as seguintes condições:

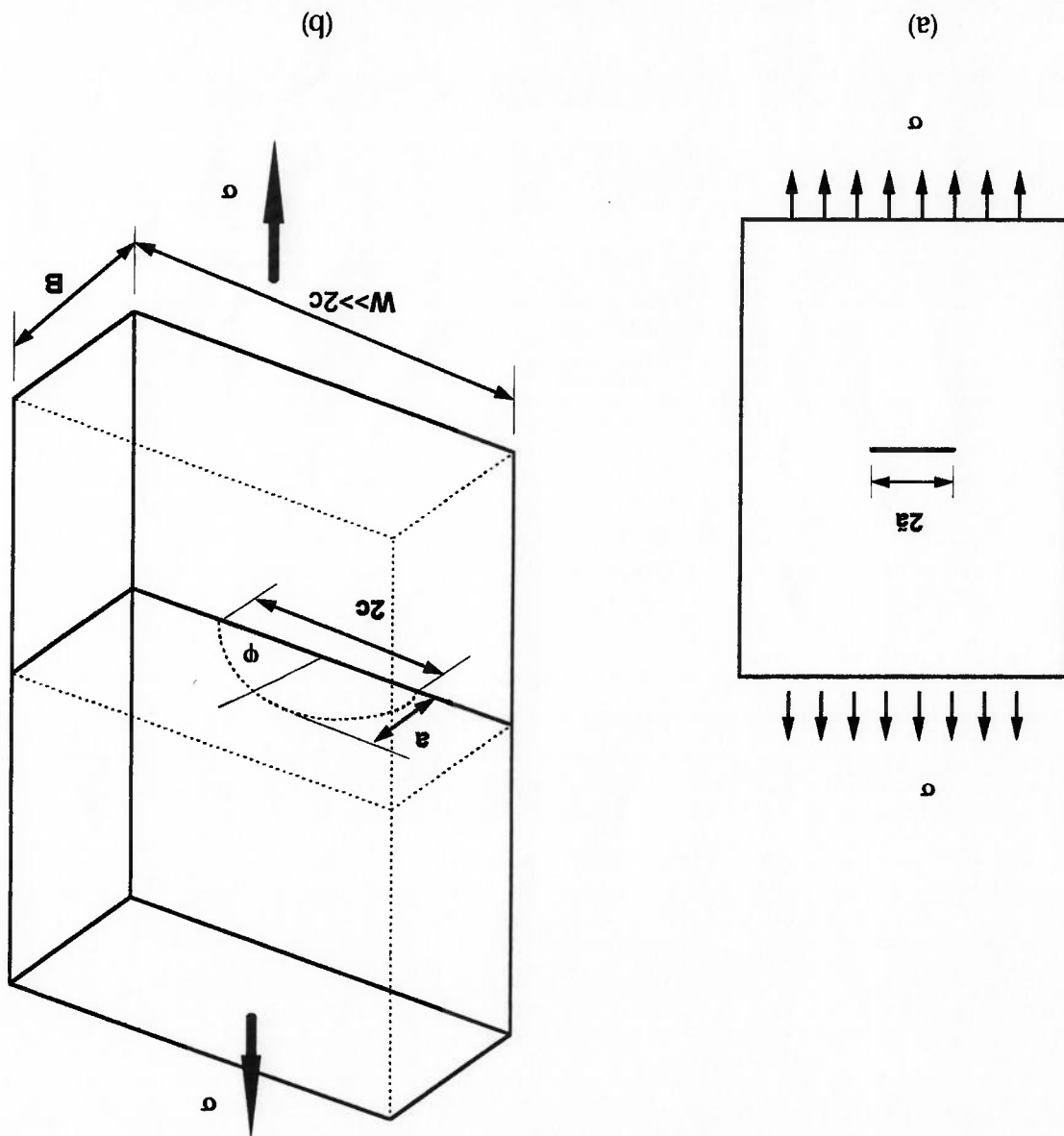
$$0 > \frac{a}{2c} > 1 \quad \frac{2c}{a} > 0,5 \quad -\pi < \phi < \pi$$

$$\frac{a}{B} > 0,625(a/c + 0,6) \quad \text{para } 0 \leq a/2c \leq 0,1 \quad (3.8)$$

$$\frac{a}{B} > 1 \quad \text{para } 0,1 \leq a/2c \leq 1$$

Dadas as dimensões da trinca, numa chapa com largura muito maior do que o comprimento da trinca, pode-se calcular o  $K_I$  para um ângulo determinado. Por exemplo, para a situação mais crítica toma-se  $\phi$  igual a  $\pi/2$ . Neste trabalho, será utilizada equação (3.5) de  $K_I$ .

FIGURA 3.3 - Placas infinitas tracionadas com trincas (a) trinca passante através da parede (b) trinca superficial semi-elíptica, [24].



### 3.3 DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DO FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÃO CRÍTICO

Nas expressões anteriores,  $K_I$  é calculado para uma condição particular de tensão; geometria e orientação da trinca. Quando  $K_I$  atingir o valor crítico do material, ocorrerá uma súbita fratura. O valor crítico,  $K_{Ic}$ , pode ser determinado experimentalmente por testes padronizados pelas normas ASTM 399-83, [25], para um determinado material. O valor de  $K_{Ic}$  em condições de deformação plana, é normalmente designado por  $K_{Ic}$  e é uma característica intrínseca do material, independente da geometria da trinca e da tensão aplicada. Além disso, é considerado um parâmetro que indica o grau de resistência à fratura - tenacidade do material.

O parâmetro  $K_{Ic}$ , valor mínimo de  $K_{Ic}$ , é obtido para uma fratura totalmente no Modo I, em um estado plano de deformações. Por outro lado, a porcentagem da superfície de fratura, que é plana e normal à tensão aplicada, aumenta com a espessura. Identificam-se assim, três regiões (ver figura 3.4). O valor mínimo de  $K_{Ic}$ , corresponde a  $K_{Ic}$ , e cujo valor é utilizado para cálculos de projetos.

Dois métodos são comumente utilizados para a determinação de  $K_{Ic}$ : o de tração e o de flexão, em corpos de prova diferentes, como são apresentados nas figuras 3.5. e 3.6. Cada corpo de prova tem um entalhe cuidadosamente trabalhado, cujo extremo contém uma trinca produzida por fadiga. O ensaio para determinação de  $K_{Ic}$  consiste em provocar a ruptura do corpo de prova, aumentando gradualmente a carga com uma velocidade dentro de certos limites: entre 0.034 e 0.017  $kNs^{-1}$  para os corpos de tração e entre 0.03 e 0.15  $kNs^{-1}$  para os de flexão. Por meio de um registrador X-Y, traça-se um gráfico em que se representa a carga em função da abertura da trinca, que é medida através de um extensômetro de lâminas, colocado nas bordas do entalhe.

Os registros Carga-Deslocamento da abertura, classificam-se em quatro tipos, sendo apresentados três na figura 3.7 e identificados por tipo I, II e III. Nestes a propagação instável da trinca se dá na carga máxima  $P_{max}$ . O registro do tipo IV é o que desvia pronunciadamente da linearidade, o que invalida a determinação de  $K_{Ic}$ .

FIGURA 3.5 - Corpo de prova submetida à flexão padronizado pela ASTM, [25].

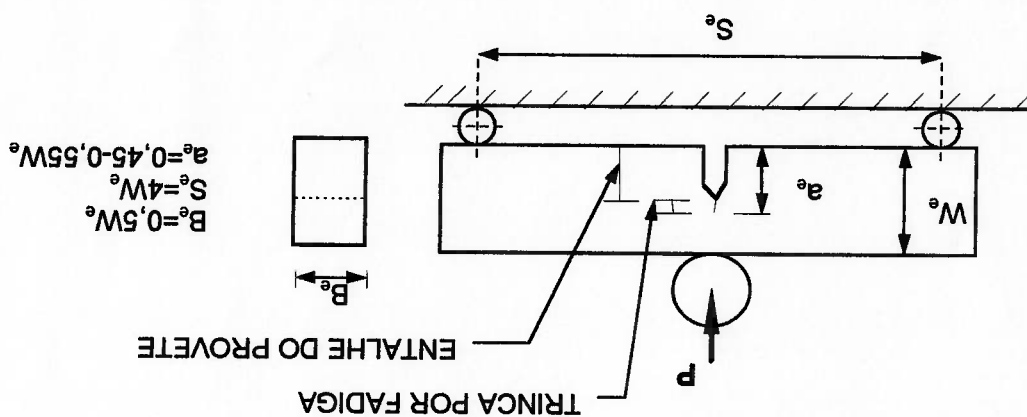
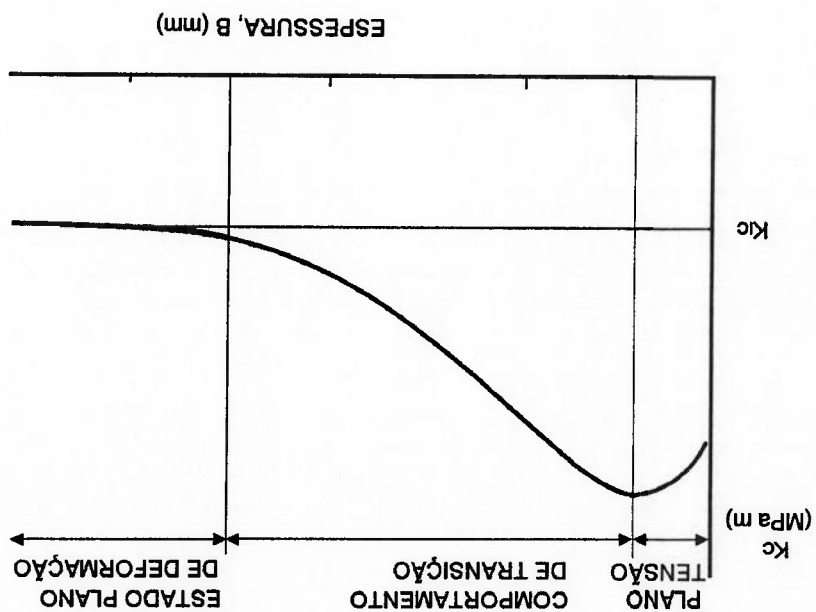


FIGURA 3.4 - Variação de  $K_{Ic}$ , com respeito à espessura, B, da placa.



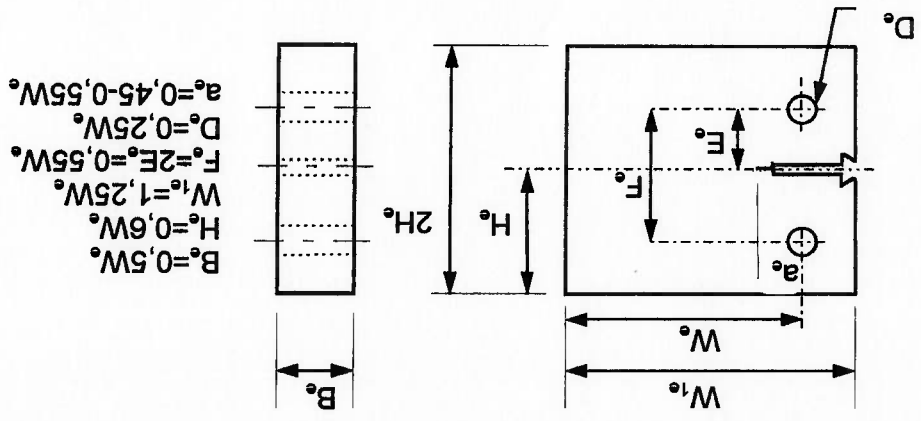


FIGURA 3.6 - Corpo de prova submetida à tração padronizada pela ASTM, [25].

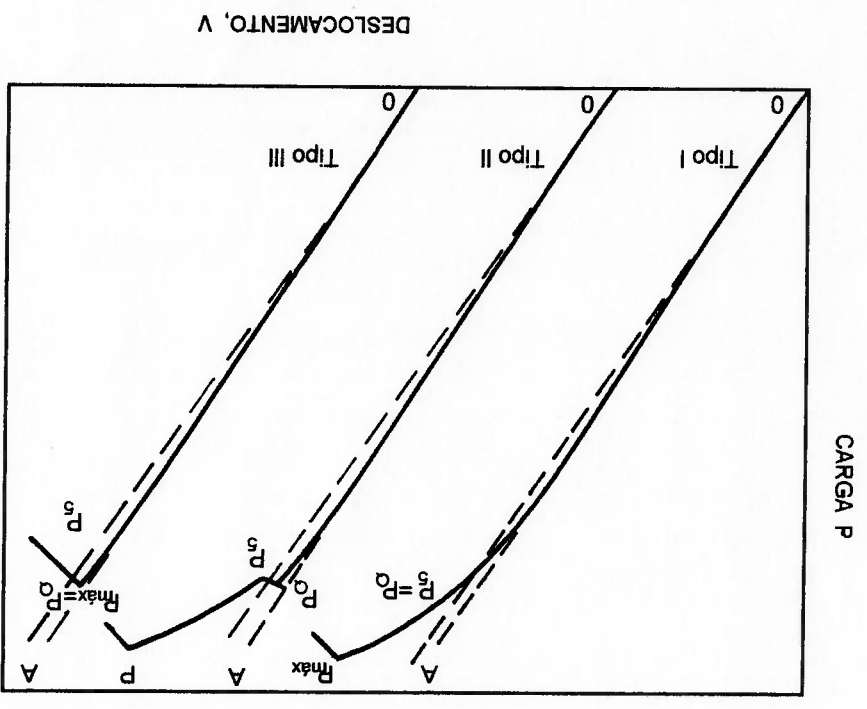


FIGURA 3.7.- Registros carga-deslocamento a se analisar para a determinação de  $K_{Ic}$ , [25].



Para os registros indicados na figura 3.7, as normas de ensaio descrevem um processo gráfico que permite determinar a aceitabilidade do ensaio em termos de desvio de linearidade e quantidade de deformação plástica e, simultaneamente, determinar a carga  $P_Q$  em que se inicia a instabilidade da trinca. Para isso, na figura 3.7, traça-se a secante  $OP_5$  que parte da origem  $O$  com um declive  $\left(\frac{P}{V}\right)^s = 0,96 \left(\frac{P}{V}\right)^0$ , onde  $\left(\frac{P}{V}\right)^0$  é o declive da tangente  $OA$  à parte inicial e linear do registro. O declive da secante  $OP_5$  corresponde a uma zona plástica exigida nas normas com uma dimensão arbitrária inferior a  $0,02 a_e$ , em que  $a_e$  é o comprimento do entalhe mais o comprimento da trinca no provete de flexão ( figura 3.5). A carga  $P_Q$  é então definida do seguinte modo:  $P_Q$  será precisamente  $P_5$ , se as cargas correspondentes aos pontos do registro obtidos anteriormente a  $P_5$  forem todas inferiores a  $P_5$  (caso das curvas do tipo I); se contudo existir uma carga máxima registrada anteriormente a  $P_5$  e superior a esta, então,  $P_Q$  será igual a essa carga máxima (caso das curvas II e III).

Calcula-se em seguida, a razão  $P_{Máx} / P_Q$ , em que  $P_{Máx}$  é a carga máxima que o corpo de prova foi capaz de suportar. Se esta razão não exceder 1.10, então se está em condições de prosseguir pois as condições exigidas da existência de uma quantidade de plasticidade inferior a  $0,02 a_e$  parecem estar cumpridas.

Caso  $\frac{P_{Máx}}{P_Q} > 1,10$ , o ensaio não conduzirá à determinação de  $K_{Ic}$ .

Caso  $\frac{P_{Máx}}{P_Q} > 1,10$ , determina-se em seguida o valor  $K_{Ic}$  provisório,

denominando-se de  $K_Q$  e cujas fórmulas de cálculo são estabelecidas pela ASTM, sendo para o corpo de prova compacto de tração:

$$K_Q = \frac{B_e \sqrt{W_e}}{P_Q} \left[ 29,6 \left( \frac{a_e}{W_e} \right)^{1/2} - 185,5 \left( \frac{a_e}{W_e} \right)^{1/2} + 655,7 \left( \frac{a_e}{W_e} \right)^{1/2} - 1017,0 \left( \frac{a_e}{W_e} \right)^{1/2} + 638,9 \left( \frac{a_e}{W_e} \right)^{1/2} \right]$$

(3.9)

O regime elasto-linear da mecânica da fratura pode ser utilizada quando a deformação plástica na região da ponta da trinca for pequena em comparação com o comprimento da trinca. Este regime é utilizado em materiais onde a fratura ocorre a uma tensão menor do que a tensão de escoamento e em condições de plano de deformação. Nestes casos a fratura é caracterizada por  $K_{Ic}$ . Quando o plano de deformação e a zona plástica na ponta da trinca for maior do que o comprimento da trinca, a mecânica da fratura elástico-linear não pode ser aplicada, precisando-se procurar novos conceitos para caracterizar a fratura. O primeiro parâmetro sugerido para este efeito foi o Deslocamento de Abertura na Ponta da Trinca (CTOD Crack Tip Opening Displacement), usualmente designado  $\delta$ , proposto por Wells [17] em 1961. O CTOD procura caracterizar a capacidade do material de se deformar plasticamente antes da fratura, medindo o afastamento das duas fases da trinca preexistente na sua extremidade, como apresentado na figura 3.8.

### 3.4 DESLOCAMENTO DA ABERTURA DA PONTA DA TRINCA CTOD

Uma vez calculado o valor provisório de  $K_{Ic}$ , deve ser feita uma revisão com as seguintes condições para determinar a sua validade. Calcula-se o fator  $2,5 \left( \frac{\sigma_y}{K_{Ic}} \right)^2$ , e se esta quantidade for inferior à espessura  $B_e$  e inferior ao comprimento da trinca  $a_e$ , então  $K_{Ic} = K_{Ic}$ . Caso não se verifiquem as condições acima exigidas, é necessário, para a determinação de  $K_{Ic}$ , o uso de um corpo de prova de maiores dimensões. As dimensões deste novo corpo de prova podem ser determinadas com base no valor de  $K_{Ic}$  anteriormente calculado, mas recomenda-se que sejam pelo menos 1,5 vezes superiores às anteriores.

em que  $S_e$  é a distância entre os apoios . (3.10)

$$K_{Ic} = \frac{S_e P_0}{B_e \sqrt{W_e}} \left[ 29,6 \left( \frac{W_e}{a_e} \right)^{1/2} - 4,6 \left( \frac{W_e}{a_e} \right)^{1/2} + 21,8 \left( \frac{W_e}{a_e} \right)^{1/2} - 37,6 \left( \frac{W_e}{a_e} \right)^{1/2} + 38,7 \left( \frac{W_e}{a_e} \right)^{1/2} \right]$$

para o corpo de prova a flexão em três pontos :

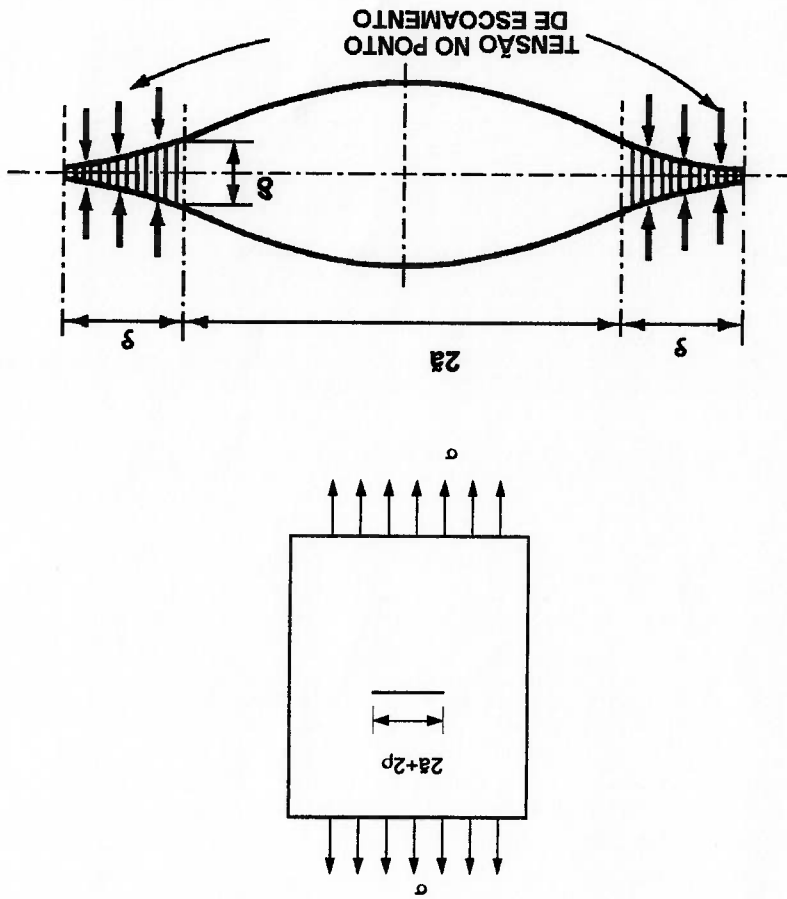
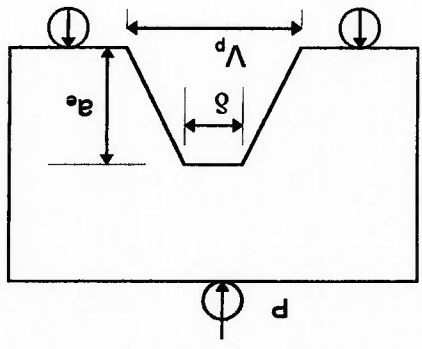


FIGURA 3.9 - Modelo *Strip Yield* de Dugdale, [20].

FIGURA 3.8 - Deslocamento da abertura na ponta da trinca, (CTOD),  $\delta$ , [17].



Dentre os vários modelos propostos para calcular a abertura na ponta da trinca, utilizou-se o modelo de análise *Strip Yield* de Dugdale [20], devido ao fato de ser um modelo mais geral e aplicável tanto no regime elasto-linear quanto no regime elástico-plástico.

O modelo está baseado na análise de uma placa infinita com uma trinca passante no centro, a qual está sujeita a uma tensão de tração normal ao plano da trinca ( ver figura 3.9).

A análise de Dugdale supõe que toda a deformação plástica concentra-se em uma faixa (*strip*) no extremo da trinca, razão pela qual denomina ao seu modelo *Strip Yield Model*. Por sua vez, considera o comprimento efetivo da trinca maior do que o comprimento físico da mesma.

Esse comprimento efetivo da trinca é igual a  $2a+2p$ , onde  $p$  é o comprimento da zona plástica em cada um de seus extremos, submetido a uma tensão constante e igual à tensão de escoamento, que tende a fechar a abertura da trinca.

O deslocamento da abertura na ponta da trinca,  $\delta$  (CTOD), em cada um de seus extremos da trinca real, dada por Dugdale no modelo *Strip Yield*, é:

$$\delta = \frac{8a\sigma_y}{\pi E} \ln \left[ \frac{\pi \sigma}{2\sigma_y} \right] \quad (3.11)$$

onde:  
 $a$ : metade do comprimento de uma trinca passante através da espessura;  
 $\sigma$ : tensão nominal;  
 $E$ : módulo de Young.

O tamanho da zona plástica será maior quanto maior for a tensão aplicada, e vice-versa; sendo dado pela seguinte equação:

$$p = \frac{\pi^2 a \sigma^2}{8\sigma_y^2} \quad (3.12)$$

Burdekin e Stone [19] expressaram a equação (3.11), de forma diferente, utilizando uma série de expansão do  $\ln \sec$  e obtiveram a seguinte equação:

$$\delta = \frac{\pi E}{8\sigma_y} \left[ \frac{1}{1} \left( \frac{\pi\sigma}{2\sigma_y} \right)^2 + \frac{12}{1} \left( \frac{\pi\sigma}{2\sigma_y} \right)^4 + \frac{45}{1} \left( \frac{\pi\sigma}{2\sigma_y} \right)^6 + \dots \right] \quad (3.13)$$

Para uma tensão nominal,  $\sigma$ , menor do que  $\frac{3}{4}\sigma_y$ , uma aproximação razoável para  $\delta$ , usando só o primeiro termo da série, é dada por:

$$\delta = \frac{\pi \delta \sigma^2}{E \sigma_y} \quad (3.14)$$

Colocando a equação anterior em função de deformação tem-se que:

$$\delta = \pi \delta \epsilon_y \left( \frac{\epsilon}{\epsilon_y} \right)^2 \quad (3.15)$$

A equação (3.11) permite determinar o tamanho e a abertura da trinca em função da tensão aplicada, mas só é aplicável em placas infinitas, e não a placas finitas com geometrias mais complicadas.

No intento de superar este problema, foram obtidas equações semi-empíricas, propostas por Burdekin e Dawes [26], baseadas no modelo de Dugdale, que posteriormente foram modificadas, considerando-se dados experimentais e aspectos teóricos levados por Dawes, [27].

Estas equações são aplicadas a placas finitas, onde a relação de tamanho de trinca e a largura da placa seja menor a 0,1, para diversos materiais tais como: aço, soldas e ligas de alumínio, que são apresentadas a seguir:

$$\delta = 2\pi \delta \epsilon_y \left( \frac{\epsilon}{\epsilon_y} \right)^2 \quad \text{para} \quad \frac{\epsilon}{\epsilon_y} \leq 0,5 \quad (3.16a)$$

$$\delta = 2\pi \delta \epsilon_y \left( \frac{\epsilon}{\epsilon_y} \right) - 0,25 \quad \text{para} \quad \frac{\epsilon}{\epsilon_y} > 0,5 \quad (3.16b)$$

Nota-se que a equação (3.16a) resultou da equação (3.15) multiplicada por dois. A equação (3.16b) é de natureza semi-empírica e segundo experiências realizadas por Kamath [39], esta apresenta um fator de segurança de 2,5.

Apesar do caráter semi-empírico das equações, estas têm uma ampla aplicação na engenharia, por exemplo :

- \* Seleção de materiais ( com as tensões de projeto e os defeitos já predeterminados);
- \* Cálculo dos máximos defeitos toleráveis em soldas ( com o tipo de material e as tensões já predeterminadas);
- \* Fixação de níveis de tensões toleráveis ( com o tipo de material e com os máximos tamanhos de defeitos já predeterminados);

Estas duas equações são aplicáveis principalmente a estruturas soldadas para calcular o CTOD mínimo requerido no projeto.

Elas foram deduzidas semi-empíricamente de uma curva adimensional, denominada CURVA DE PROJETO CTOD que, devido a sua grande aplicação nas estruturas soldadas, é uma relação importantíssima dentre a mecânica elasto-plástica.

### 3.6 DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DO CTOD

A determinação do valor crítico,  $\delta_{CRIT}$ , é feita sob a norma inglesa BS 5762 [41] e é determinado com um ensaio através da rotura dos provetes de flexão em três pontos. O provete deve ser fadigado criando uma pequena fenda previamente ao ensaio. Este ensaio é realizado seguindo-se um processo semelhante ao descrito a propósito do ensaio  $K_{IC}$  no item 3.3. Algumas restrições impostas para o ensaio de  $K_{IC}$  não são, porém, aplicadas no tocante a espessura mínima dos provetes. No caso dos ensaios CTOD, não existem restrições com respeito à possível extensão da zona plástica, e o valor da espessura do provete a ensaiar não é limitado. Dado que se procuram reproduzir no ensaio as condições de serviço das construções em estudo, é, porém, requerido que o ensaio seja realizado em provetes de espessura  $B_e$  igual à aplicação estrutural a ser considerada.

A figura 3.10 apresenta um provete de flexão em três pontos, instrumentado com extensômetros de lâminas para medir o afastamento dos lados do entalhe à face do provete,  $V_g$ , bem como o dispositivo para aplicação da carga, e por meio de um registrador X-Y traça-se um gráfico em que se representa a carga-deslocamento, que é semelhante ao utilizado na determinação de  $K_{Ic}$  descrito no item 3.3.

Neste tipo de ensaio, como se torna difícil determinar diretamente o deslocamento da abertura na ponta da trinca,  $\delta$  (CTOD), achou-se mais conveniente relacionar os deslocamentos  $V_g$ , obtidos na face dos provetes, com o valor  $\delta$ . Os métodos corretamente utilizados são baseados no modelo esquematizado na figura 3.11 que descreve a deformação plástica do provete como uma rotação em torno de um centro localizado a uma distância,  $r_e(W^e - a_e)$ , abaixo da extremidade da fenda inicial da fadiga. É como se o entalhe e a fenda de fadiga rodassem em torno de um centro de rotação assinalado na figura 3.11, a que corresponde um deslocamento nulo.

Sobre estas considerações, na norma inglesa BS 5762 [41] utiliza-se a seguinte expressão para a determinação do  $\delta$ :

$$\delta = \frac{K_2(1 - \nu^2)}{2\sigma^p E} + \frac{1 + \frac{r_e}{V_p} \frac{1}{(a_e + z_e)}}{1 + \frac{r_e}{V_p} \frac{1}{(W^e - a_e)}} \quad (3.17)$$

onde:

K fator de intensidade de tensões ( equação 3.10) correspondente à carga a qual o valor do CTOD vai ser medido;

" $z_e$ " espessura das peças de apoio do extensômetro;

( $W^e - a_e$ ) comprimento da seção não fendida do provete;

$V_p$  componente plástica de  $V_g$ , ver figura 3.12;

E módulo de Young;

$\nu$  coeficiente de Poisson.

FIGURA 3.10 - Proveite de flexão em três pontos, instrumentado com extensômetros de lâminas, [41].

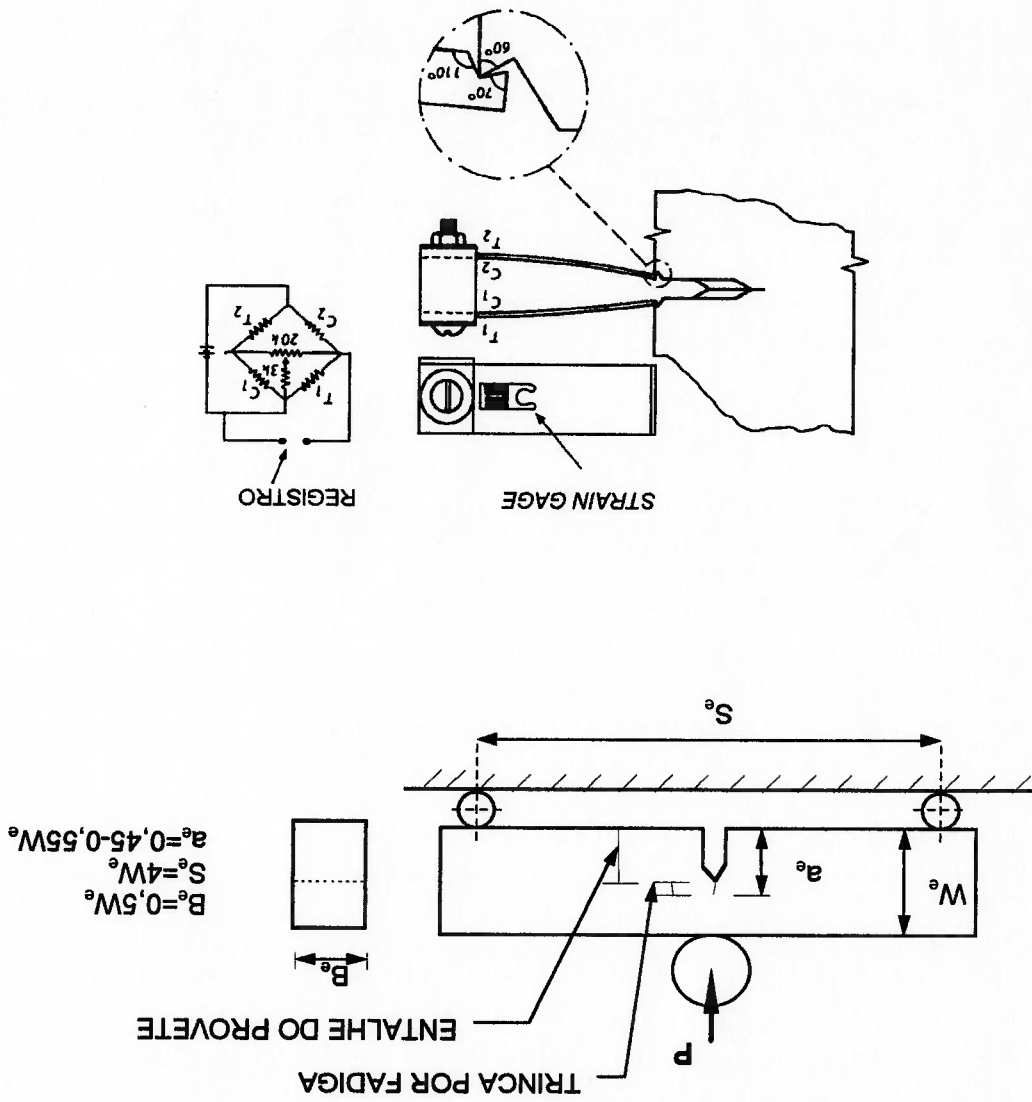
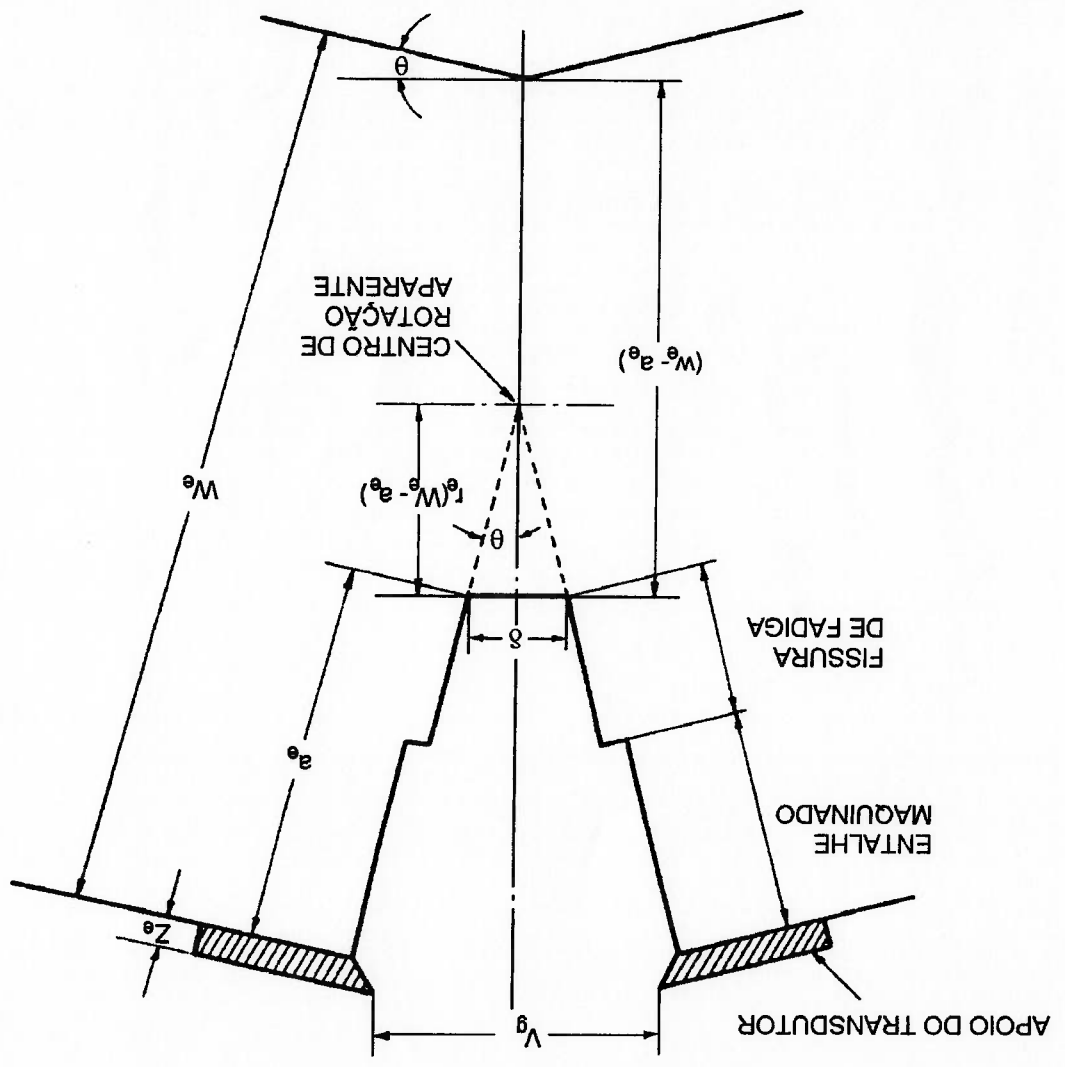




FIGURA 3.11 - Modelo do comportamento do prorete de flexão em três pontos, [41].



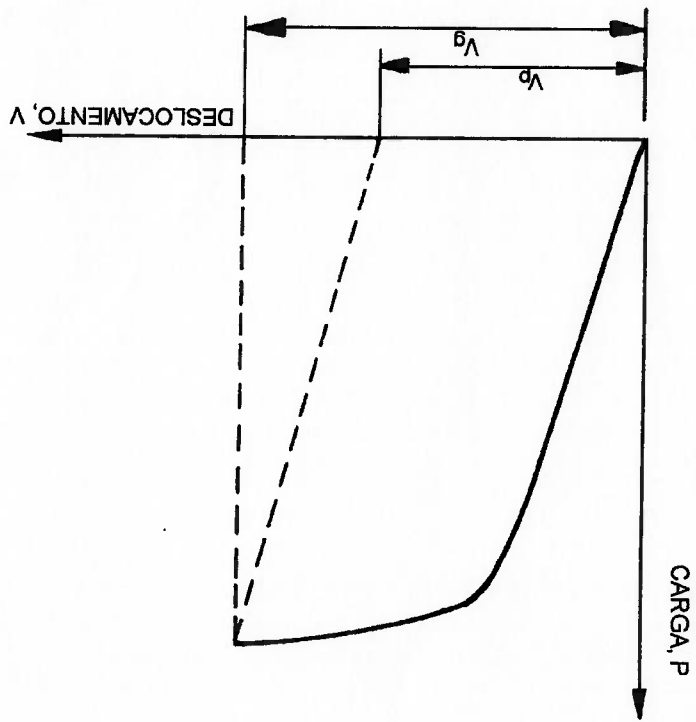


FIGURA 3.12 - Deslocamento medido pelo extensômetro:  $V_g$  e  $V_p$  [41].

O coeficiente " $r_e$ ", que varia entre 0 e 1, é determinado experimentalmente a partir de uma curva de calibração obtida em condições idênticas às do ensaio, em que os valores de  $\delta$  são determinados com técnicas metalográficas ou fazendo uma réplica de fratura. Para os aços, considera-se " $r_e$ " geralmente igual a 0,4.

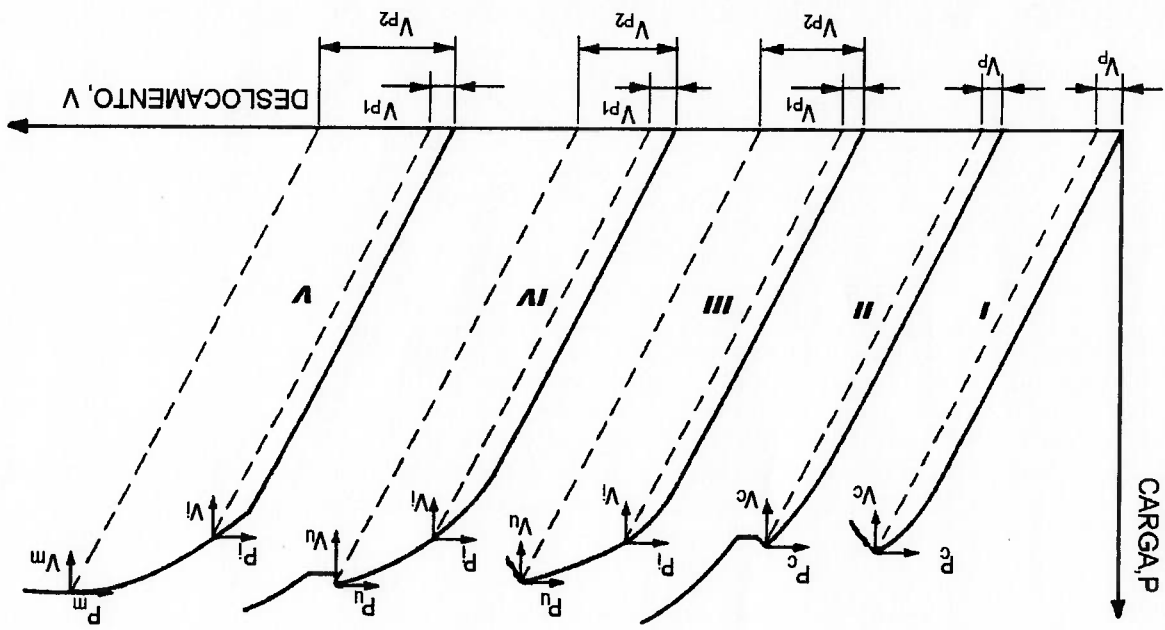
Os gráficos obtidos do registrador diferem bastante entre eles, dos quais cinco são mais comuns e estão apresentados na figura 3.13. As curvas I e II são tratadas similarmente. O caso I é uma curva carga-deslocamento limitada plasticamente; o caso II apresenta um *pop-in* próprio de uma súbita extensão e detenção da trinca. E, em ambos os casos, Pc e Vc são utilizados para calcular  $\delta_{CRIT}$  com a equação (3.17) .

Os casos III e IV podem ser tratados similarmente; em ambos os casos ocorre uma extensão estável da trinca e os valores de  $\delta$  podem ser calculados em dois pontos: um deles no ponto (Pi, Vi) no qual começa a extensão da trinca e o outro no ponto (Pu, Vu) para uma trinca instável ou um *pop-in*. O caso V é pertinente para materiais extremamente dúcteis, para os quais uma extensão da trinca estável procede acima da máxima carga Pm. Dois valores de  $\delta$  podem ser calculados: um  $\delta_I$  igual aos casos III e IV, e um  $\delta_m$  correspondente ao ponto (Pm, Vm).

Concluindo, podemos dizer, que o nosso valor  $\delta_{CRIT}$ , é característico do próprio material e é usualmente tomado da curva carga-deslocamento, onde esta apresenta uma instabilidade ou um *pop-in*.

Nos casos I e II, a instabilidade ou *pop-in* apresenta-se no ponto ( Pc, Vc) e, por conseguinte em ambos os casos, considera-se  $\delta_{CRIT}$  igual a  $\delta_C$ . Nos casos III e IV, a instabilidade apresenta-se no ponto (Pu, Vu) e, conseqüentemente, em ambos os casos,  $\delta_{CRIT}$  é igual a  $\delta_u$ . Finalmente, no caso V a instabilidade apresenta-se no ponto (Pm, Vm), portanto, considera-se  $\delta_{CRIT}$  igual a  $\delta_m$ .

FIGURA 3.13 - Tipos de curvas de Carga-Deslocamiento, [41].



# CAPITULO IV

## CARACTERÍSTICAS DOS MATERIAIS E PROCEDIMENTOS DE MONTAGEM

### 4.1 INTRODUÇÃO

Na construção de polímeros, a qualidade dos materiais do tubo e da solda devem ser muito boas; devem apresentar simultaneamente três características: alta resistência à tração, alta resistência à fratura e boa soldabilidade. Deste modo os gasodutos podem suportar condições severas de operação devidas às altas pressões que o gás exerce nas paredes do tubo no seu transporte. A elevada pressão traz alto risco de colapso, principalmente em locais suscetíveis à falha, como na solda circumferencial.

A soldagem circumferencial torna-se de muita importância, já que tem alta responsabilidade na segurança da integridade do polímero, razão pela qual deve ser de alta qualidade. Dois fatores são importantes para garantir uma boa qualidade na soldagem: utilização de materiais adequados, tanto do material do tubo quanto do material da solda e inspeção da solda através de testes de raios X ou de testes de ultrassom. Além desses, são considerados outros fatores: o tipo de processo de soldagem e a alta qualificação do soldador. Todos eles são agrupados e normalizados tanto na norma americana, API 1104, [3], como na norma inglesa BS 4515, [2].

Para a utilização de materiais adequados deve-se considerar condições climatológicas e territoriais, assim, por exemplo, em locais onde as temperaturas são muito baixas, é preciso levar em conta a composição química do aço e da solda pelo fato de mudarem todas as características mecânicas e metalúrgicas, principalmente, a resistência à fratura e resistência à corrosão.

## 4.2 CARACTERÍSTICAS DOS MATERIAIS

Na soldagem circumferencial devem ser estudadas as características de três regiões na soldagem circumferencial: o metal base, a zona termicamente afetada pelo calor e o metal solda.

No caso de polidutos o metal base se refere ao tubo e a zona termicamente afetada refere-se à região do tubo que está contígua ao cordão de solda; por sua vez, este último é chamado de metal solda.

Nas três regiões serão estudadas as características mecânicas e metalúrgicas e a sua composição química, para após se realizar uma análise com a mecânica da fratura para calcular os máximos tamanhos de defeitos e determinar o material da solda mais adequado que será utilizado na construção.

### 4.2.1 CARACTERÍSTICAS DO MATERIAL BASE

Nos Estados Unidos, a *American Petroleum Institute* (API) publicou normas para as especificações de tubos. Uma delas foi chamada de API 5L *Specification line pipe* e a outra foi chamada API 5LX *Specification for high-test line pipe*, [6], sendo esta última a mais comum e utilizada.

Os aços para tubos dentro da série API 5LX têm o seguinte significado:

5L	Especificação para linha de tubo
X	Grau de designação de linhas de tubos de condução de pressão.

Seguindo, no conjunto 5LX aparece um número composto de dois algarismos que multiplicados por 1000 fornece o valor do Limite de escoamento do aço, em (psi). Assim, por exemplo, o aço designado por 5LX70 refere-se a uma linha de condução de pressão feita com um aço para os tubos da série 70000 (psi). Na tabela 4.1, apresentam-se as propriedades mecânicas requeridas para os tubos da série 5LX e, na tabela 4.2, as composições químicas básicas e o processo de fabricação para cada um dos tubos.

Áços com pequenas quantidades de nióbio, vanádio ou titânio são utilizados, de acordo com as necessidades de um determinado projeto. Assim, por exemplo, no gasoduto *Alaska Highway Pipeline* [43] foi utilizado um aço X70, apresentando baixo conteúdo de carbono, um alto conteúdo tanto do manganes quanto do molibdênio, fósforo e enxofre contendo além os elementos nióbio, como apresentado na tabela 4.3.

a: Nióbio, vanádio, titânio, molibdênio podem ser utilizadas pelo fabricante  
 b: Outras composições químicas poderão ser acordadas entre o comprador e o fabricante

API	Processo de fabricação	Composição química, Max (%)			
grau		C	Mn	P	S
X42 <sup>a</sup> , X46 <sup>a</sup> , X52 <sup>a</sup>	não expandido	0,29	1,25	0,03	0,03
X56 <sup>a,b</sup> , X60 <sup>a,b</sup>	não expandido ou exp. a frio	0,30	1,35	0,03	0,03
X65, X70	não expandido ou exp. a frio	(por acordo entre o comprador e o fabricante)			

### PROPRIEDADES QUÍMICAS DOS AÇOS

TABELA 4.2

API	Tensão de escoamento Mpa-(ksi)	Tensão a tração Mpa-ksi
X42	289-(42)	413-(60)
X46	317-(46)	434-(63)
X52	358-(52)	455-(66)
X56	386-(56)	489-(71)
X60	413-(60)	517-(75)
X65	448-(65)	530-(77)
X70	482-(70)	565-(81)

### PROPRIEDADES MECÂNICAS DOS AÇOS

TABELA 4.1

O aço do tipo Ferrita Acicular, diferente do aço Ferrita Reduzida, apresenta baixíssimas quantidades de carbono (0,05 a 0,08 %) e altas quantidades tanto do

políditos da série API X60, X65 e X70. resistência à tração; boa tenacidade; boa soldabilidade. Este tipo de aço é utilizado em perita. O aço deste tipo apresenta uma combinação de boas características: alta titânio. A sua micro-estrutura é do tipo ferrita poligonal com pequenas proporções de de molibdênio ( 0 a 0,22 %) e, além disso, pequenas adições de vanádio, níbio e conteúdo de carbono (0,09 a 0,13%), alto conteúdo de manganês (1,4 a 1,6%), adição

O aço do tipo Ferrita Reduzida apresenta uma típica composição química, baixo para a aplicação em políditos: Aços Ferrita Reduzida e Aços Ferrita Acicular [46], [47].  
aços como: Aços de Alta Resistência com Baixa Liga (ARBL) e distinguem-se dois tipos quantidades de níbio, vanádio, molibdênio e titânio. Denominam-se estes tipos de manganês e baixos conteúdos de enxofre; além disso, a adição de pequenas composições químicas apresentam baixo conteúdo de carbono com alto conteúdo de Dentre essas modificações, que se iniciaram na década de 70, as novas principalmente da zona termicamente afetada.

A partir do fato de apresentarem, este aço e outros deste tipo [46], boas características mecânicas, as futuras composições químicas foram se modificando com o objetivo de melhorar ainda mais as características mecânicas e metalúrgicas, articas, onde as temperaturas estão abaixo de -20° Celsius.

Este aço tem três vantagens combinadas: aço de alta resistência à tração, boa tenacidade e boa soldabilidade; especialmente, quando o aço é utilizado em regiões

C	Mn	Si	P	S	Nb	Mo
0,093	1,53	0,18	0,024	0,004	0,057	0,22

**COMPOSIÇÃO QUÍMICA DO AÇO X70  
DO GASODUTO ALASKA HIGHWAY PIPELINE**

**TABELA 4.3**



manganês ( 1,75 a 2,2%) quanto do molibdênio (0,25 a 0,55%); além de pequenas quantidades de vanádio, nióbio, titânio e cromo.

O aço Ferrita Acicular apresenta uma micro-estrutura Ferrita Acicular com maior resistência do que a micro-estrutura ferrita poligonal do aço Perlitá Reduzida, razão pela qual este aço apresenta excelentes características, alta resistência à tração, boa soldabilidade e boa tenacidade, com relação ao aço Perlitá Reduzida. O aço Ferrita Acicular é utilizado nos aços da série API X70 e X80.

A aplicação direta dos aços do tipo Ferrita Acicular nos polímeros destina-se às regiões árticas, onde se precisam excelentes características mecânicas e metalúrgicas do aço, de modo a garantir que não ocorram fraturas nem no metal base nem na ZTA.

Os aços do tipo Perlitá Reduzida são aplicados nos polímeros que são construídos em regiões não árticas, especialmente quando o aço tem molibdênio na faixa de 0,1 a 0,20%. Se o aço tiver maiores quantidades (0,21 a 0,22%), este apresentará características similares às do aço do tipo Ferrita Acicular.

No caso do Casoduto Bolívia-Brasil, o aço utilizado é do tipo Perlitá Reduzida, para garantir que não ocorram fraturas nem na zona termicamente afetada nem no metal base.

No Brasil, a produção de aços do tipo Perlitá Reduzida é realizada por duas usinas: USIMINAS (Usinas Siderúrgicas de Minas Gerais) e COSIPA (Companhia Siderúrgica Paulista), que fornecem aços para a fabricação de tubos. Sendo a primeira encarregada da produção dos aços para o Casoduto Bolívia - Brasil.

As composições químicas dos aços produzidos em USIMINAS são apresentados na tabela 4.4.

#### 4.2.2 CARACTERÍSTICAS DO MATERIAL DE SOLDA

Na soldagem circunferencial de polímeros, pode se utilizar o processo manual ao arco elétrico ou o processo automático com proteção gasosa.

O material de solda utilizado na soldagem circunferencial, tanto com o processo manual quanto com o processo automático, deve ter compatibilidade mecânica e metalúrgica com o material do aço do polímero.

**COMPOSIÇÕES QUÍMICAS DOS AÇOS**

**TABELA 4.4**

<b>Elemento</b>	<b>X60</b>	<b>X65</b>	<b>X70</b>
	% em peso		
Carbono	0,140	0,130	0,090
Manganes	1,260	1,380	1,530
Silício	0,220	0,180	0,180
Fósforo	0,019	0,017	0,021
Enxofre	0,007	0,005	0,006
Alumínio	0,024	0,027	0,027
Cobre	0,030	0,010	0,180
Níbio	0,029	0,029	0,039
Vanádio	0,050	0,045	0,050
Titânio	—	0,016	0,020
Cromo	0,020	0,030	0,100
Níquel	0,020	0,020	0,110
Molibdênio	—	0,020	0,120
Nitrogênio	—	0,004	0,039
Boro	—	—	—
Calcio	—	—	—

Portanto, o aço do metal deverá apresentar uma micro-estrutura ferrítica, como a que apresenta o material do aço do poliduto.

No processo de soldagem manual ao arco elétrico, a soldagem circumferencial é realizada com eletrodos revestidos do tipo celulósico, já que apresentam micro-estrutura ferrítica e, além disso, permitem obter uma solda com boa penetração.

Os eletrodos celulósicos contêm uma alta quantidade de material orgânico. Aproximadamente 35% do revestimento consiste de celulose em pó, a qual é transformada no arco elétrico em um gás de proteção com alta pressão. Daí resulta um arco intenso e concentrado, proporcionando profunda penetração. É por isto que os eletrodos celulósicos, mesmo em maiores diâmetros, podem ser utilizados para tubulações com excelentes resultados na soldagem em posição vertical descendente.

Os eletrodos comumente utilizados na soldagem de tubos em polidutos são designados pela norma *American Welding Society (AWS)* [7]. Na tabela 4.5, são apresentados aqueles mais empregados na soldagem de linhas de tubos.

**TABELA 4.5**  
**CLASSIFICAÇÃO DA AWS DOS ELETRODOS**  
**NA SOLDAGEM CIRCUNFERENCIAL DE TUBOS**

Classificação AWS	Aços para tubulação API 5LX
E 6010	X42, X52, X56
E-6010, E7010C	X60, X65
E-6010, E-7010C, E-8010C	X70, X80

Na tabela 4.6, são apresentadas as características mecânicas destes eletrodos e na tabela 4.7, são apresentadas as composições químicas dos eletrodos que são utilizados em polidutos.

Elemento	E-6010	E-7010G	E-8010G
Carbono	0,10	0,10	0,150
Manganês	0,45	0,30	0,520
Silício	0,20	0,10	0,220
Molibdênio	—	0,50	0,200
Cromo	—	0,30	0,200
Fósforo	—	—	0,016
Enxofre	—	—	0,009
Cobre	—	—	0,021
Vanádio	—	—	0,008
Titânio	—	—	0,015
Níquel	—	—	1,240
Nióbio	—	—	0,010

% em peso

**COMPOSIÇÃO QUÍMICA DOS ELETRODOS**

**TABELA 4.7**

Características mecânicas	E-6010	E-7010G	E-8010G
Tensão Escoramento (Mpa)	420	530	480
Tensão à tração (MPa)	470	570	590
elongação (% em 50,8 mm)	22-30	20-28	22-44
Charpy V (Joule)	30-60 a 29°C	40-60 a -29°C	53 a -40°C

**PROPRIEDADES MECÂNICAS DOS ELETRODOS**

**TABELA 4.6**

A composição química dos eletrodos celulósicos apresenta baixos conteúdos tanto de carbono quanto de manganês e altos conteúdos de molibdênio e de cromo. Eletrodos celulósicos de alta qualidade e melhores características mecânicas e metalúrgicas apresentam adições de pequenas quantidades de fósforo, enxofre, cobre, vanádio, titânio e níbio como é mostrado para o eletrodo E8010C, [43], na tabela 4.7. Embora o conteúdo de manganês seja baixo, geralmente a micro-estrutura que apresenta o metal solda, após a soldagem com eletrodos celulósicos, é ferrita poligonal com perlit, razão pela qual o metal de solda, além de apresentar boa tenacidade, apresenta alta resistência à tração e boa soldabilidade, [43].

Na soldagem circumferencial também é empregado o processo automático com proteção gasosa. Quando este processo utiliza um gás ativo  $CO_2$  ou uma mistura com o gás inerte Argônio, o processo é denominado processo automático MAC. Na soldagem circumferencial de polidutos, costuma-se utilizar uma mistura de gases ( 75% Ar e 25%  $CO_2$ ) nos diferentes passes. Mas, às vezes, utiliza-se 100%  $CO_2$ , tanto no primeiro passe quanto no passe de cobertura e ( 75% Ar e 25%  $CO_2$ ) nos outros passes.

Na soldagem automática são empregados arames da série AWS A5.18. Dentre estes, o arame ER70S-6 é o mais utilizado na soldagem circumferencial de tubos API X65 e X70. Nas tabelas 4.8 e 4.9, são apresentadas as suas características mecânicas e a composição química.

A composição química do arame ER70S-6, [44], apresenta baixo conteúdo de carbono e altas quantidades de molibdênio, além de pequenas quantidades de níbio, vanádio, titânio, alumínio, cobre e níquel. Geralmente, a micro-estrutura que apresenta o metal solda, após a soldagem com proteção gasosa utilizando arame ER70S-6, é ferrita poligonal e principalmente ferrita acicular, razão pela qual, além de apresentar boa tenacidade, alta resistência à tração e boa soldabilidade, apresenta menor quantidade de hidrogênio dissolvido, do que no caso com eletrodos celulósicos, [44]. Por tudo isso, o metal de solda realizado com arame ER70S-6 é de melhor qualidade do que o realizado com eletrodos celulósicos, [52].

Elemento	ER70S-6	% em peso
Carbono	0,090	
Manganes	1,300	
Silício	0,570	
Fósforo	0,012	
Enxofre	0,011	
Alumínio	0,009	
Cobre	0,151	
Níobio	0,005	
Vanádio	0,018	
Titânio	0,011	
Cromo	0,060	
Níquel	0,037	
Molibdênio	0,012	

**COMPOSIÇÃO QUÍMICA DO ARAME**

**TABELA 4.9**

Características mecânicas	ER70S-6
Tensão Escoamento (MPa)	420
Tensão à tração (MPa)	500
Elongação (% em 50,8 mm)	27
Charpy V (Joule)	69 a -29°C

**PROPRIEDADES MECÂNICAS**

**TABELA 4.8**

#### 4.2.3 ZONA TERMICAMENTE AFETADA

A zona termicamente afetada (ZTA), ao estar contígua ao metal solda, é afetada pelos ciclos térmicos da soldagem, sendo deterioradas as suas propriedades mecânicas e metalúrgicas.

Em geral, o comportamento da micro-estrutura da ZTA depende fundamentalmente de duas variáveis:

- (i) Ciclos térmicos do processo de soldagem;
- (ii) Trincas a frio induzidas pelo hidrogênio;
- (iii) Composição química do metal base.

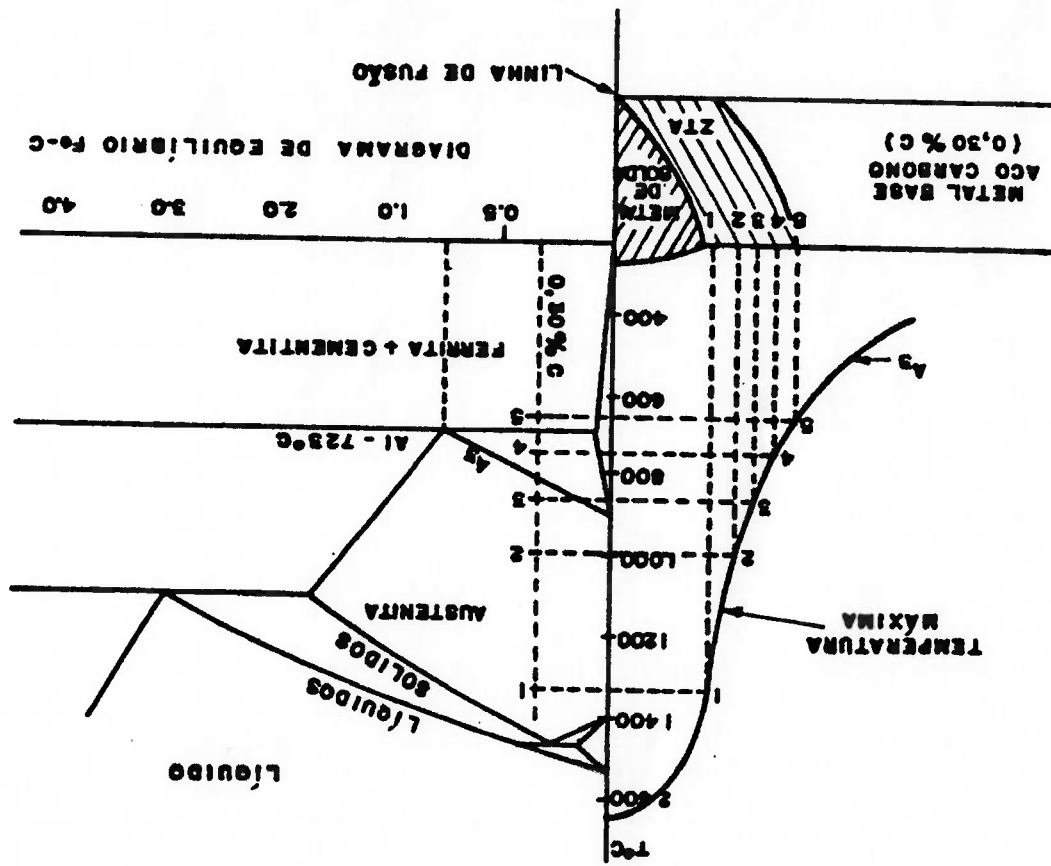
Os ciclos térmicos de aquecimento e resfriamento, ocasionados pela soldagem, têm influência primordial na micro-estrutura da ZTA, deixando-a frágil. E a variação da micro-estrutura neste caso é fundamentalmente função primordial de dois fatores:

- (i) Formação de austenita;
- (ii) Velocidade de resfriamento.

Como um exemplo de fragilização, pode-se citar a soldagem de um aço comum de 0,3% de carbono, cuja temperatura de austenitização é de  $723^{\circ}\text{C}$  [40] e cujo diagrama de Fe-C é esquematicamente indicado na figura 4.1. Na junta soldada, a temperatura varia, sendo maior no cordão de solda e diminuindo ao ficar mais longe do mesmo. Dentro do ZTA, o ponto 1 mais próximo ao cordão de solda tem uma temperatura maior do que os pontos 2 ou 3, e a sua temperatura é bem maior do que a temperatura de austenitização do aço. Os pontos contíguos atingem temperaturas menores segundo vão ficando mais longe.

A transformação de Austenita, após o aquecimento, dependerá fundamentalmente da velocidade de resfriamento, induzindo à transformação de diferentes estruturas cristalinas.

FIGURA 4.1 - Relação entre a distribuição de temperaturas máximas nas várias regiões da junta soldada e o diagrama de equilíbrio Fe-C, [40].





Por exemplo, a região 1 deverá se transformar em micro-estrutura martensita devido a sua alta velocidade de resfriamento, tornando o material frágil e com altíssima dureza. As regiões 2 e 3 deverão apresentar uma estrutura formada por martensita, ferrita e bainita, sendo uma estrutura menos frágil e com uma dureza menor. A região 4, sofrendo apenas um aquecimento leve, não apresentará austenitização, sendo uma região com dureza menor a do metal base.

Aços carbono comum com 0,3% C apresentam grandes grãos na ZTA, razão pela qual estes aços têm baixa resistência mecânica e metalúrgica.

Geralmente, aços de Alta Resistência com Baixa Liga apresentam menor deterioração na micro-estrutura do que os aços carbono com 3% C, apesar de serem submetidos aos mesmos ciclos de soldagem. A explicação disto está no fato de que ambos os aços apresentam diferentes composições químicas. O aço carbono comum, além de apresentar alto conteúdo de carbono, o qual torna frágil o material, apresenta poucos elementos de liga. Os aços de Alta Resistência de Baixa Liga apresentam baixo conteúdo de carbono e, além disso, apresentam elementos tais como: vanádio, titânio, nitrogênio, que restringem o crescimento do grão na ZTA, obtendo-se melhores características mecânicas e metalúrgicas na ZTA, [48], [64].

Trincas a frio induzidas pelo hidrogênio são um problema muito sério e vêm consumindo muitos anos de pesquisa. Há 20 anos, só na Inglaterra, foi estimado um gasto de 260 milhões de libras esterlinas como resultado de problemas de fabricação diretamente atribuídas à soldagem. Do total, 40 milhões de libras esterlinas foram requeridos para a reparação das juntas, que apresentavam problemas ocasionados pela presença de hidrogênio na zona termicamente afetada pelo calor, [50].

Muitas falhas trágicas foram ocasionadas pela presença de pequenas trincas pré-existentes na ZTA e no metal solda. Este tipo de trincas ocorre frequentemente alguns dias após a soldagem, razão pela qual é indispensável se fazer testes hidrostáticos na construção dos polímeros, para se garantir que a falha não ocorrerá.

○ processo pelo qual existe hidrogênio difundido na ZTA, é o seguinte:

- (i) ○ hidrogênio molecular se apresenta no material de solda e no metal base. No material de solda, o hidrogênio provém da própria composição química, que para o eletrodo celulósico se apresenta em alta quantidade. Além disso, outras fontes de hidrogênio são a umidade, a contaminação e as sujeiras na superfície do material de solda. No metal base, as fontes de hidrogênio provêm do óleo, da graxa, das sujeiras e dos óxidos hidratados (ferrugem) que se encontram na sua superfície.

- (ii) No processo de soldagem, o hidrogênio molecular é levado ao arco elétrico pelo gás de proteção. Este é dissolvido no metal solda como hidrogênio atômico.

- (iii) ○ hidrogênio atômico satura o metal solda e, portanto, difunde-se à ZTA.

- (iv) ○ hidrogênio difundido na ZTA é retido em forma de gás pelo resfriamento rápido desta zona, aumentando a pressão interna e ocasionando a fratura depois de alguns dias de ter sido feita a soldagem.

A presença de hidrogênio na ZTA faz com que a micro-estrutura seja suscetível à fratura; ainda mais se a composição do aço apresenta alto conteúdo de carbono. Assim, nos aços carbono com 0,3 % de C, a micro-estrutura da ZTA apresenta grãos grandes e a suscetibilidade à fratura é maior do que nos aços de Alta Resistência com Baixa Liga, onde o conteúdo de carbono é 0,01% C, e apresenta uma micro-estrutura de grãos mais finos.

A quantidade de hidrogênio difundido na ZTA também depende do tipo de processo de soldagem utilizado. Assim, no processo de soldagem manual ao arco elétrico com eletrodos celulósicos, as fontes de hidrogênio vêm, principalmente, dos eletrodos e das superfícies contaminadas. A quantidade de hidrogênio difundido na ZTA ficará na faixa de 30,7 a 37,4 ml/100g quando a soldagem for realizada com eletrodos do tipo E7010C e 8010C, [51].

Na construção de polímeros com eletrodos celulósicos, observou-se em algumas ocasiões a ocorrência de fraturas provocadas pela presença de hidrogênio na ZTA, quando foram feitos os testes hidrostáticos. Para se evitar estes problemas, é importante utilizar, por um lado, processos de soldagem circunferenciais com menor quantidade de hidrogênio e, por outro lado, utilizar aços com boas características mecânicas e metalúrgicas, como aços do tipo Perlitá Reduzida, com baixos conteúdos de carbono (0,9-0,1%) e altos conteúdos de molibdênio (0,12-0,18%), especialmente os aços X65 e X70. Além disso, devem-se adicionar pequenas quantidades de titânio, nitrogênio e cobre, [48], [64].

Quando a soldagem circunferencial de polímeros utiliza o processo automático com proteção gasosa, MAC, as únicas fontes de hidrogênio vêm das superfícies contaminadas e da atmosfera protetora. Razão pela qual este processo apresenta uma menor quantidade de hidrogênio difundido, de 4,5 a 5,5 mL/100g, [52]. Sem dúvida, neste processo a suscetibilidade ao trincamento pela presença de hidrogênio é mínima, portanto, fica bem mais garantido que não ocorrerá fratura nem na ZTA nem no metal solda.

A composição química do aço determina as características tanto mecânicas quanto metalúrgicas do metal base, da ZTA e do metal solda. No caso dos polímeros, especialmente em gasodutos, a composição química das três regiões devem ter as seguintes características:

(i) Aço de Alta resistência à Tração, maior a 448 MPa;

(ii) Alta tenacidade, especialmente na ZTA;

(iii) Alta soldabilidade;

Com estas características, garante-se que a fratura não se dará especialmente na ZTA. Os aços que reúnem estas características, para o caso dos polímeros, são aços do tipo: Perlitá Reduzida e Ferrita Acicular.

Entre os elementos da composição química do aço, o carbono tem mais influência sobre as características mecânicas e metalúrgicas. Elevadas quantidades de

carbono tornam frágil o material e, conseqüentemente, aumenta a suscetibilidade à fratura.

Portanto, no decorrer do tempo, a quantidade de carbono nos aços para polidutos foi diminuindo; assim, o aço API X65 dos anos setenta tinha uma quantidade na faixa de 0,17 a 0,27%, [42] e nos anos 90, tem diminuído a uma faixa de 0,10 a 0,13%, para o mesmo aço, [51], [54], [55]. Aços com menor quantidade de carbono, aumentam a tenacidade, a soldabilidade e a resistência a trincas à frio. Mas diminuem a resistência à tração, sendo portanto necessária a adição de outros elementos, [48], [49], [64].

Adições de pequenas quantidades de níquel, molibdênio e cromo são feitas para se obter aços de Alta Resistência à Tração em chapas grossas, [49], [64].

Além disso, pequenas quantidades de nióbio, vanádio, titânio e alumínio são fundamentalmente adicionadas para restringir o crescimento do grão na ZTA durante o ciclo térmico de soldagem. Assim, obtêm-se aços com alta tenacidade e alta resistência às trincas a frio, [48], [64].

Ainda, para aumentar a resistência à fratura provocada pelas trincas a frio, é importante que sejam adicionadas pequenas quantidades de cobre para restringir a quantidade de hidrogênio difundido à ZTA. A adição de pequenas quantidades de enxofre também ajuda a aumentar a resistência ao trincamento pela presença de hidrogênio, [54], [64].

Uma maneira simples de determinar a qualidade de aço é utilizar o parâmetro do Carbono Equivalente (CE). Quando o valor é alto, o aço tem baixa soldabilidade e baixa resistência à fratura. No caso de ter um valor baixo, o aço tem boa soldabilidade, portanto, alta resistência à fratura.

O CE considera os elementos químicos mais importantes que afetam a soldabilidade e é expresso por uma fórmula empírica adotada pela *Welding Institute*, sendo:

$$CE = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Ni + Cu}{15} \quad (4.1)$$

Quanto menor for o valor de CE, menos temperável será o aço e melhor será sua

soldabilidade, portanto, terá maior resistência à fratura. Assim, Harrison e Hart [53] determinaram que o aço com maior resistência à fratura CTOD, tanto na ZTA quanto no metal base, tinha baixo valor de CE e vice-versa.

O valor de CE, para aços X65 e X70 do tipo Perlitita Reduzida, está em torno de 0,42 [64]. O aço com 0,42 de CE ou menor apresenta boas características mecânicas e metalúrgicas especialmente, quando tem o molibdênio (de 0,10 a 0,22%) na sua composição química.

O valor de CE do aço X70 do tipo Perlitita Reduzida, cuja composição química é apresentada na tabela 4.4, é igual a 0,418. Devido ao fato de ter um valor de CE menor do que 0,42, o aço tem boa soldabilidade e alta resistência à fratura. Além disso, o aço tem alta resistência à tração e alta resistência às trincas a frio. Em outras palavras, o aço é de boa qualidade e adequado para ser utilizado em situações severas de operação, como no caso do gasoduto Bolívia-Brasil.

#### 4.3 VALORES CRÍTICOS DE CTOD DE POLIDUTOS

Como na mecânica da fratura elasto-linear foi determinado o parâmetro experimental  $K_{IC}$ , assim também na mecânica elasto-plástica foi determinado o parâmetro experimental  $\delta_{CRIT}$  que caracteriza a propriedade do material a se deformar antes de que a fratura aconteça. Deste modo, cada material tem um parâmetro  $\delta_{CRIT}$  para uma determinada temperatura, mas se a micro-estrutura do material em questão não é uniforme, caso típico de um aço com solda, haverá um valor de  $\delta_{CRIT}$  para cada região devido ao fato de que, com o calor gerado na soldagem, muda-se a micro-estrutura.

#### 4.4 VALORES DE $\delta_{CRIT}$ DETERMINADOS

Baseados no BS 5762, [41], explicado no capítulo anterior para a obtenção do  $\delta_{CRIT}$ , foram realizadas várias experiências neste campo, principalmente nas duas regiões termicamente afetada. Instituições como a *Welding Institute* na Inglaterra, *American*

são algumas das instituições que realizam estas experiências.

No projeto de um poliduto é preciso determinar este valor na solda circumferencial e na ZTA, e segundo a API a posição do provete deve ser orientada de modo que seu comprimento seja paralelo ao eixo de tubo e sua largura esteja na direção circumferencial com uma espessura que deverá ser quase igual à espessura do tubo (ver figura 4.2). São feitos testes nas duas regiões e os provetes devem ser tirados das posições 12, 3 e 6 h. Os testes de CTOD crítico segundo API devem ser realizados a uma temperatura de 15°C de baixo da menor temperatura prevista no serviço.

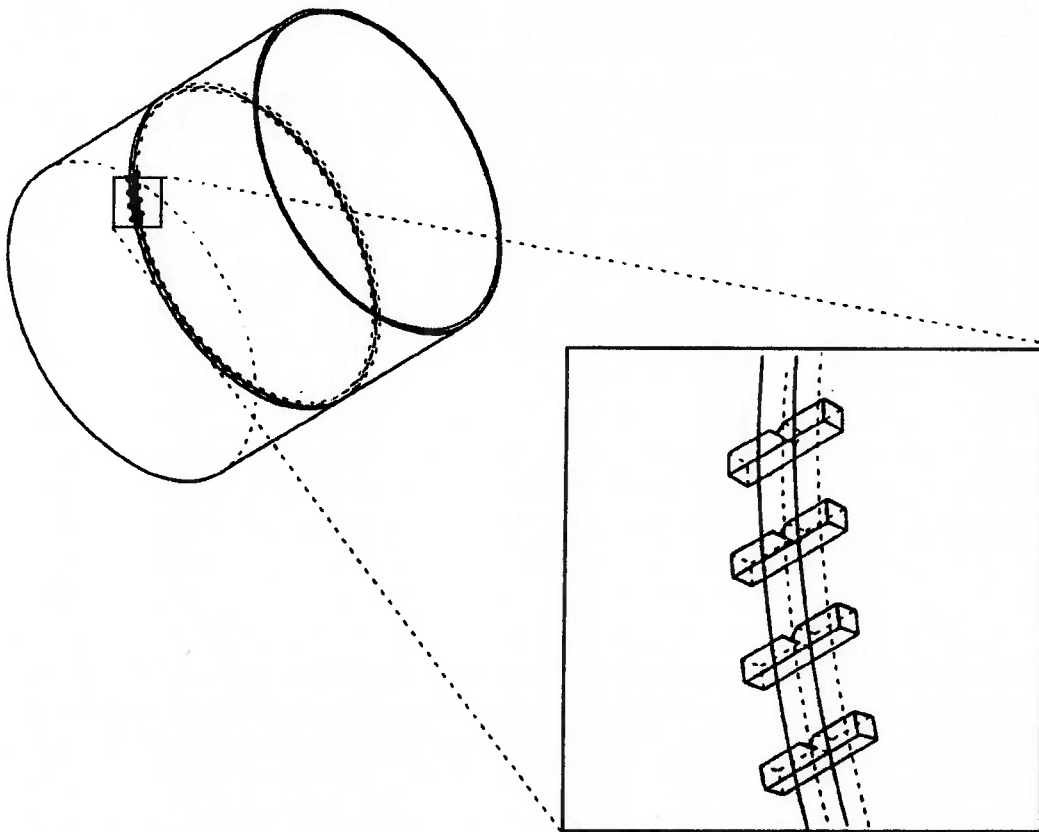
Bryhan e Troyer [43] determinaram os valores de CTOD críticos em uma solda circumferencial tanto na ZTA quanto no metal base; para um tubo API X70, do tipo Perlitica Reduzida, cujo diâmetro é 1219mm e cuja espessura de parede é 16mm com um chanfro do tipo V30°. O processo utilizado na soldagem foi o arco elétrico. Tanto no passe de raiz quanto no enchimento e cobertura foram utilizados eletrodos celulósicos E8010C. Os testes foram realizados para três temperaturas, sendo o primeiro a -4°C, o segundo a -23°C e por último, a -51°C. Os resultados obtidos são apresentados na tabela 4.10.

**TABELA 4.10**

**VALORES DE  $\delta_{CRIT}$**

Localização do teste	Temperatura de teste, °C	(mm)
Metal solda	-4	0,249
Zona termicamente afetada	-23	0,234
	-51	0,508

FIGURA 4.2 - Localização dos provetes CTOD segundo API 1104 [3].



Tinston [44] determinou os valores de CTOD críticos em uma solda circumferencial, para um tubo API X65, do tipo Perlitica Reduzida, cujo diâmetro é 914mm e cuja espessura de parede é 16mm, com um chanfro estreito do tipo V5°. O processo utilizado na soldagem foi o automático com proteção gasosa, 25% CO<sub>2</sub> e 75% Ar. Tanto no passe de raiz quanto no enchimento e cobertura foram utilizados arames ER70S-6. Os testes foram realizados para uma faixa de temperaturas, de -70 a 30°C. Os resultados obtidos de CTOD críticos do metal solda são apresentados na figura 4.3.

Sawhil, Boussel e Morrow [45] determinaram experimentalmente os valores de CTOD de um aço X70 do tipo Ferrita Acicular de espessura 17mm, cujos valores são apresentados na tabela 4.11.

**TABELA 4.11**

**VALORES DE  $\delta_{CRIT}$**   
(mm)

Localização	Temperatura de teste, °C		
	-23	-40	-62
Abertura paralela à direção de laminação	0,43	0,30	0,23
Abertura transversal à direção de laminação	0,64	0,33	0,30

A tabela 4.11 apresenta dois valores de CTOD para uma mesma temperatura, uma é obtida quando a abertura do provete é paralela à direção de laminação e a outra quando a abertura é transversal. Observa-se que o valor de maior CTOD é quando o provete tem a abertura transversal à direção de laminação e é menor quando está paralelo à laminação.

A figura 4.4 apresenta três posições dos provetes em um tubo de gasoduto. O provete **T** tem a sua abertura transversal à direção de laminação, o provete **P** tem a sua abertura paralela à direção de laminação. O provete **I** tem a sua abertura transversal ao eixo do tubo, sendo a mesma posição que se utiliza para fazer os ensaios de CTOD em polidutos, como é mostrada na figura 4.2.



FIGURA 4.4 - Posições dos provetes CTOD em um gasduto.

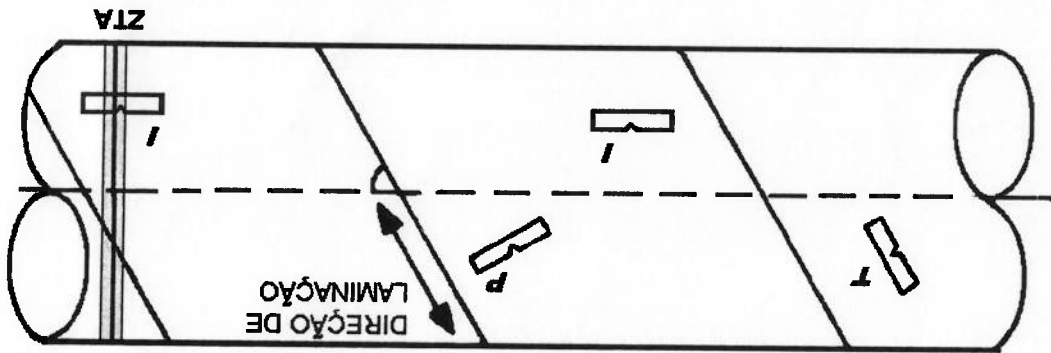
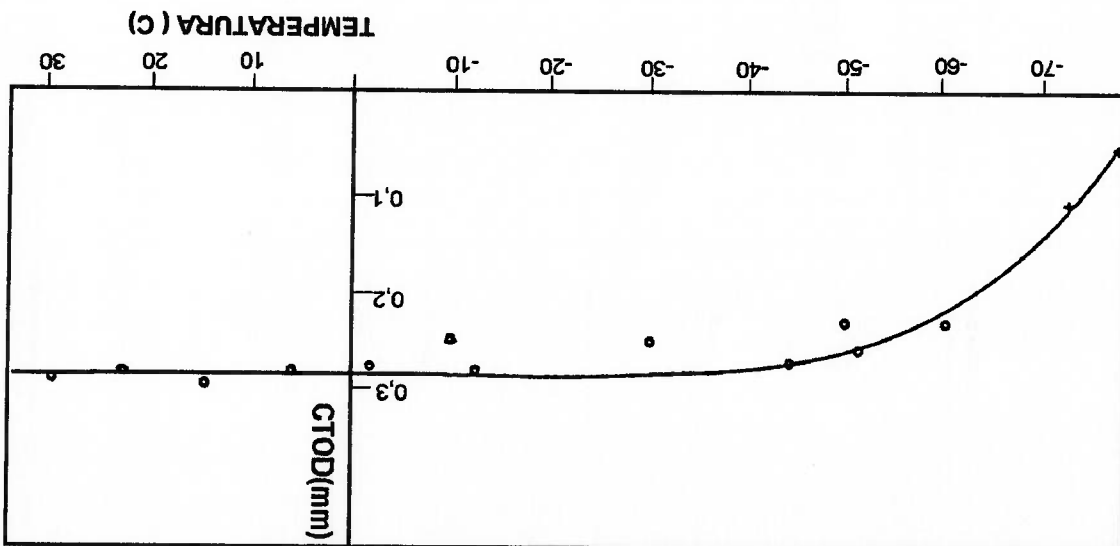


FIGURA 4.3 - Resultados dos valores de CTOD em uma solda circular em um tubo 914 mm com arame ER70S-6, [44].



O valor de CTOD na posição do prorete  $T$  é maior do que na posição do prorete  $P$ , como é apresentado na tabela 4.11. Na posição do prorete  $I$  o valor de CTOD é intermediário aos que apresentam os provetes  $P$  e  $T$ . Isto é real só quando o prorete  $I$  está sobre o metal base, mas se está sobre a ZTA, o valor já não tem um valor intermediário.

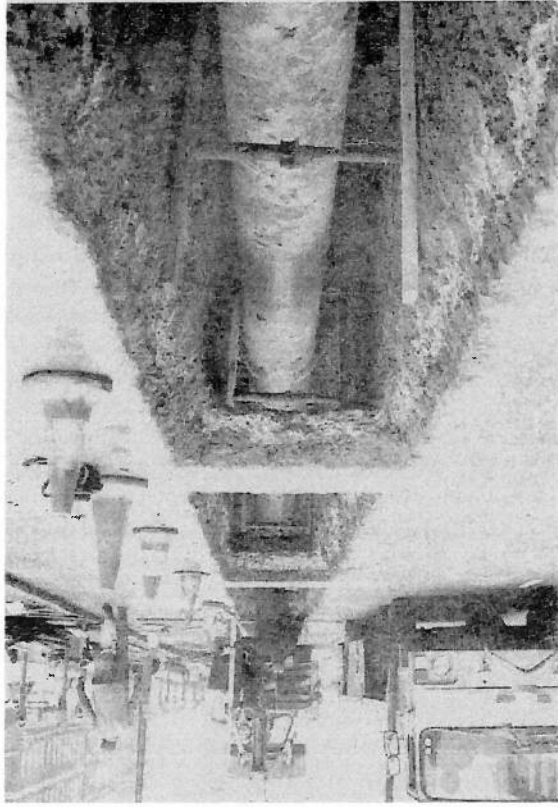
O valor de CTOD do prorete  $I$  sobre a ZTA sempre é menor do que sobre o metal base, devido a ZTA foi deteriorada pelos ciclos térmicos de soldagem. Em muitas ocasiões este valor é próximo ou menor do que o valor do prorete  $P$ . Razão pela qual é necessário se determinar o valor de CTOD sobre a ZTA, na posição do prorete  $I$ , para se fazer uma avaliação real da fratura na ZTA da solda circumferencial. Valores de CTOD sobre a ZTA são apresentados na tabela 4.10.

#### 4.5 PROCEDIMENTOS DE MONTAGEM

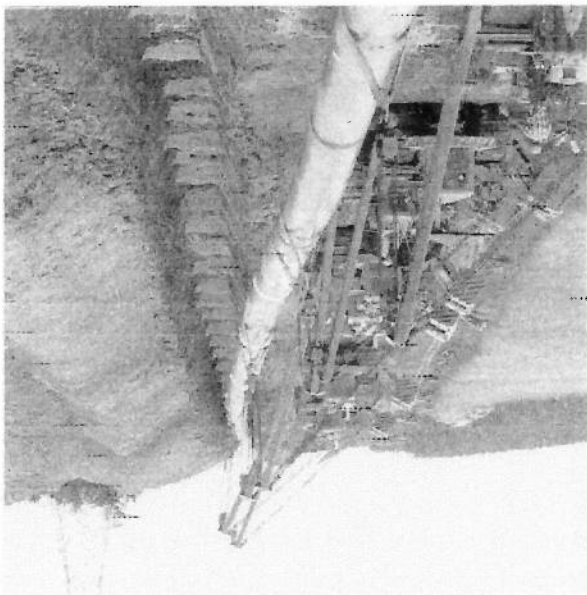
Geralmente são dois os métodos na construção de polidutos, o primeiro deles é *Spread Technique* e o segundo é *Mainlaying Technique*, [66]. O método *Spread Technique* é apropriado para a colocação de tubos na obra, onde a continuidade da fossa continuará sem prejudicar o público em geral ou os agrimensores (ver figura 4.5a). O método *Mainlaying Technique* é apropriado onde não é possível abrir grandes comprimentos de vala, caso das cidades, vilas e lugares por onde a tubulação atravessa (figura 4.5b). Logo, na construção de polidutos utilizam-se ambos os métodos. Em ambos os métodos, os tubos são colocados do lado da fossa em uma fila. No método *Spread Technique*, a soldagem circumferencial e a inspeção dos tubos soldados são realizadas acima da fossa e depois são introduzidas na fossa por meio de tratores adequados. No método *Mainlaying Technique*, a soldagem e inspeção é realizada dentro da fossa tubo a tubo.

Para se fazer a soldagem, primeiro os tubos são alinhados por meio de grampos ligados pneumaticamente, como a norma americana API 1104, [3] exige. Para tubos com diâmetro maior que 406,4 mm (16 pol) são utilizados os grampos internos (ver figura 4.6), e para os de diâmetros menores que 406,4 mm (16 pol) são utilizados os grampos externos.

FIGURA 4.5 - Métodos de construção de polidutos, a) *Spread Technique*; b) *Mainlaying Technique*, [66].

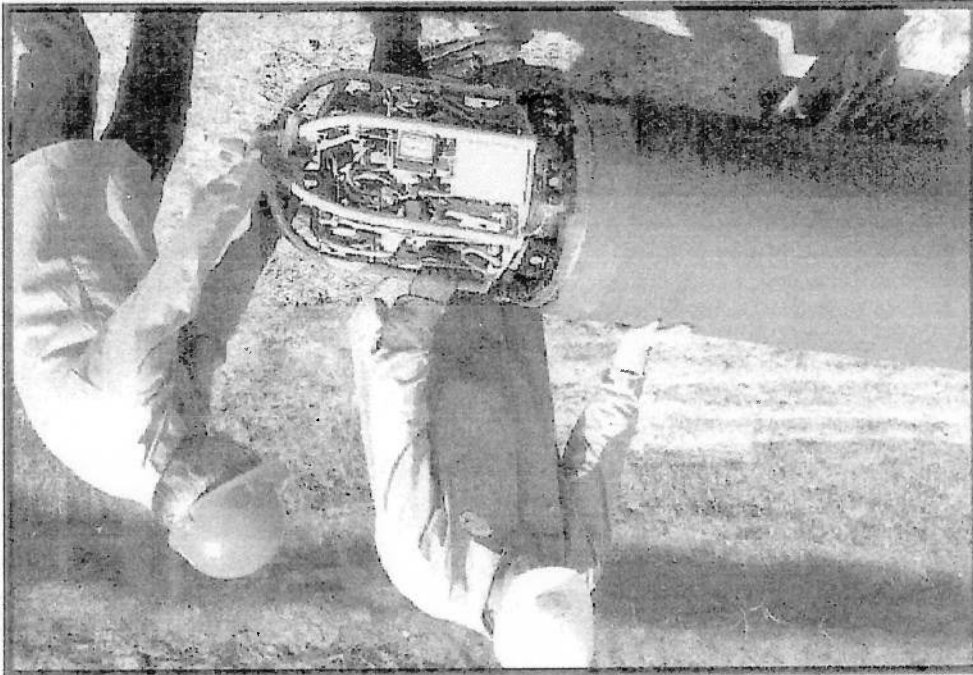


(b)



(a)

FIGURA 4.6 - Grampos internos utilizados para se alinhar os tubos antes de se realizar a soldagem, [66].



Os tubos, que serão soldados pelo processo manual, geralmente são enviados à

obra com as extremidades chanfradas por meio de usinagem feita na fábrica. Segundo a norma americana *Welding of Pipelines and Related Facilities* API 1104, [3], o tipo de junta para soldagem manual mais utilizada é do tipo V30 simples, como é apresentado

na figura 4.7a. Essa junta tem as seguintes características:

Ângulo do bisel	30°+5°-0°
Afastamento ( ou luz)	1,6 ± 0,8 mm (1/16 ± 1/32 pol)
Encosto ( ou nariz)	1,6 ± 0,8 mm (1/16 ± 1/32 pol)

No caso da soldagem com o processo automático, o tipo de junta apresenta um menor ângulo do bisel, como é apresentado na figura 4.7b. Este formato é obtido mediante a usinagem com equipamento especial chamado de *Pipe facing*. Este equipamento é segurado hidráulicamente ao tubo e, com um prato giratório que contem 6 fresas, é usado no formato como é apresentado na figura 4.7b.

Antes da soldagem circumferencial, é realizada uma inspeção do formato correto e das condições da superfície da junta, e no caso de existir ferrugem, tinta, graxa ou qualquer tipo de resíduo, estes devem ser removidos.

A soldagem dos tubos, no processo manual ao arco elétrico, é realizada por uma solda circumferencial simultânea por dois ou mais soldadores. A técnica de soldagem é realizada em duas posições simultaneamente, uma diametralmente oposta à outra. Desta forma, evitam-se tensões, deformações e desequilíbrios na junta, que prejudicam o alinhamento dos tubos, resultando consequentemente em uma solda de baixa qualidade e suscetível à falha.

Em tubos de pequenos diâmetros a soldagem manual é realizada no máximo com dois soldadores, mas se o diâmetro está na faixa de 508 a 762 mm (20 a 30 pol) precisam-se de três soldadores. As posições de soldagem são apresentadas na figura 4.8.

FIGURA 4.8 - Sequência de Soldagem no processo manual ao arco elétrico, [3].

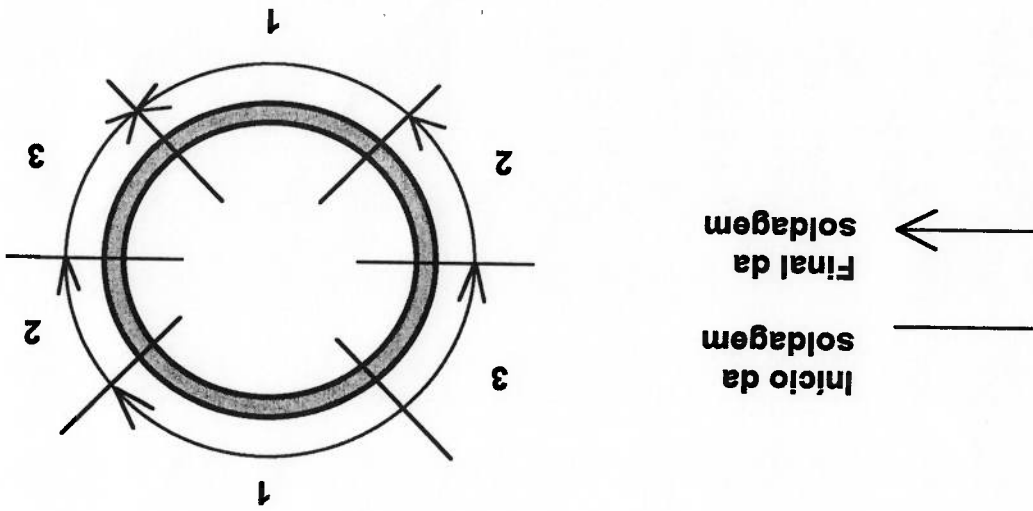
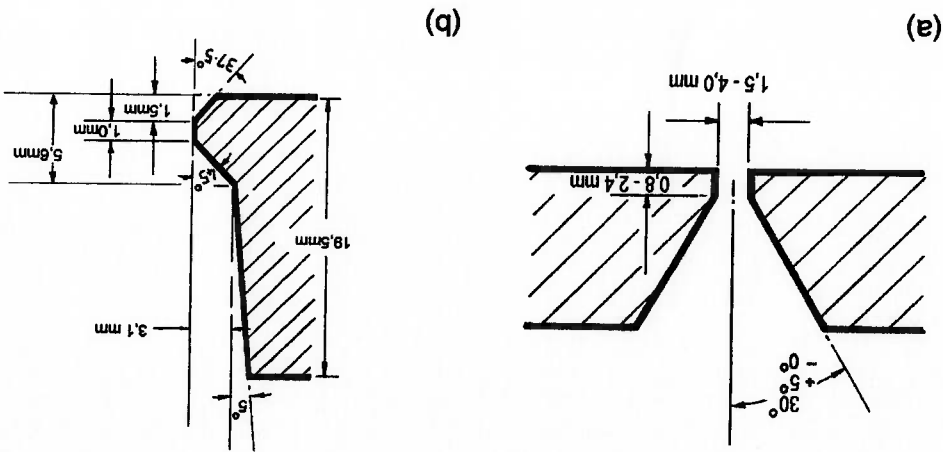


FIGURA 4.7 - Tipos de juntas (a) Junta do tipo V30, utilizada no processo ao arco elétrico, [3]. (b) Junta mais estreita, ideal para processo automático, [66].



Para uma solda circumferencial completa precisam-se de vários passes: o primeiro denominado "passe de raiz", no qual a solda fica em um estado delicado e vulnerável, necessitando um cuidadoso manuseio, para se evitar a formação de trincas. O segundo denominado "passe quente", é realizado como reforço do primeiro e deve ser realizado no máximo dentro de 5 minutos, de acordo com a API 1104 [3]. Finalmente, são realizados os passes de enchimento e os passes de cobertura.

Para se garantir uma solda de melhor qualidade, devem-se limpar as escórias após cada passe.

No processo automático de soldagem, o alinhamento é realizado com grampos especiais, [62]. Quando os tubos têm diâmetros na faixa de 610 a 1500 mm são utilizados grampos internos; e estes são especiais porque permitem, além de alinhar, fazer a soldagem interna do primeiro passe. O grampo apresenta um sistema adicional de soldagem MAC com 4 cabeças que rotam internamente fazendo o primeiro passe, como é apresentado na figura 4.9

Quando os tubos apresentam diâmetros menores, na faixa de 400 a 558 mm, são utilizados grampos externos e, portanto, o primeiro passe é realizado externamente com o sistema MAC como o resto dos outros passes.

No processo automático, a soldagem tanto do segundo passe quanto dos passes de enchimento e cobertura, é realizada utilizando dois equipamentos MAC denominados, *bugs* (besouros). A soldagem com ambos os *bugs* começa na posição 12h; um dos *bugs* vai em sentido horário e outro vai no outro sentido, até se encontrarem na posição das 6h. Os dois *bugs* começam a soldagem simultaneamente e deslocam-se segurados a uma fita metálica, a qual contorna o tubo, como é mostrado na figura 4.10.

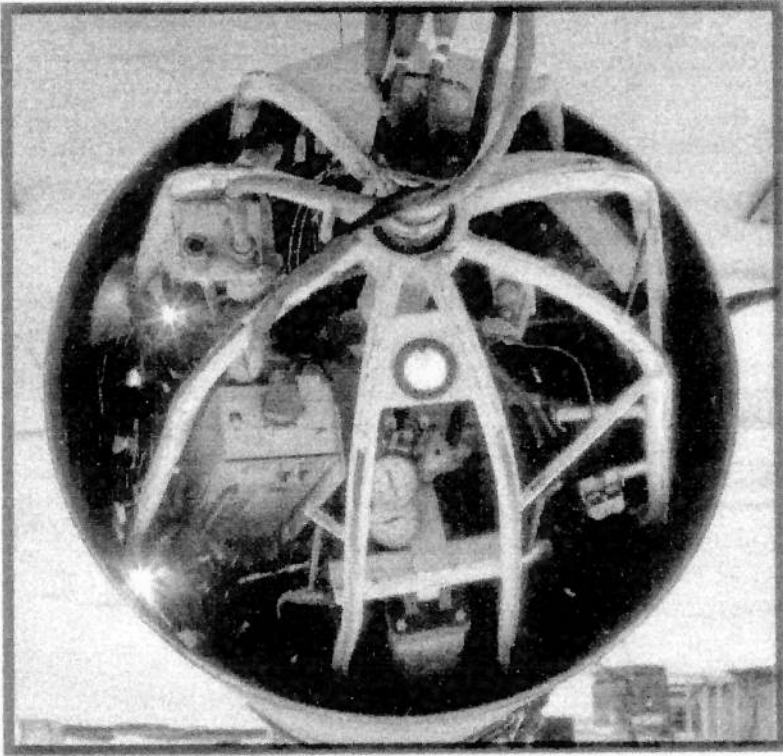
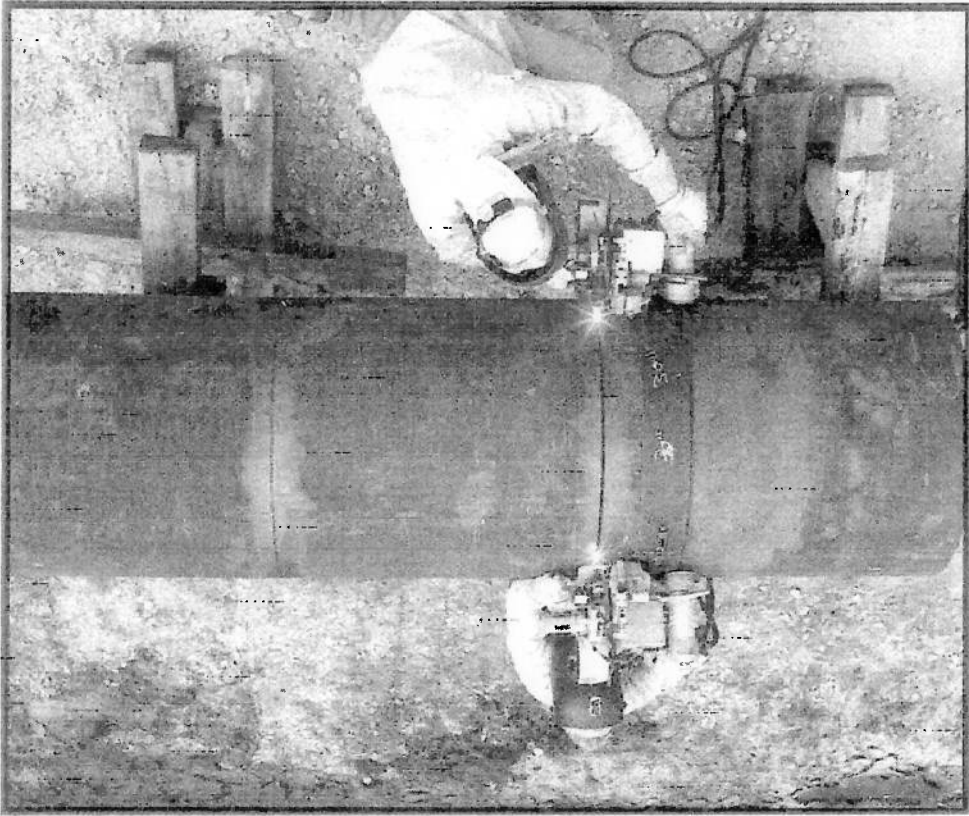


FIGURA 4.9 - Sistema interno de Soldagem MAC com 4 cabeças, [63].



FIGURA 4.10 - Sequência de Soldagem no processo automático utilizando *bugs*, [63].



A soldagem automática requer condições apropriadas para se obter uma solda de alta qualidade, razão pela qual se necessita de cabanas protetoras contra as condições climatológicas adversas.

Até uns anos atrás, o processo de soldagem automático não era muito utilizado, principalmente pelo fato do alto custo de soldagem e pelas condições especiais requeridas no processo de soldagem.

Com o avanço da tecnologia, foram se desenvolvendo equipamentos de soldagem mais leves o que permitiu uma maior facilidade de transporte, representando por sua vez uma diminuição no custo de soldagem. Por outro lado, o formato estreito da junta faz com que se economize o material de solda e que aumente a taxa de deposição, obtendo, conseqüentemente uma maior taxa de produção de solda circumferencial.

Considerando todas essas vantagens, o processo de soldagem automático é uma boa alternativa da soldagem circumferencial de polidutos.

Entre as empresas de maior experiência na soldagem com este processo, está a empresa americana CRC-EVANS [62], com mais de 20 anos de experiência.

## CAPÍTULO V

# MODELO PROPOSTO PARA AVALIAÇÃO DE FALHA NA SOLDA CIRCUNFERENCIAL DE POLIDUTOS

### 5.1 INTRODUÇÃO

O modelo para a avaliação de falha na solda circunferencial apresenta duas partes. Na primeira, é apresentado o fundamento analítico-empírico da Curva de Projeto CTOD. Na segunda parte do modelo, é apresentado o procedimento de avaliação de falhas para soldas circunferenciais dos polidutos.

O procedimento avalia tanto os defeitos quanto o material da solda, considerando as causas e mecanismos de falha dos polidutos soldados circunferencialmente, com o objetivo de conhecer os máximos tamanhos de defeitos toleráveis e determinar o material mais adequado da solda circunferencial.

### 5.2 CURVA DE PROJETO CTOD

Nas soldas circunferenciais submetidas a altas tensões, que contenham defeitos próprios da solda, surge a necessidade de se procurar o material adequado para evitar a propagação da trinca e, conseqüentemente, a fratura da estrutura. Portanto, torna-se importantíssima a seleção do material de uma maneira científica. A Curva de Projeto CTOD fornece os melhores critérios necessários para esta seleção, apesar de ter um caráter analítico-empírico.

A Curva de Projeto relaciona valores adimensionais da abertura na ponta da trinca  $\delta$  e da deformação total  $\delta_{CAL}$  em placas de largura finita, com o objetivo de calcular o CTOD mínimo requerido,  $\delta_{CAL}$ , para evitar a fratura de uma determinada estrutura e, posteriormente, procurar o material mais adequado com um  $\delta_{CRIT}$  maior a  $\delta_{CAL}$ .

Por tudo isto, este trabalho faz uma descrição detalhada do desenvolvimento da Curva de Projeto CTOD para uma maior compreensão e posterior aplicação, sendo a

primeira, uma fase analítica e a segunda experimental, para finalmente se obter as equações (3.16a) e (3.16b) da curva.

### 5.2.1 CURVA DE PROJETO CTOD ANALÍTICA

O ponto de partida para se obter as curvas de projeto CTOD foi estabelecida por Burdakin e Stone [19], baseado no modelo *Strip Yield* de Dugdale. Esses autores desenvolveram, num plano de tensões, relações entre valores adimensionais de CTOD,  $\phi$ , e deformações adimensionais de  $\epsilon$ ,  $\epsilon/\epsilon_y$ , a uma certa distância "y" da trinca.

No capítulo anterior, foi desenvolvida a equação de Dugdale (3.11) para uma tensão menor do que  $\frac{3}{4}\sigma_y$ , sendo uma aproximação razoável para  $\delta$  a equação (3.14):

$$\delta = \frac{\pi a \sigma}{E \sigma_y}$$

O CTOD tornou-se adimensional fazendo a divisão de  $\delta$  por  $2\pi a \sigma_y / E$ , como

resultado tem-se  $\phi$ :

$$\phi = \frac{\delta E}{2\pi a \sigma_y} = \frac{2\pi a \sigma_y}{\delta} \quad (5.1)$$

onde  $\epsilon_y = \sigma_y / E$  é a deformação elástica no ponto de escoamento.

O próximo passo foi determinar a deformação total (*overall strain*),  $\epsilon$ , a uma certa distância "2y" (*gage length*) da trinca, como é representado na figura 5.1.

Burdakin e Stone [19], baseados nas funções de tensões de Westergaard [16] e no modelo *Strip Yield* de Dugdale, obtiveram duas equações; uma delas é a já conhecida equação de Dugdale (3.11), mas de forma adimensional, e outra de deformação total.

Sendo a primeira:

$$\phi = \frac{2\pi a \epsilon_y}{\delta} = \frac{\pi^2}{4} \left[ 1 - \left(\frac{2\sigma_y}{\pi\sigma}\right)^2 + \frac{1}{12} \left(\frac{2\sigma_y}{\pi\sigma}\right)^4 + \frac{1}{45} \left(\frac{2\sigma_y}{\pi\sigma}\right)^6 + \dots \right] \quad (5.2)$$

A segunda equação está referida à deformação total, sendo:

$$\varepsilon = \varepsilon_y 2\pi \left[ \frac{2a}{Y} \operatorname{arccoth} \left( \frac{a}{Y} \right) + (1-v) \operatorname{arccot} \sqrt{\frac{\left( \frac{a}{a+p} \right)^2 + \left( \frac{a}{Y} \right)^2}{1 - \left( \frac{a}{a+p} \right)^2}} \right] + v \operatorname{arccos} \left( \frac{a}{a+p} \right) \quad (5.3)$$

onde  $p$  é o tamanho da zona plástica do modelo de Dugdale, dada pela equação

(3.12).

$$p = \frac{\pi^2 \sigma^2}{8\sigma_y^2}$$

A partir daqui, a complicada equação (5.3) não será utilizada nesta análise, mas a

sua importância está em mostrar que existe uma dependência da deformação  $\varepsilon$  (ou da

deformação adimensional,  $\varepsilon/\varepsilon_y$ ), com relação a  $\left( \frac{a}{Y} \right)$ .

O último passo foi colocar  $\phi$  versus a deformação adimensional,  $\varepsilon/\varepsilon_y$ , para vários

valores de  $a/Y$ . Desta forma são obtidas, analiticamente, curvas de projeto CTOD ( Ver

figura 5.2). E isto é conseguido fazendo substituições entre as equações (5.2) , (5.3) e

(3.12).

Dentre as características mais importantes destas curvas, observa-se que para cada

relação de  $a/Y$  existe uma curva que representa a Curva de Projeto; também, é

importante notar que as relações entre  $\phi$  e  $\varepsilon/\varepsilon_y$  divergem de uma curva comum para

valores  $\varepsilon/\varepsilon_y$ , aproximadamente maiores de 0,5. Desta forma, são obtidas as curvas de

projeto CTOD analíticas.

Lembre-se que no uso do modelo de Dugdale uma placa infinita implica duas

suposições:

- (i) Condições de plano de tensões
- (ii) Comportamento elasto-perfeitamente plástico ( *no work hardening* ).

## 5.2.2 TEORIA E EXPERIÊNCIA : CURVA DE PROJETO CTOD EMPÍRICA

Simultaneamente à análise da curva analítica, Burdekin e Stone [19] realizaram testes experimentais em placas finitas para avaliar as curvas de projeto mostradas na figura 5.2. As experiências consistiram em tracionar estas placas até a fratura, e foram realizadas tanto com placas de aço quanto com placas de ligas de alumínio. As dimensões de cada placa era de 915x915x25 mm, com trinças no meio delas.

Em cada experiência foram medidas:

- (i) a deformação total na placa com trinça,  $\epsilon$ , através de *gage length*; como é mostrado na figura 5.1.

- (iii) o deslocamento da abertura na ponta da trinça,  $\delta$ , utilizando um COD-metro, que mede o afastamento na ponta da trinça segundo a rotação de uma lâmina fina, que é registrada por um voltmetro ligado a esta, [19].

Com estes valores, Burdekin e Stone [19] calcularam os seguintes parâmetros adimensionais:

$$(i) \quad \phi = \frac{\delta}{2\pi a \epsilon_y}$$

$$(iii) \quad \frac{\epsilon}{\epsilon_y}$$

Com o objetivo final de plotear pontos da curva experimental CTOD, demonstraram que estes são menores do que os teóricos e independentes de  $a/y$  (ver na figura 5.3).

O maior fator que explica a defasagem dos dados experimentais com os dados teóricos deve-se ao tipo de material; no caso dos valores teóricos, considerou-se o material *no work hardening*, razão pela qual esses valores têm um comportamento elasto-perfeitamente plástico. No caso dos valores experimentais, o material é *work hardening* e tem um comportamento diferente do outro.

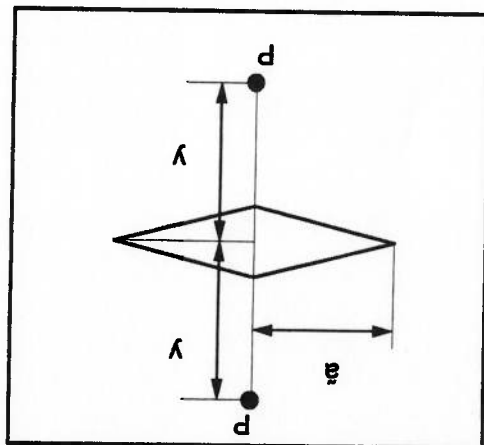


FIGURA 5.1 - Pontos P a uma distância "y" acima e abaixo do centro da Trinca, [19].

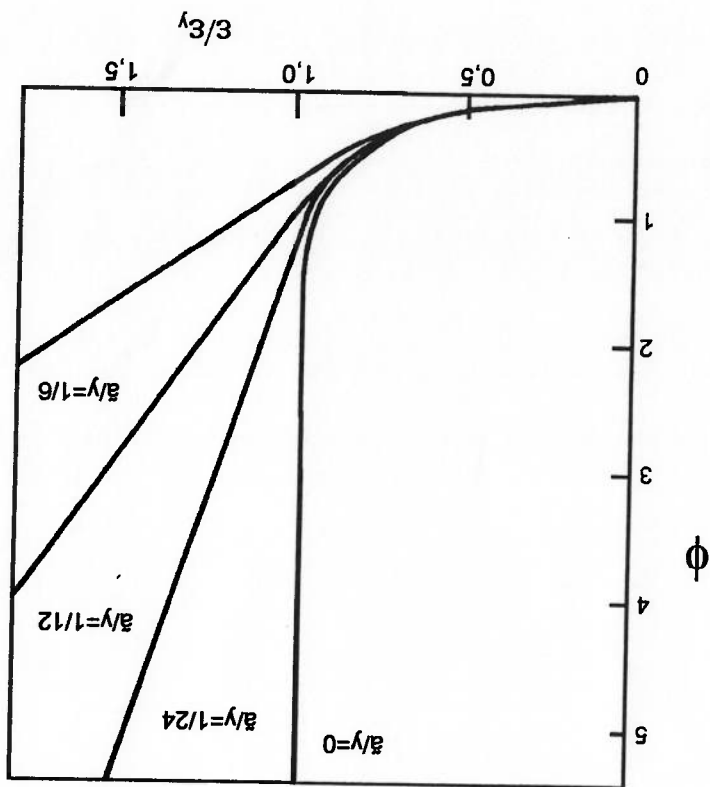


FIGURA 5.2 - Curvas analíticas de projeto CTOD para uma placa infinita com uma trinca no meio dela, [19].

Na experiência também se mostrou que nas chapas de aço, após uma quantidade de fluxo plástico que aconteceu ao longo do eixo X, um mecanismo de escoamento geral interveio com linhas de fluxo, difundindo-se a 45° de ambos os lados do eixo.

Similares observações tinham sido feitas em outros trabalhos por Gerberich [28]. Ver na figura 5.4.

Qualquer incremento na deformação total não só causa um incremento na zona plástica ao longo do eixo X, como também causa um incremento do tamanho do fluxo de linhas, até atingir o escoamento.

Uma vez que o fluxo plástico atingiu os extremos da placa, o incremento do CTOD na ponta da trinca foi igual ao incremento sobre a deformação total da placa, e existiram relações mais ou menos lineares entre  $\phi$  e  $\epsilon/\epsilon_y$  e independentes de  $\delta/y$ .

Uma vez que ocorreu o escoamento geral, o incremento de  $\epsilon/\epsilon_y$  tornou-se maior do que o incremento em  $\phi$ . Portanto, a Curva de Projeto analítica é imprópria para valores de  $\epsilon/\epsilon_y$  maiores do que 0,86, sendo, a sua aplicação limitada a valores de  $\epsilon/\epsilon_y$  menores a 0,86.

A Curva de Projeto analítica ao ser imprópria para valores de  $\epsilon/\epsilon_y$  maiores do que 0,86, obteve-se simplesmente desenhar uma curva acima da banda de resultados experimentais, como é apresentado na figura 5.3. Dessa maneira, foi obtida a Curva de Projeto CTOD empírica para valores de  $\epsilon/\epsilon_y$  maiores do que 0,86.

Posteriormente, Burdekin e Dawes [26] revisaram a Curva de Projeto e levantaram equações que tomaram as seguintes expressões:

$$\phi = \frac{\pi}{4} \ln \sec \left[ \frac{2\epsilon_y}{\pi} \right] \quad \text{para } \epsilon / \epsilon_y \leq 0,86 \quad (5.4a)$$

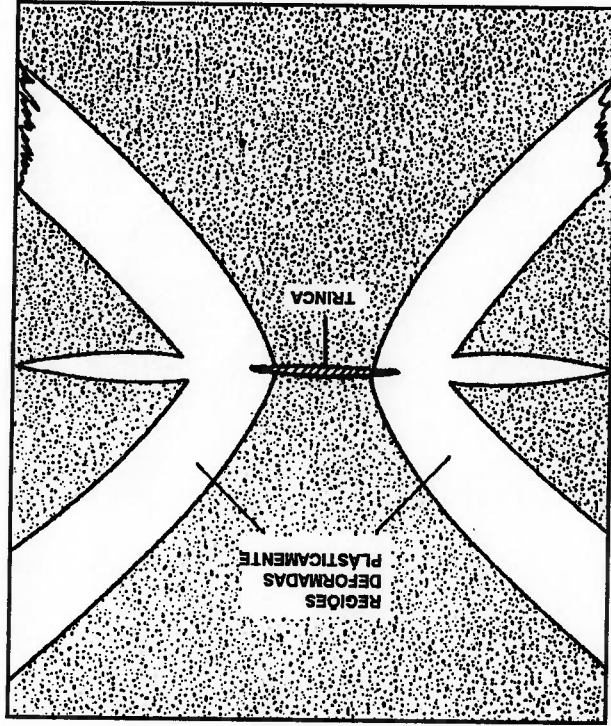
$$\phi = \frac{\epsilon}{\epsilon_y} - 0,25 \quad \text{para } \epsilon / \epsilon_y > 0,86 \quad (5.4b)$$

e



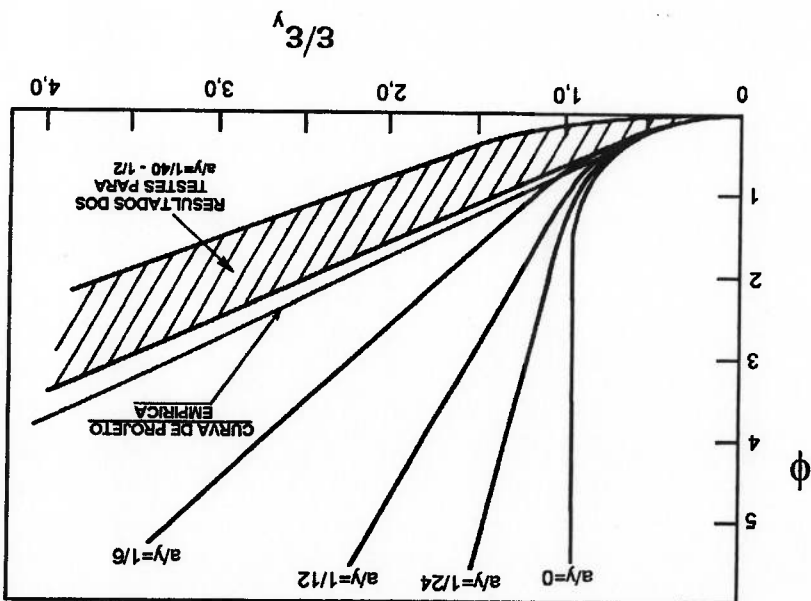
ampla, [19].

FIGURA 5.4 - Representação esquemática do fluxo das bandas em uma placa



[19].

FIGURA 5.3 - Comparação da curva analítica com a curva experimental CTOD,



### 5.2.3 CURVA DE PROJETO CTOD EMPÍRICA

Após Burdekin e Dawes [26] terem levantado as curvas de projeto CTOD ( 5.4a e 5.4b), Dawes [27] modificou ambas as curvas de forma de incrementar a sua segurança e fazê-las mais simples no manuseio, as quais, são apresentadas a seguir:

$$\phi = \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_y}\right)^2 \quad \text{para } \epsilon / \epsilon_y < 0,5 \quad (5.5a)$$

$$\phi = \frac{\epsilon}{\epsilon_y} - 0,25 \quad \text{para } \epsilon / \epsilon_y > 0,5 \quad (5.5b)$$

Considerações de dados experimentais e aspectos teóricos conduziram Dawes, [27] a reescrever as equações anteriores para a aplicação em trincas menores ( $a/W < 0,1$ ), com tensões menores do que a tensão de escoamento. Assim,  $\epsilon/\epsilon_y$ , é aproximadamente igual a  $\sigma/\sigma_y$ , pelo qual ao substituir nas equações anteriores obtêm-se:

$$\phi = \frac{E\delta}{E\delta_0} = \left(\frac{\sigma}{\sigma_y}\right)^2 \quad \text{para } \sigma / \sigma_y < 0,5 \quad (5.6a)$$

$$\phi = \frac{E\delta}{E\delta_0} = \frac{\sigma}{\sigma_y} - 0,25 \quad \text{para } \sigma / \sigma_y > 0,5 \quad (5.6b)$$

Amplas as equações apresentam três variáveis; a primeira é tensão,  $\sigma$ ; a segunda é o Deslocamento de Abertura na Ponta da Trinca,  $\delta$ ; e a terceira é o tamanho da trinca "a". Agora é possível calcular qualquer uma delas tendo duas. Por exemplo, se se tem a tensão e o tamanho da trinca  $a$ , pode-se calcular o deslocamento da abertura da trinca,  $\delta_{CAL}$ :

$$\delta_{CAL} = \frac{E}{2\pi a \sigma_y} \left(\frac{\sigma}{\sigma_y}\right)^2 \quad \text{para } \sigma / \sigma_y < 0,5 \quad (5.7a)$$

$$\delta_{CAL} = \frac{E}{2\pi a \sigma_y} \left(\frac{\sigma}{\sigma_y} - 0,25\right) \quad \text{para } \sigma / \sigma_y > 0,5 \quad (5.7b)$$

As duas equações anteriores são aplicadas a aços (incluindo aços inoxidáveis), ligas de alumínio, e principalmente as soldas.

Observações:

A tensão  $\sigma$  é substituída por  $\sigma_1$  quando se trata de estruturas soldadas, onde são consideradas a influência das tensões residuais. Em alguns dos casos há, também, influência de concentrações de tensões e Dawes [27] sugeriu, nesses casos, os seguintes valores para  $\sigma_1$ :

TABELA 5.1

VALORES DE TENSÕES EFETIVAS  $\sigma_1$

Localização	Condição	$\sigma_1$
Membrana	Tensões aliviadas	$\sigma_{app}$
Concentração de tensões	Tensões aliviadas	$Kt\sigma_{app}$
Membrana	As-welded	$\sigma_{app} + \sigma_R$
Concentração de tensões	As-welded	$Kt\sigma_{app} + \sigma_R$

A Curva de Projeto CTOD, apesar de sua origem semi-empírica e da sua inerente simplicidade, considera tensões residuais e concentração de tensões, tendo uma ampla aplicação em estruturas soldadas.

5.3 PROCEDIMENTO DE AVALIAÇÃO DE FALHA

5.3.1 DEFEITOS SUPERFICIAIS

A Curva de Projeto CTOD originalmente foi formulada sobre a base de um defeito passante através da parede em uma placa finita submetida a um campo de tensão. Mas, nas estruturas soldadas, geralmente existem defeitos planares e defeitos não planares.

Os defeitos planares, também denominados defeitos superficiais pela a sua própria característica geométrica, têm uma maior probabilidade de fratura do que os defeitos não planares, razão pela qual é necessária a sua análise.

Soluções elasto-plásticas não são disponíveis para analisar defeitos superficiais e Daves [27] propôs que nestas situações os parâmetros que governam a conduta da forma do defeito seriam similares a aqueles sob condições elasto-lineares.

Dessa maneira, é possível analisar um defeito superficial fazendo, porém, uma equivalência entre um defeito superficial e um defeito passante para utilizar a Curva de Projeto CTOD. É aqui que o conceito de trinca passante equivalente foi introduzido.

Para fazer a equivalência, consideram-se o fator de intensidade de tensões de uma placa com defeito passante através de parede ( equação 3.3) e o fator de intensidade de tensões de um defeito superficial (equação 3.5), como são apresentados na tabela 5.2.

TABELA 5.2

FATORES DE INTENSIDADES DE TENSÕES

Tipo de defeito	geometria do defeito	fator de intensidade de tensões
Defeito passante através da parede	comprimento $2a$ .	$K_I = \sigma\sqrt{\pi a}$
Defeito parcial superficial	comprimento $2c$ profundidade "a"	$K_I = \frac{\Phi_0}{M} \sigma\sqrt{\pi a}$

A condição de equivalência é dada substituindo o  $K_I$  da equação (3.3) na (3.5) e considerando o mesmo valor de  $\sigma$ , assim, tem-se:

$$a = \left(\frac{\Phi_0}{M}\right)^2 a \quad (5.8)$$

E dividindo ambos os lados pela espessura da placa B, tem-se:

$$\frac{a}{B} = \left(\frac{\Phi_0}{M}\right)^2 \frac{a}{B} \quad (5.9)$$

A equação tem uma grande importância neste trabalho, pelo fato de permitir fazer a equivalência de um defeito superficial a um defeito passante através da parede ou vice-versa; para isso basta conhecer o valor de  $\left(\frac{\Phi_0}{M}\right)$ .

Supõe-se que se tenha a geometria de um defeito superficial em que o comprimento é "2c" e a profundidade é "a" (caso típico dos defeitos na solda circumferencial de tubos) e o objetivo é calcular o comprimento do defeito passante "ã".

O primeiro passo é calcular  $\left(\frac{\Phi_0}{M}\right)$  utilizando as equações (3.6) e (3.7) com os

dados da geometria do defeito. Em seguida, substituindo-se na equação (5.9), calcula-se "ã/B", para, finalmente, obter-se ã.

Para diversos valores de "a/B" e de "a/2c" são determinados valores de "ã/B", utilizando-se as equações (3.6), (3.7) e (5.9). Os valores de "a/B" e de "ã/B" são representados graficamente, obtendo-se uma curva para um determinado "a/2c". A vantagem desta curva é que permite fazer, do modo mais simples, a equivalência entre "ã/B" e "a/B". Na figura 5.5, são apresentadas seis curvas deste tipo.

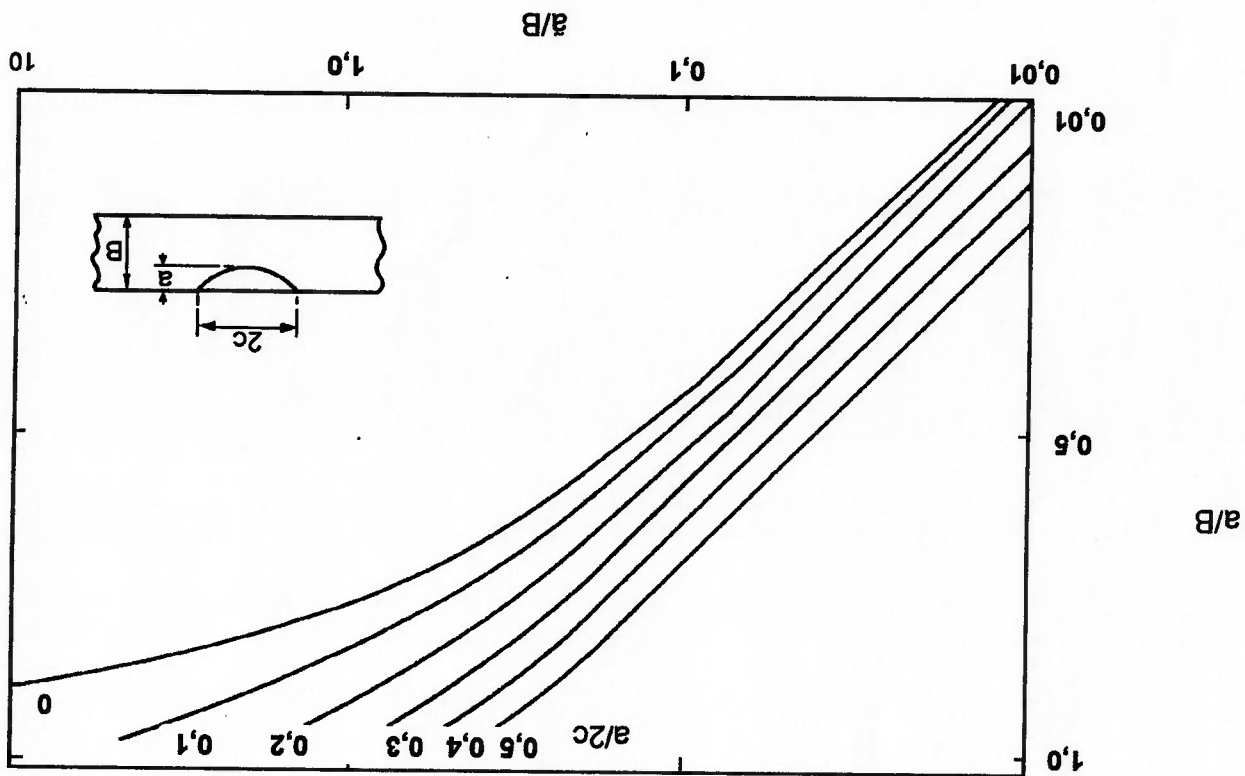


FIGURA 5.5 - Relações entre dimensões de um defeito superficial a um defeito equivalente através da parede.

### 5.3.2 AVALIAÇÃO DE FALHA NA SOLDA CIRCUNFERENCIAL

Em geral, são dois os mecanismos de falhas mais frequentes dos defeitos em uma solda circunferencial de polidutos: a fratura elasto-plástica e o colapso plástico. Outros mecanismos de falha como a corrosão sob tensão e a fluência são menos significativos.

Devido às próprias características de construção, os polidutos ficam sob a superfície, razão pela qual a fadiga geralmente não é considerada, apesar da existência de forças cíclicas. No modelo deste trabalho, a fadiga não será considerada.

O trabalho apresentará os fundamentos teóricos tanto do colapso plástico quanto da fratura elasto-plástica, para posteriormente utilizá-los no procedimento de avaliação da solda circunferencial.

#### 5.3.2.1 COLAPSO PLÁSTICO

A falha por colapso plástico pode ser identificada quando o ligamento remanescente experimenta uma tensão igual à tensão limite de resistência ao escoamento do material.

A análise é feita em uma placa infinita de espessura "B", que tem um defeito superficial de comprimento "2c" e de profundidade "a", submetida a uma tensão remota uniforme  $\sigma$  (ver figura 5.6). Aqui o ligamento remanescente tem uma área de:

$$A_{ue} = (B - a) * 2c \quad (5.10)$$

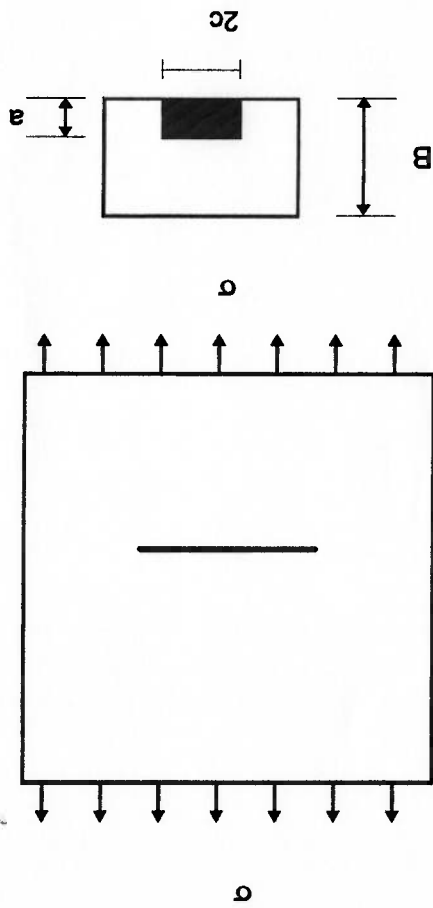
O efeito da profundidade do ligamento pode ser estimado por uma força de fechamento distribuída sobre a fase da trinca. Supondo que o ligamento se escoe, a força total de fechamento,  $F_c$ , é dada por:

$$F_c = (B - a) * 2c * \bar{\sigma} \quad (5.11)$$

onde  $\bar{\sigma}$  é a tensão limite de resistência à ruptura do material, cuja magnitude às vezes é calculada como uma média da tensão de escoamento e a tensão limite de resistência à tração (equação 5.12) ou simplesmente considera-se igual a  $1,1\sigma_y$ .

$$\bar{\sigma} = \frac{\sigma_y + \sigma_u}{2} \quad (5.12)$$

FIGURA 5.6- Representação esquemática de uma placa com um defeito superficial submetida a tensão uniforme.



Agora, se distribuimos a força de fechamento sobre a fase ( $2c^*a$ ) da trinca, dá-se a tensão de fechamento,  $\sigma_c$ , sobre uma equivalente trinca passante de:

$$\sigma_c = \tilde{\sigma} \left( 1 - \frac{a}{B} \right) \quad (5.13)$$

Nesta placa que contém uma trinca superficial, ao se aplicar uma tensão externa, a trinca vai crescendo e praticamente o ligamento restante suportará toda a tensão externa. Como o ligamento fica cada vez mais estreito, a tensão no ligamento aumentará até que ocorra falha por colapso plástico.

Willkowsky e Eiber [59] mostraram que a geometria do tubo tinha um efeito sobre o colapso plástico. Eles desenvolveram uma complexa relação empírica para prever a tensão de colapso em tubos.

Willoughby [60] propôs uma relação simplificada para descrever o colapso plástico na solda circumferencial de tubos. A relação tem um fator de segurança igual a dois sobre o comprimento ou sobre a profundidade e é apresentada a seguir:

$$\sigma_{st} = \tilde{\sigma} \left( 1 - 0,8 \frac{L^* a}{R_i^* B_i} \right) \quad \text{para} \quad \frac{B_i}{a} > 0,8 \quad (5.14)$$

onde:  $L$  é o comprimento,  $L=2c$ ;

$R_i$  é o raio do tubo;

$B_i$  é a espessura da parede do tubo;

$a$  é a profundidade do defeito;

$\sigma_{st}$  é a tensão no tubo na direção axial.

Esta equação aplica-se tanto à análise de defeitos superficiais, na superfície externa do tubo, quanto na superfície interna do tubo, no sentido circumferencial.

Pelo próprio caráter do colapso plástico, tensões residuais são consideradas iguais

a zero.



### 5.3.2.2 FRATURA ELASTO-PLÁSTICA

A avaliação de um defeito para se evitar fratura elasto-plástica está baseada na Curva de Projeto CTOD, por meio das equações (5.7a) e (5.7b).

$$\delta_{CAL} = \frac{E}{2\pi a \sigma_y} \left( \frac{\sigma_1}{\sigma_y} \right)^2 \quad \text{para } \sigma_1 / \sigma_y \leq 0,5$$

$$\delta_{CAL} = \frac{E}{2\pi a \sigma_y} \left( \frac{\sigma_1}{\sigma_y} - 0,25 \right) \quad \text{para } \sigma_1 / \sigma_y > 0,5$$

onde:

$a$  é a metade do comprimento tolerável de uma trinca passante;

$\delta_{CAL}$  é o CTOD calculado;

$$\sigma_1 = Kt\sigma_{ST} + \sigma_R;$$

$Kt$  é o fator de concentração de tensão igual a 1,3 para um mal alinhamento (*misalignment*) na junta dos tubos.

### 5.3.2.3 TENSÕES APLICADAS

Os defeitos em soldas circunferenciais são orientados circunferencialmente e, conseqüentemente, tensões axiais ao tubo são utilizadas na análise. A magnitude total dessas tensões ( $\sigma_1$ ) é a soma de tensões residuais da solda e de tensões próprias do poliduto em serviço.

As tensões próprias do poliduto são provocadas por pressões internas do fluido, por dilatações do tubo e por momentos fletores, devido ao assentamento do tubo à terra.

O valor da tensão própria do poliduto ( $\sigma_{ST}$ ) para fins de cálculo dos defeitos foi considerada como 0,9  $\sigma_y$  da solda, de acordo com McHenry, Read e Blegay [61]. Posteriormente, Carne e Harrison [58] tomaram  $\sigma_{ST}$  igual a  $\sigma_y$ .

O valor de tensão residual da solda foi considerado igual à tensão de escoamento segundo Carne e Harrison [58], apesar de apresentar magnitudes menores do que a tensão de escoamento ( ver figuras 2.6 e 2.7).

### 6.3.2.4 PROCEDIMENTO DE AVALIAÇÃO DE FALHA NA SOLDA CIRCUNFERENCIAL

Para garantir a segurança estrutural dos polidutos, um dos fatores principais é a qualidade dos materiais a serem utilizados. Portanto, surge a necessidade de uma seleção científica dos materiais de maneira a garantir que a fratura não ocorra.

Assim, o objetivo fundamental do procedimento é determinar o material mais adequado de solda circunferencial e, além disso, calcular os máximos defeitos toleráveis que este material possa agüentar sem ocasionar fratura.

A determinação do material mais adequado está baseada nas Curvas de Projeto CTOD e o cálculo dos máximos defeitos toleráveis está baseado no critério do Colapso Plástico.

Os máximos defeitos toleráveis são calculados segundo as dimensões do tubo. Para garantir que estes não ocasionem fratura é determinado o material mais adequado da solda de modo que agüente as mais severas tensões às quais, geralmente, o poliduto esta submetido.

Para o procedimento de avaliação de falha na solda circunferencial de polidutos, precisa-se dos seguintes dados:

- (i) Propriedades mecânicas da tubo e da solda, tais como: Tensão de Escamento; Valores críticos de CTOD; Módulo de Young.
- (iii) Geometria do tubo: diâmetro, espessura;
- (iiii) Condições de serviço: tensões atuantes,  $\sigma_1$ ; tensões residuais,  $\sigma_R$ ;

Na primeira parte do procedimento, utiliza-se o critério de colapso plástico, para calcular o máximo defeito tolerável em uma solda circunferencial específica, na qual são considerados o diâmetro e a espessura do tubo.

Fazendo um resumo, pode-se dizer que:

$$\sigma_{ST} = \sigma_Y \text{ e } \sigma_R = \sigma_Y.$$

considerando  $K_t = 1,3$  obtém-se

$$\sigma_1 = 2,3 \sigma_Y, \text{ valor utilizado nos cálculos.}$$

Na segunda parte, calcula-se, para este defeito, o CTOD mínimo requerido,  $\delta_{CAL}$ , que a solda terá que ter para não falhe por fratura, utilizando as curvas de projeto CTOD e os dados acima mencionados.

Se o  $\delta_{CAL}$  for menor que  $\delta_{CRIT}$ , o máximo defeito tolerável não ocasionará falha, nem por fratura e nem por colapso plástico, portanto, o material será capaz de resistir a defeitos menores sem a preocupação de falha na estrutura; caso contrário, a estrutura pode falhar e será necessário procurar um outro material com maior  $\delta_{CRIT}$ .

O procedimento de avaliação explicado anteriormente é apresentado de forma esquemática em um diagrama de blocos auto-explicativo na figura 5.7.

O cálculo do máximo defeito tolerável significa determinar a profundidade e o comprimento. A máxima profundidade tolerável do defeito varia segundo a espessura do tubo. Assim, segundo Carne e Harrison [58], esta terá um valor máximo de 3,5mm quando a espessura for maior ou igual a 10 mm. Quando a espessura (comumente apresentada nas tubulações secundárias dos polímeros) for menor que 10 mm, a profundidade será menor do que 3,5 mm e será calculada com a seguinte relação:

$$a = B \left( \frac{3,5}{10,0} \right) \quad (5.15)$$

Para calcular o máximo comprimento tolerável, utiliza-se a equação (5.14) do critério do colapso plástico, que relaciona as tensões com a espessura e com o comprimento do tubo. As duas tensões que tem esta equação são a tensão aplicada no polímero ( $\sigma_{ST}$ ) e a tensão limite de resistência à ruptura da solda ( $\tilde{\sigma}$ ). Segundo Carne e Harrison [58], os valores destas tensões, para o cálculo do comprimento do defeito, são:

$$\frac{\sigma_{ST} = \sigma_Y}{\tilde{\sigma} = 1,1 \sigma_Y}$$

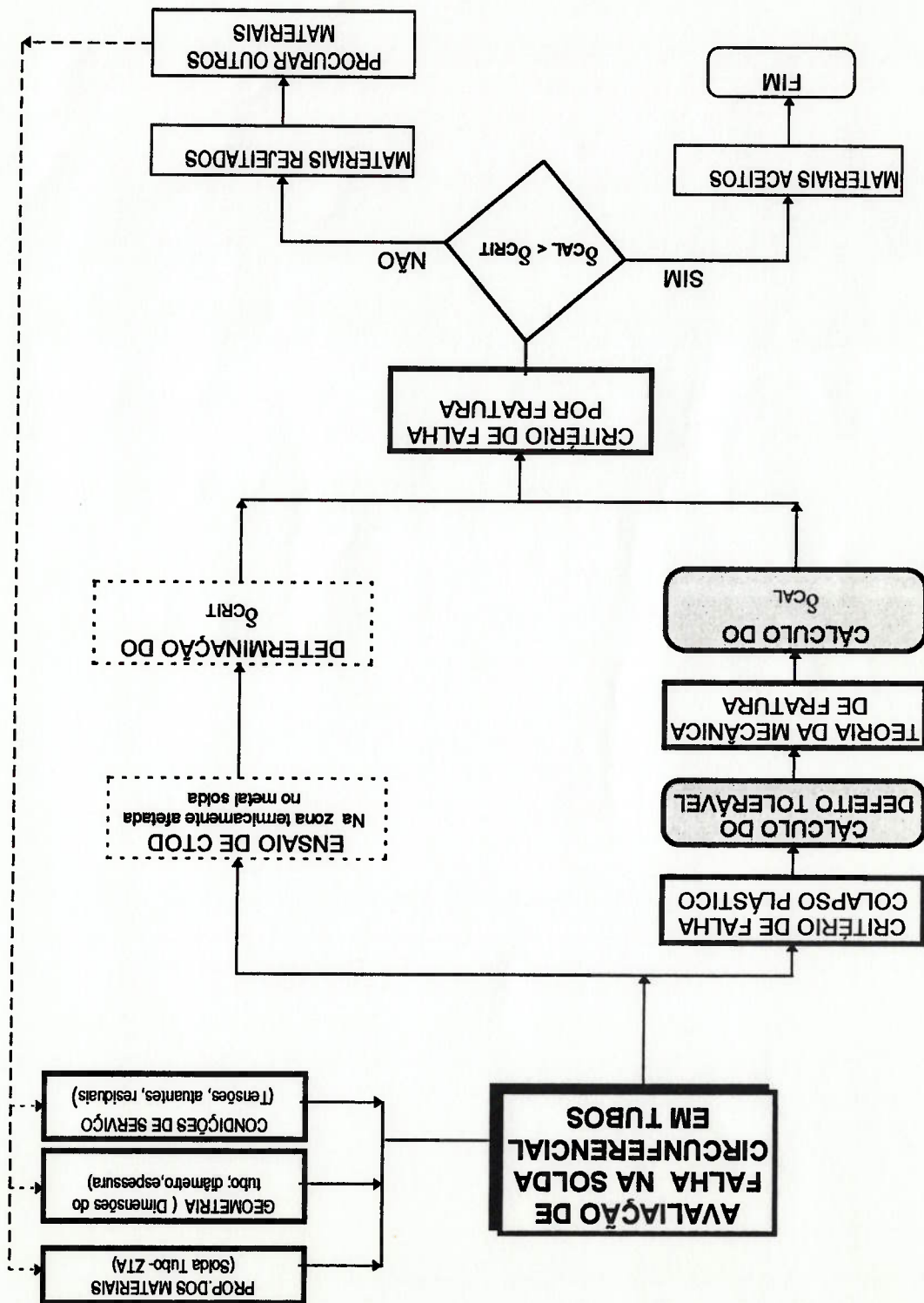


FIGURA 5.7 Representação esquemática em um diagrama de blocos para a avaliação de falha da solda circunferencial de polidutos.

Substituindo estas tensões na equação (5.14), tem-se:

$$\sigma_{st} = \sigma \left( 1 - 0,8 \frac{R_1 * B_1}{L * a} \right)$$

$$\sigma_y = 1,1 \sigma_y \left( 1 - 0,8 \frac{R_1 * B_1}{L * a} \right) \quad (5.16)$$

A equação (5.16) é a equação fundamental para o cálculo do comprimento para qualquer diâmetro e espessura de tubo. Podem-se observar duas coisas sobre a equação; a primeira é que não existe dependência entre o tamanho do defeito com o tipo de material, mas sim com as dimensões do tubo. A segunda, é que o critério de colapso plástico, pelo seu próprio caráter, não considera a tensão residual da solda circunferencial.

Uma vez calculado o máximo defeito tolerável, o processo seguinte é calcular o CTOD mínimo requerido,  $\delta_{CAL}$ , que o material da solda terá que garantir que este defeito não frature a solda circunferencial. Desta forma, é determinado o material mais adequado da solda.

O cálculo do CTOD mínimo requerido,  $\delta_{CAL}$ , baseia-se na teoria elasto-plástica e nas equações (3.6) e (3.7) de Newman, prosseguindo os seguintes passos:

- (i) Cálculo da relação  $a/B_1$ ;
- (ii) Cálculo da relação  $a/2c$  (  $a/L$  );
- (iii) obtenção de  $a/B_1$  das equações (5.9), (3.6) e (3.7);
- (iv) cálculo do  $\delta_{CAL}$  da equação (5.7b).

No próximo capítulo será apresentado um exemplo ilustrativo utilizando este procedimento de avaliação da falha na solda.

## CAPÍTULO VI

# AValiação DA SOLDa CIRCUNFERENCIAL NO GASODUTO BOLÍVIA - BRASIL

### 6.1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo será feita uma descrição das principais características do gasoduto Bolívia-Brasil e, para a avaliação das soldas circunferenciais, é realizada a soldagem de corpos de prova, de maneira semelhante às técnicas e procedimentos utilizados na soldagem circunferencial de polímeros, com o objetivo de mostrar os defeitos mais frequentemente apresentados na solda circunferencial.

Na última parte do capítulo, será apresentada uma aplicação numérica do procedimento no Gasoduto Bolívia-Brasil.

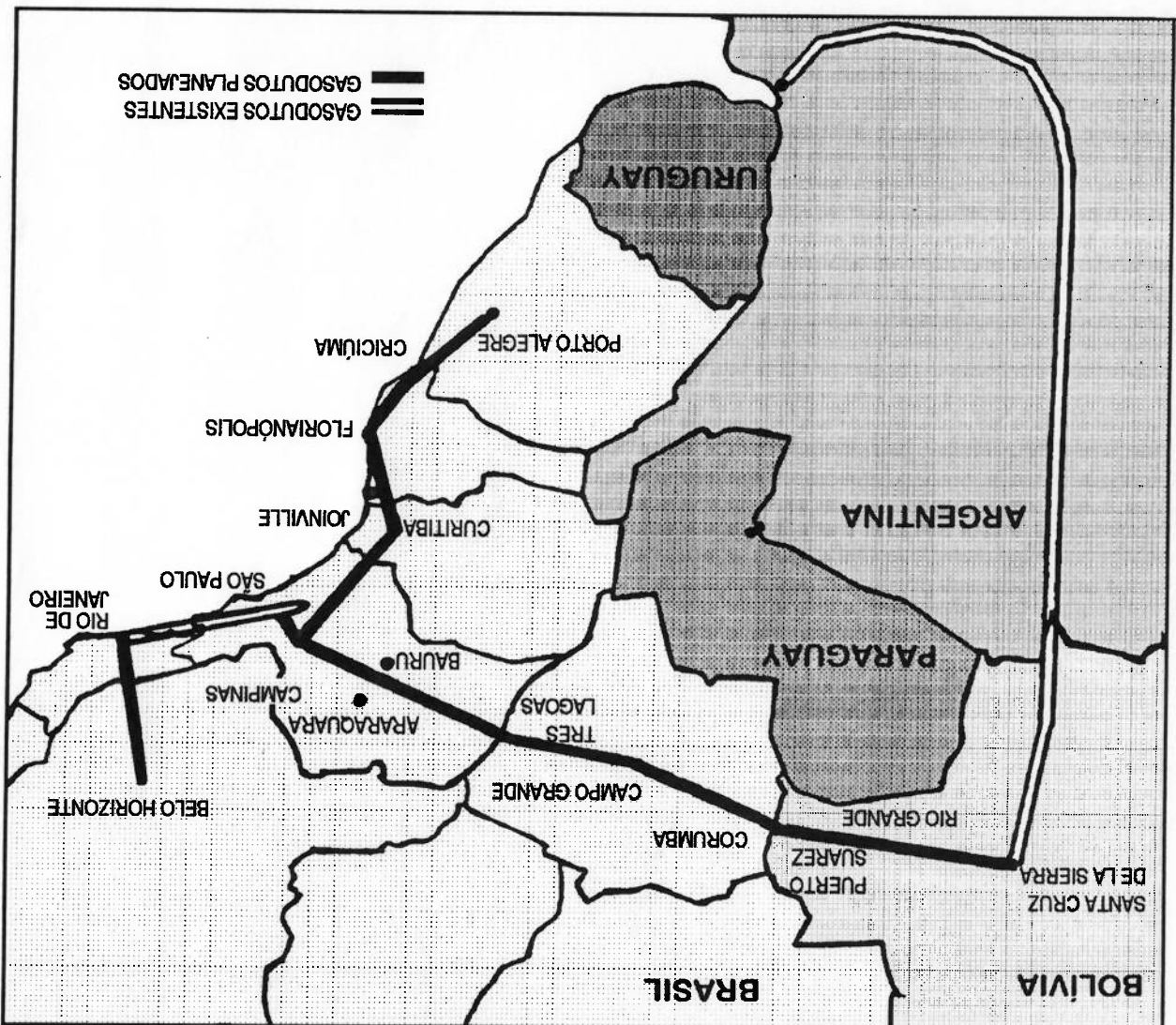
### 6.2 GASODUTO BOLÍVIA - BRASIL

Os estudos para reavaliar o consumo de energia no Brasil na década de 90 mostraram a importância do uso do gás natural. Eles identificaram a possibilidade de aumentar a participação do gás natural no consumo de energia primária de 2% em 1990 a 10% no ano 2000 e 12% em 2010.

Análises regionais de oferta e demanda de gás natural concluíram que, nas regiões Sul e Sudeste do Brasil, será necessário completar o suprimento doméstico com importações. As análises das possíveis alternativas demonstraram que a Bolívia tem as melhores condições para ser a primeira fonte para este gás natural complementar.

Para trazer o gás boliviano até a fronteira, assim como para transportar aos mercados das regiões Sul e Sudeste do Brasil, será necessária a construção de uma rede de infraestrutura de transporte. As rotas dos novos gasodutos foram escolhidas de maneira a alcançar os maiores mercados. Um mapa do traçado do gasoduto é apresentado na figura 6.1.

FIGURA 6.1- Traçado do gasoduto Bolívia-Brasil.



Estão previstos investimentos totais de US\$ 2 bilhões para a construção do gasoduto. No acordo com a Bolívia, o Brasil se compromete a importar, a partir de 1999, 8 milhões de metros cúbicos diários de gás natural. Em uma segunda etapa, esse volume passará para 16 milhões de metros cúbicos por dia.

O projeto conceitual do Gasoduto Bolívia-Brasil determinou a alternativa mais vantajosa para o empreendimento, tanto do ponto de vista técnico quanto do econômico. Na tabela 6.1, são apresentadas as características principais do mesmo.

Com respeito à espessura da tubulação, esta variará segundo o tipo de terreno pelo qual atravessa. De uma forma geral, o tipo de terreno pode ser classificado em quatro tipos, [65]:

- (i) Terreno argiloso ou argilo/arenoso;
- (ii) Terreno com pedregulho;
- (iii) Terreno com matacões;
- (iv) Terreno rochoso.

Os valores de espessura fornecidos pela Petrobrás e apresentados (tabela 6.1) são valores representativos para cada seção de tubulação, e serão utilizados neste trabalho para o cálculo dos máximos tamanhos de defeitos toleráveis e para determinar o material da solda mais adequado para a soldagem circumferencial do Casoduto Bolívia-Brasil.

O material utilizado no tubo, como já foi mencionado no capítulo 4, é o API 5LX-Crau 70 do tipo Perlitá-Reduzida, cujas características mecânicas e químicas são apresentadas na tabelas 4.1 e 4.4.



**CARACTERÍSTICAS TÉCNICAS PRINCIPAIS DO GASODUTO BOLÍVIA-BRASIL**

**TABELA 6.1**

Seção	Pressão Max (MPa)	Diâmetro (mm)	Espessura (mm)	Extensão (km)	N. Plantas de Compressão	Potência (KW)
Rio Grande/Puerto Suarez	97,90	812,80	10,31	563	4	37548
Corumbá/Campinas	97,90	812,80	10,31	1249	10	93870
Campinas/Guararema	73,67	609,60	6,45	153	0	0
Campinas/Curitiba	73,67	609,60	8,59	431	0	0
Curitiba/Florianópolis	73,67	508,00	6,35	197	1	6436
Florianópolis/Curitiba	73,67	457,20	6,35	228	1	3620
Criciúma/Porto Alegre	73,67	406,40	5,56	250	0	0
R. Janeiro/B. Horizonte	68,95	406,40	6,35	356	1	7509
<b>Total Brasil</b>				<b>2854</b>	<b>13</b>	<b>111435</b>
<b>Total Bolívia</b>				<b>563</b>	<b>4</b>	<b>37548</b>
<b>Total</b>				<b>3417</b>	<b>17</b>	<b>148983</b>

Fonte: CASB/Petrobras

### 6.3 DEFEITOS NA SOLDA DE CORPOS DE PROVA

Uma vez determinadas as características mais importantes do gasoduto Bolívia-Brasil, foi realizada, através de experiências em pequenos corpos de prova, uma análise dos tipos e tamanhos de defeitos que geralmente se apresentam na solda circumferencial de polidutos. As experiências foram realizadas na fábrica de tubos CONFAB em São Paulo.

A seleção dos materiais e procedimentos de soldagem foi realizada de forma a simular condições semelhantes às da soldagem circumferencial no campo de polidutos. Para a experiência deste trabalho, foram soldadas chapas de aço API 5LX 60 com o processo manual ao arco elétrico utilizando eletrodos E6010 e E7010G, apesar do gasoduto Bolívia-Brasil utilizar chapas API 5LX 70. Isto não chega a atrapalhar a pesquisa, pelo fato de que em ambos os casos, a solda circumferencial apresenta defeitos comuns que são de interesse neste trabalho.

### 6.3.1 CORPOS DE PROVA

O material das chapas é da série API 5LX60 do tipo Perlitica Reduzida, cujas características tanto mecânicas quanto químicas são apresentadas nas tabelas 4.1 e 4.4. As dimensões de cada chapa a ser soldada são dadas na tabela 6.2.

TABELA 6.2

### DIMENSÕES DAS CHAPAS

# de experiência	dimensões [mm]
1	300x155x14
2	300x200x16
3	300x150x14
4	287x200x16
5	300x150x14

Foram feitas cinco experiências, cada uma consiste na soldagem de duas chapas. A soldagem é realizada pelo processo manual ao arco elétrico com eletrodos celulósicos: E 6010 e E 7010G.

O eletrodo E 6010 apresenta boas características de estabilidade de arco e pouca escória que se adere facilmente nos lados da junta. Permite o uso de boas velocidades de soldagem sem problemas de mordeduras. Proporciona qualidade aos raios X. É recomendado para a soldagem na vertical descendente.

O eletrodo celulósico E7010G é de fácil operação com o arco que proporciona mínimas mordeduras contínuas. Apresenta pouca interferência de escória, pode ser usado nos passes de enchimento e cobertura. E, também, é recomendado para a soldagem na vertical descendente.

### 6.3.2 JUNTAS

Para a soldagem das chapas e dos tubos nos políodos, os seus extremos são usinados até obter um perfil de junta normalizada, antes de se realizar a soldagem. A geometria da junta está normalizada sob a API 1104 *Standard for Welding Pipelines and Related Facilities* [3], cujo formato foi apresentado na figura 4.7a.

### 6.3.3 SOLDAGEM

Uma vez feita a usinagem das chapas, procede-se a sua montagem, a sua limpeza e, finalmente, a soldagem. Durante a montagem, para garantir uma separação constante de 3,25 mm entre as chapas principais, estas precisam ser fixadas nos seus extremos por mais duas chapinhas menores ( figura 6.2).

Além dessas, precisam-se de mais duas que são soldadas transversalmente na parte posterior das chapas principais, para garantir que a contração da solda no resfriamento não realize movimentos relativos e que provoquem deformações das chapas principais ( figura 6.3).

FIGURA 6.3 - Suportes das chapas principais.

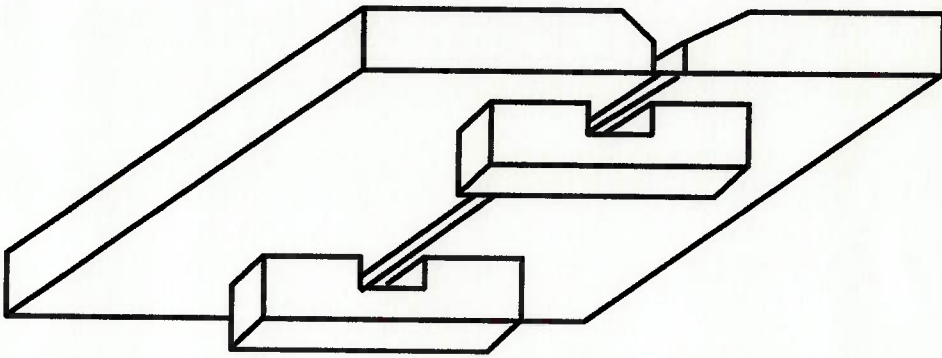
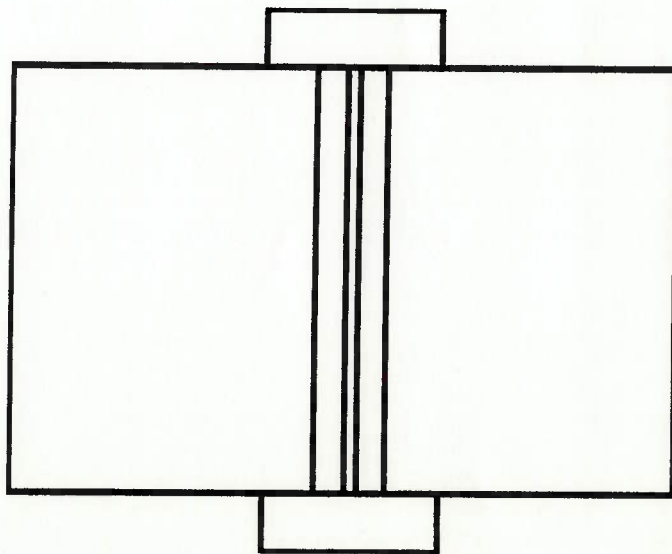


FIGURA 6.2 - Separadores das chapas principais.



Após a montagem, é realizada a soldagem na posição vertical descendente. O primeiro passe utiliza o eletrodo E 6010, cujo diâmetro é de 3,25 mm. O segundo passe utiliza o eletrodo E7010C de 4 mm de diâmetro. Os seguintes passes de enchimento e cobertura também utilizam o mesmo eletrodo, mas com um diâmetro de 5 mm.

Tendo em vista evitar defeitos na soldagem tais como: falta de fusão, falta de penetração e contaminação de hidrogênio à metal solda, as superfícies a serem soldadas devem ser isentas de materiais estranhos, tais como óleo, poeiras e outros materiais deletérios.

Além desses cuidados, é importante se limpar as escórias após de cada passe realizado com um escova, evitam-se assim defeitos internos na solda como porosidade e inclusão escória.

#### **6.3.4. ESPECIFICAÇÃO DO PROCESSO DE SOLDAGEM NA EXPERIÊNCIA**

Três das cinco experiências foram soldadas em chapas de 14mm de espessura. As outras duas foram soldadas em chapas de 16 mm. As especificações da soldagem em ambos os casos foram similares e são apresentadas a seguir:

- A) PROCESSO: Soldagem Manual ao arco elétrico;
- B) MATERIAL: API X60 tipo Perlitica Reduzida;
- C) DESENHO DA JUNTA: V Simples 30°;
- D) CARACTERÍSTICA DE SOLDAGEM: Polaridade Positiva;
- E) POSIÇÃO: Vertical descendente;
- F) LIMPEZA: Preparar (aplainar) o passe de raiz se este for muito convexo. Escova rotativa para todos os outros passes.

Detalhes das características de soldagem, tais como: diâmetro do eletrodo, corrente, tensão, velocidade de soldagem, são apresentadas na tabela 6.3.

## CARACTERÍSTICAS DE SOLDAGEM

TABELA 6.3

Passo	Diâmetro do eletrodo (A)	Tensão (V)	Tipo de eletrodo	Velocidade cm/seg
1	3,25	25-30	E6010	0,5
2	4	25-30	E7010C	0,5
3	5	25-30	E7010C	0,5
4	5	25-30	E7010C	0,5
5	5	25-30	E7010C	0,5

Notas:

Passo 3: no passe de enchimento foram utilizados 3 a 4 cordões.

Passo 4: também foram utilizados de 3 a 4 cordões.

Passo 5: para o passe de cobertura foram utilizados 4 cordões.

Todas as experiências têm, basicamente, o procedimento de soldagem similar ao anterior. Somente quando a espessura é de 16 mm é que são necessários mais 2 ou 3 cordões.

## 6.3.5 AVALIAÇÃO DOS DEFEITOS

Para a avaliação dos defeitos da soldagem são utilizadas geralmente três tipos de inspeções, que são: inspeção visual; inspeção por raios X; inspeção de ultrassom. Neste trabalho foram utilizadas apenas a inspeção visual e a inspeção de raios X, tendo sido determinados os seguintes defeitos das cinco chapas.

- 1.- Falta de penetração;
- 2.- Falta de fusão;
- 3.- Porosidade;
- 4.- Concavidade;
- 5.- Inclusão escória;
- 6.- Excessiva penetração.

Da inspeção visual foram determinados os seguintes defeitos: falta de penetração, falta de fusão, concavidade e excessiva penetração. Da inspeção com raios X, foram determinados porosidades, inclusão escória e foram conferidas a presença da falta de penetração, falta de fusão e concavidade.

Na tabela 6.4, são apresentados esses defeitos nas respectivas chapas e, na tabela 6.5, são apresentadas as suas medidas. O máximo valor da profundidade dos defeitos superficiais na experiência é de 1,5 mm aproximadamente.

Na figura 6.4, é apresentada uma fotografia mostrando as chapas soldadas pelo processo ao arco elétrico com eletrodos na posição vertical descendente.

Nas figuras 6.5 e 6.6, são apresentadas fotografias com os dois tipos de defeitos mais comuns que existem na soldagem em políditos. A primeira fotografia apresenta em detalhe a falta de penetração e a segunda apresenta uma falta de fusão.

Nas figuras 6.7 e 6.8, são apresentadas mais duas fotografias mostrando detalhes dos defeitos. A primeira mostra uma falta de penetração e a segunda mostra uma concavidade.

Uma vez já determinados os tipos e tamanhos de defeitos, tabela 6.5, observa-se que os maiores defeitos são a falta de penetração e a falta de fusão. Estes defeitos, pela sua própria característica geométrica dão maior probabilidade de fratura que a porosidade e a inclusão escória. Razão pela qual se deve dar a estes uma maior importância na análise da fratura na solda.

**TIPOS DE DEFEITOS NAS CHAPAS**

**TABELA 6.4**

Tipo de defeito	Chapa #1	Chapa #2	Chapa #3	Chapa #4	Chapa #5
1.- Falta de penetração	XXXX <sup>a,b</sup>	XXXX <sup>a,b</sup>	XXXX <sup>a,b</sup>	XXXX <sup>a,b</sup>	XXXX <sup>a,b</sup>
2.- Falta de fusão	XXXX <sup>a,b</sup>	XXXX <sup>a,b</sup>	XXXX <sup>a,b</sup>	XXXX <sup>a,b</sup>	XXXX <sup>a,b</sup>
3.- Porosidade		XXXX <sup>b</sup>	XXXX <sup>b</sup>	XXXX <sup>b</sup>	
4.- Concavidade interna	XXXX <sup>a,b</sup>	XXXX <sup>a,b</sup>	XXXX <sup>a,b</sup>		XXXX <sup>a,b</sup>
5.- Inclusão escória		XXXX <sup>b</sup>	XXXX <sup>b</sup>	XXXX <sup>b</sup>	
6.- Excessiva penetração	XXXX <sup>a,b</sup>				

a: Defeito detectado pela inspeção visual  
b: Defeito detectado pela inspeção de Raios X

**MEDIDAS DOS DEFEITOS NAS CHAPAS**  
(mm)

**TABELA 6.5**

Tipo de defeito	Chapa #1	Chapa #2	Chapa #3	Chapa #4	Chapa #5
Falta de penetração	0	140	0	0	10
Falta de fusão	0	62	25	29	170
Poros	0	0	15	10	0
Concavidade	6	0	19	0	14
Inclusão escória	0	0	15	20	0
Excessiva penetração	70	0	0	0	0



FIGURA 6.4 - Chapas de aço carbono API X60 soldadas pelo processo ao arco elétrico.

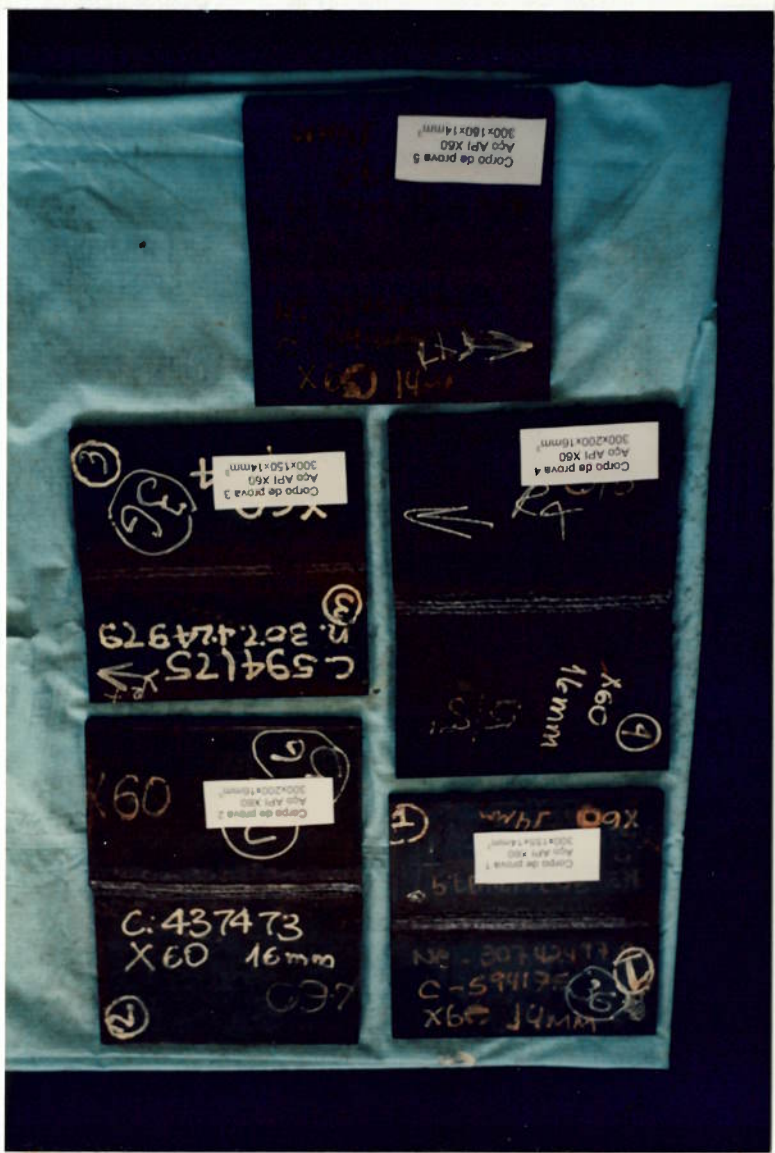


FIGURA 6.6- Detalhe da solda da chapa # 5 mostrando uma falta de fusão.

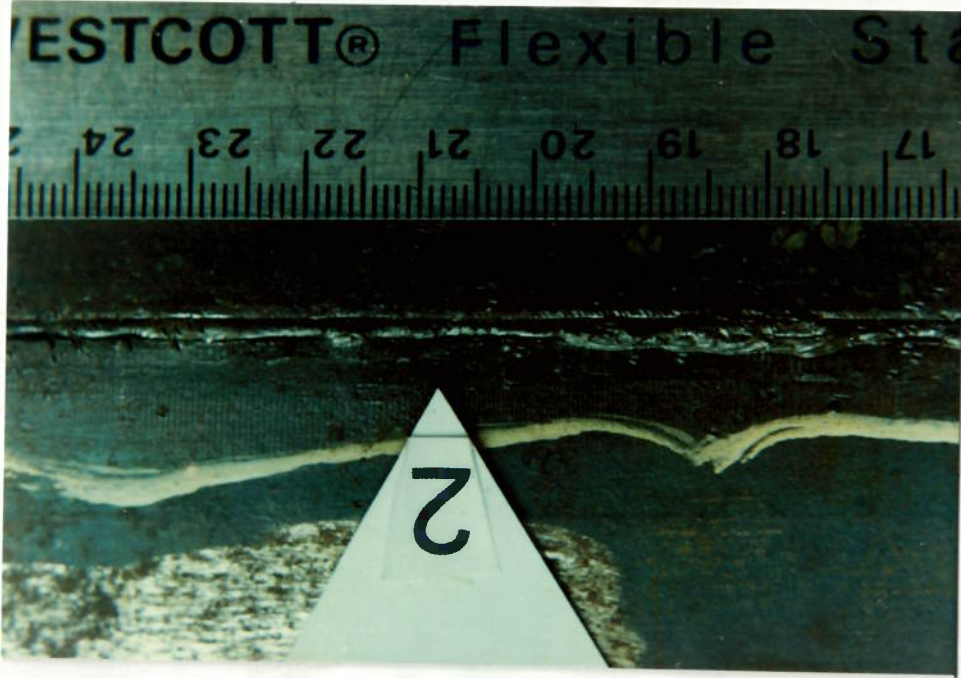
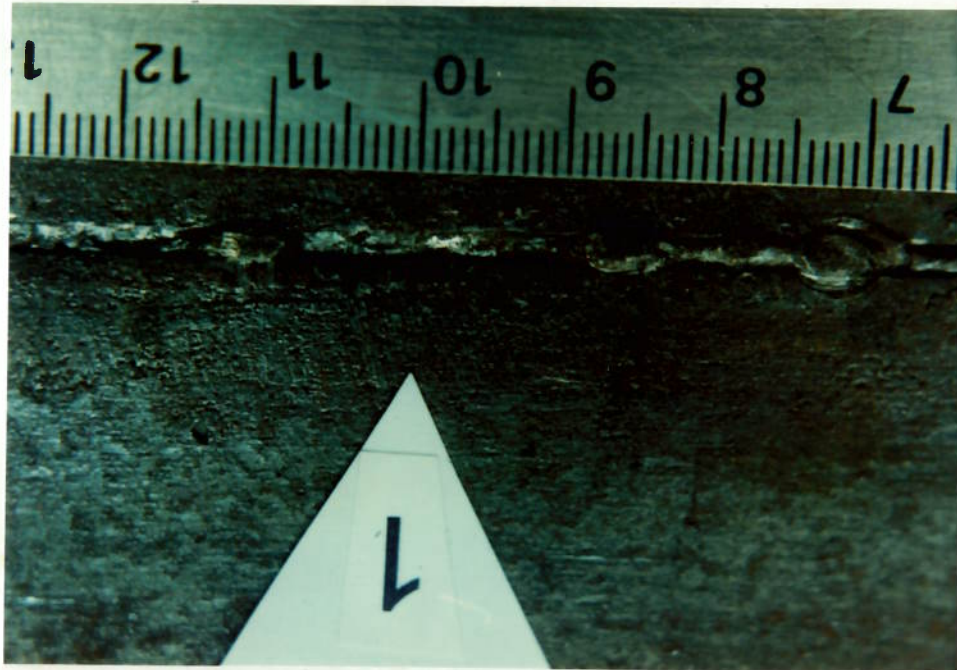


FIGURA 6.5- Detalhe da solda da chapa # 2 mostrando uma falta de penetração.



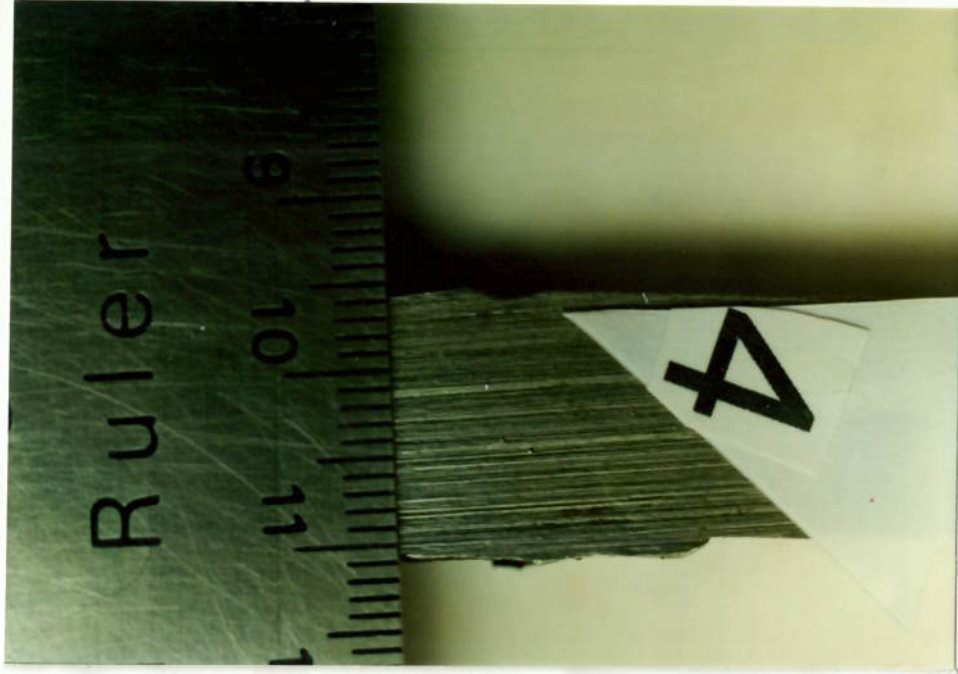


FIGURA 6.8- Detalhe da solda da chapa # 5 mostrando uma concavidade.

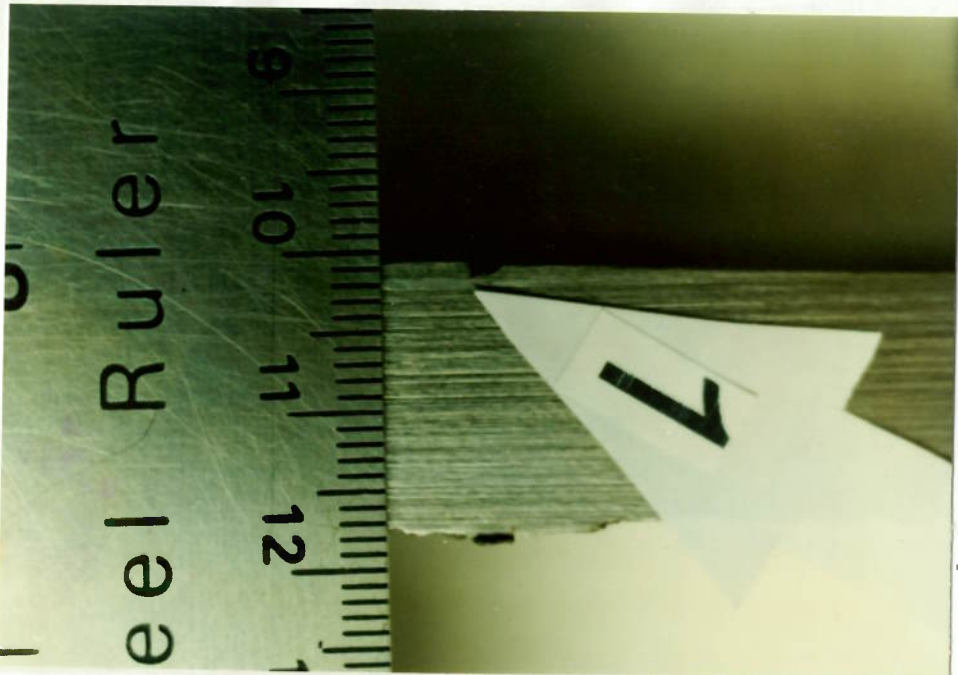


FIGURA 6.7- Detalhe da solda da chapa # 2 mostrando uma falta de penetração.

#### 6.4 AVALIAÇÃO DE FALHA NA SOLDA CIRCUNFERENCIAL

A avaliação de falha na solda circunferencial em tubos do gasoduto Bolívia-Brasil está de acordo com o procedimento mostrado na figura 5.7. Para uma maior compreensão do procedimento é feita uma pequena revisão dos principais conceitos para depois aplicá-los no gasoduto Bolívia-Brasil.

Na primeira parte do procedimento, é realizada a análise do colapso plástico para calcular a profundidade e o comprimento do defeito tolerável. O passo inicial é calcular a máxima profundidade do defeito de acordo com o item 5.3.2.4. O seguinte passo, é calcular, com o valor da máxima profundidade, o máximo comprimento tolerável do defeito, "L", utilizando a equação 5.16.

Quando se considera um tubo com uma espessura  $B_t$  maior ou igual que 10 mm, a máxima profundidade tolerável será de 3,5 mm, de acordo com Carne e Harrison [58] e o máximo comprimento tolerável será obtido substituindo a máxima profundidade e o diâmetro do tubo na equação 5.16.

Assim, substituindo-se a profundidade  $a=3,5$  mm na equação 5.16, obtém-se outra equação mais simples para calcular o máximo comprimento tolerável do defeito, como é mostrado na equação 6.1.

$$L = 0,0162 * D_t * B_t \quad (6.1)$$

Deve-se lembrar que esta equação é válida para qualquer tubo com uma espessura maior ou igual que 10mm.

Como exemplo numérico, considera-se um poliduto com um tubo de diâmetro  $D_t = 812,80$ mm (32 pol) e espessura  $B_t = 10,31$ mm (0,406 pol), e calcula-se o máximo comprimento tolerável utilizando a equação (6.1), cujo valor obtido é  $L=135,76$  mm (5,34 pol). Neste exemplo, a máxima profundidade será  $a=3,5$ mm, já que a espessura  $B_t=10,31$ mm é maior a 10mm.

Quando a espessura do tubo seja menor que 10 mm, a máxima profundidade

será calculada com a equação (5.15).

Substituindo "a", da equação (5.15), na equação (5.16), obtêm-se uma outra equação, para calcular o máximo comprimento tolerável do defeito, como é mostrado

na equação 6.2.

(6.2)

$$L = 0,1623 \cdot D_t$$

Esta equação é válida para qualquer tubo com uma espessura menor que 10mm.

Na segunda parte do procedimento, é utilizada a curva de projeto CTOD para

calcular o CTOD mínimo requerido  $\delta_{CAL}$  e garantir que a fratura elasto-plástica não

ocorra para o defeito calculado pelo critério de colapso plástico. Desta forma, o valor

do  $\delta_{CAL}$  é otimizado para assegurar que um mesmo tamanho de defeito seja tolerado,

tanto no colapso plástico quanto na fratura elasto-plástica.

Para calcular o  $\delta_{CAL}$  de um defeito na solda circumferencial de polidutos, é preciso

ter os dados da tabela 6.6 e seguir os procedimentos apresentados na tabela 6.7.

Por exemplo, para um defeito -na solda circumferencial, realizada com eletrodos

E8010C- com uma profundidade  $a = 3,5$  mm e com um comprimento  $L = 135,76$  mm,

o  $\delta_{CAL}$ , obtido é de 0,233 mm.

Com o valor de  $\delta_{CAL} = 0,233$  mm, garante-se que a solda não ocasionará fratura

para qualquer defeito menor que  $L = 135,76$  mm e  $a = 3,5$  mm.

O material de solda mais adequado deverá ter um  $\delta_{CRIT}$  maior que o  $\delta_{CAL}$  de

0,233mm, para que não ocorra fratura com qualquer defeito com dimensões iguais ou

menores que  $L = 135,76$  mm e  $a = 3,5$  mm.

**DADOS DE ENTRADA PARA O CÁLCULO DE  $\delta_{CAL}$**

**TABELA 6.6**

DIMENSÕES DO TUBO	
Aço carbono API X70:	
Tensão de escoamento..... $\sigma_{yt}=483$ MPa (70 ksi)	
Diâmetro..... $D_t=812,80$ mm (32 pol)	
Espessura..... $B_t=10,31$ mm (0,406 pol)	
DIMENSÕES DO DEFEITO	
TOLERÁVEL	
Profundidade..... $a=3,5$ mm	
Comprimento..... $L=2c=135,76$ mm	
PROPRIEDADES	
MECÂNICAS DA SOLDA	
Eletrodo celulósico E8010G:	
Tensão de escoamento..... $\sigma_y=480$ MPa	
Módulo de Young..... $E=208229$ MPa	
TENSÃO TOTAL	
APLICADA	
Tensão total aplicada..... $\sigma_1=2,3 \times \sigma_y=1104$ MPa	

**AValiação NUMÉRICA**

**TABELA 6.7**

OPERAÇÕES DE CÁLCULO	RESULTADOS
Calcular as relações: $a/B_t$ e $a/2c$	$a/B_t=0,34$ ; $a/2c=0,027$
Calcular a relação $\bar{a}/B_t$ baseada nas equações (5.9), (3.6) e (3.7)	$\bar{a}/B_t=0,886$
Calcular o valor de $\bar{a}$	$\bar{a}=9,136$
Calcular o $\delta_{CAL}$ da equação (5.7b)	$\delta_{CAL}=0,233$ mm

Aplicando o procedimento anterior, no gasoduto Bolívia-Brasil, são determinados os máximos tamanhos de defeitos e os valores de  $\delta_{CAL}$ , estes últimos para o processo manual ao arco elétrico (MMA) e para o processo automático (MAG). Os resultados são apresentados na tabela 6.8.

TABELA 6.8

RESULTADOS PARA O GASODUTO BOLÍVIA-BRASIL

Tubulações	Dimensões do tubo			Dimensões do defeito			CTOD		
	D <sub>i</sub> [mm]	B <sub>i</sub> [mm]	a [mm]	L [mm]	$\delta_{CAL}$ [mm]	$\delta_{CRIT}$ [mm]	$\delta_{CAL}$ [mm]	$\delta_{CRIT}$ [mm]	$\delta_{CAL}$ [mm]
Rio Grande/Pto. Suarez	812,80	10,31	3,50	135,76	0,233	0,249	0,204	0,282	0,282
Corumbá/Campinas	812,80	10,31	3,50	135,76	0,233	0,249	0,204	0,282	0,282
Campinas/Guararena	609,60	6,45	2,26	98,94	0,162	0,249	0,141	0,282	0,282
Campinas/Curitiba	609,60	8,59	3,01	98,94	0,201	0,249	0,176	0,282	0,282
Curitiba/Floresópolis	508,00	6,35	2,22	82,45	0,152	0,249	0,133	0,282	0,282
Floresópolis/Curitiba	457,20	6,35	2,22	74,20	0,148	0,249	0,130	0,282	0,282
Crizúma/Porto Alegre	406,40	5,56	1,95	65,96	0,131	0,249	0,115	0,282	0,282
R. Janeliro/B. Horizonte	406,40	6,35	2,22	65,96	0,144	0,249	0,126	0,282	0,282

O material de solda mais adequado deverá ter um  $\delta_{CRIT}$  maior que o  $\delta_{CAL}$  para garantir que não ocorra fratura. Se a soldagem circumferencial é realizada com o processo manual ao arco elétrico, os eletrodos celulósicos E8010C são os mais adequados, já que estes têm um valor de  $\delta_{CRIT}=0,249$  mm a  $-4^{\circ}\text{C}$  (ver tabela 4.10), maior que o  $\delta_{CAL}=0,233$  mm.

Se a soldagem circumferencial é realizada com o processo automático com proteção gasosa, os arames ER70S-6 são os mais adequados, já que estes têm um valor de  $\delta_{CRIT}=0,282$  mm na faixa de  $-20$  a  $40^{\circ}\text{C}$  (ver figura 4.3), maior que o  $\delta_{CAL}=0,204$  mm.

Desta forma, determina-se o material da solda circumferencial mais adequado para ambos os processos, de modo que a solda possa agüentar as solicitações mais severas, as quais o poliduto está submetido, sem risco de fratura.

## CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

### CAPÍTULO VII

#### 7.1 - CONCLUSÕES FINAIS

Após o término do presente trabalho, algumas conclusões de caráter geral merecem ser aqui enfatizadas. As conclusões são as seguintes:

- (i) A Curva de Projeto CTOD oferece uma das mais poderosas ferramentas da mecânica da fratura elasto-plástica para garantir a segurança da solda circumferencial do poliduto, já que relaciona de uma maneira científica as tensões atuantes com a geometria da trinca e a resistência à fratura do material.
- (ii) O cálculo dos máximos tamanhos de defeitos na solda circumferencial tem mostrado que os tamanhos toleráveis são proporcionais às dimensões do tubo ( diâmetro e espessura ), razão pela qual cada seção de tubulação tem diferentes tamanhos de defeitos toleráveis.
- (iii) Caso a soldagem circumferencial seja realizada com o processo manual ao arco elétrico, o material da solda mais adequado para este objetivo será o eletrodo celulósico E8010C, já que tem um  $\delta_{CRIT} = 0,249\text{mm}$  a  $-4^\circ\text{C}$  maior do que o  $\delta_{CAL} = 0,233\text{mm}$ .
- (iv) Caso a soldagem circumferencial seja realizada com o processo automático com proteção gasosa, o material mais adequado para este objetivo será o arame ER70S-6, já que tem um  $\delta_{CRIT} = 0,282\text{mm}$  a  $-4^\circ\text{C}$  maior do que o  $\delta_{CAL} = 0,204\text{mm}$ .



## 7.2 RECOMENDAÇÕES PARA ESTUDOS POSTERIORES

O desenvolvimento do presente trabalho revelou alguns tópicos de pesquisa dignos de serem implementados em estudos futuros. Os principais tópicos de pesquisas sugeridos são:

- (i) Desenvolvimento de um banco de dados experimentais de valores do  $\delta_{CRIT}$  para o metal base e para a ZTA em aços API X60 e X65 do tipo Perita Reduzida, que permitam realizar avaliações da fratura nessas regiões.
- (ii) Desenvolvimento de um banco de dados experimentais de valores do  $\delta_{CRIT}$  para eletrodos celulósicos do tipo E6010 e E7010C, que permitam realizar avaliações da fratura no metal solda.
- (iii) Desenvolvimento de procedimento de avaliação de falha na solda em polidutos que considere a falha tanto da solda em espiral quanto da solda circumferencial utilizando métodos clássicos da mecânica de fratura, onde se considerem tensões longitudinais e tensões circumferenciais.
- (iv) Desenvolvimento de programas computacionais que permitam calcular os máximos defeitos toleráveis e o material mais adequado da solda, utilizando o método dos elementos finitos.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] Consideration of Fracture Mechanics Analysis and Defects Dimension Measurement Assessment for the Trans-Alaska Oil Pipeline Gird Welds. Vol.1 and 2. National Bureau of Standards, October 1976.
- [2] Specification for welding of carbon steel pipelines. British Standard Institute, BS 4515:1969.
- [3] Standards for welding pipelines and related facilities. American Petroleum Institute, API 1104: 1988.
- [4] Gas Pipeline System. Canadian Standards Association, CSA Z184-M86, 1986.
- [5] Method of assessment for defects in fusion-welded joints with respect to brittle fracture. Japan Welding Engineering Society Standards, Tokyo. JWES 2805:1980.
- [6] Specification for Line Pipe 5L. API Forty-First Edition, April 1, 1995.
- [7] Specification for Low Alloy Steel Covered Arc Welding Electrodes. American Welding Society, AWS A5.5, 1988.
- [8] IVANTSOV, O. M. Structural Safety of Transmission Pipelines. Moscow, Nedra Publishers, 1985.
- [9] ANDERSEN, T. A.; MISUND, A. Pipeline Reliability: An Investigation of Pipeline Failure Characteristics and Analysis of Pipeline Failure Rates for Submarine and Cross-Country Pipeline. *Journal of Petroleum Technology*, No 4, 1983.
- [10] CHABURKIN, V. F. The effect of flaws on serviceability of oil and gas pipeline welds. *Offshore Mechanics and Arctic Engineering*. Vol. 5 p. 77 - 84, 1991.

- [11] GRIFFITH, A. A. The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. Philosophical Transactions of the Royal Society, 221 A, 163, England, 1920.
- [12] INGLIS, C. E. Stress in a plate due to the presence of cracks and sharp corners. *Trans. Inst. Naval Architects.* 55, p. 219-241, 1913.
- [13] OROWAN, E. Energy criteria of fracture. *Welding Journal*, 34, p. 157s-160s, 1955.
- [14] IRWIN, G. R.; PARIS, P.C. Fundamentals Aspects of Crack Growth and Fracture. *Fracture*, Vol. III, p. 1 - 46, Edited for H. Lilibowitz, Academic Press, New York, NY, 1971.
- [15] WILLIAMS, M. L. On the Stress Distribution at the Base of a Stationary Crack. *Journal of Applied Mechanics*, Trans. ASME, V.24, No 1, p. 109-114, New York, NY, 1957.
- [16] WESTERGARD, H. M. Bearing pressures and cracks. *Journal of Applied Mechanics*, Trans. ASME, Vol. 61 p. 49-53, New York, NY, 1939.
- [17] WELLS, A. A. Unstable Crack Propagation in Metals, cleavage and fast fracture. In: *Cranfield Crack Propagation Symposium*, p. 210-230, 1 Sept. 1961.
- [18] WELLS, A. A. Application of Fracture Mechanics at and Beyond general yielding. *Welding Journal*, p. 563-570, 1963.
- [19] BURDEKIN, F. M.; STONE D. E. W. The crack opening displacement approach to fracture mechanics in yielding materials. *Journal Strain Analysis*, Vol 1, No 2, p. 145-153, 1966.
- [20] DUGDALE, D. S. Yielding of Steel Sheets Containing Slits. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 8, p. 100-108, 1960.
- [21] RICE, J. R. A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks. *Journal of Applied Mechanics*, Trans. ASME, New York, NY, June, 1968.

- [22] PARIS, C. P.; SIH, G. C. Stress Analysis of Cracks. *Fracture Toughness Testing and Its Applications*, ASTM STP No 381, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1965.
- [23] SIH, G. C. *Handbook of Stress-Intensity Factors for Researchers and Engineers*, Institute of Fracture and Solids Mechanics, Lehigh University, Bethlehem, Pa., 1973.
- [24] RAJU, I. S.; NEWMAN, J. C. Stress Intensity Factors for two symmetric Corner Cracks. *Fracture Mechanics*, ASTM 677, p. 411-430; Philadelphia, 1979.
- [25] **Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials**, ASTM Standard E 399-83, Annual Book ASTM Standards, Vol. 03.01, p. 519-554, Philadelphia, 1984.
- [26] BURDEKIN, F. M.; DAWES, M. G. Practical use of linear elastic and yielding fracture mechanics with particular reference to pressure vessels. *Proc. IMechE Conference "Practical application of fracture mechanics for pressure vessel technology"*, London, May 1971.
- [27] DAWES, M. G. Fracture control in high yield strength weldments. *Welding Journal*, Research Supplement, Vol. 53, p. 369s-379s, 1974.
- [28] GERBERICH, W. W. Plastic strains and energy density in cracked plates. *Proc. Soc. exp. Stress Anal.*, Vol. 21, No. 2, p. 339, 1964.
- [29] GONÇALVES, E. *Análise de fraturas em Estruturas Cilíndricas Soldadas*. São Paulo, 1987. Tese de livre Docência, Departamento de Engenharia Naval, Universidade de São Paulo.
- [30] MASUBUCHI, K. *Analysis of Welded Structures*. Pergamon Press, New York, NY, EUA, 1980.
- [31] GONÇALVES, E. *Residual Stress Analysis in Laser Butt Welded Joints*. Department of Ocean Engineering, Massachusetts Institute of Technology (MIT), Cambridge, MA, EUA, 1977.

- [32] MACHADO, G. Análise do Desenvolvimento das Tensões Residuais Longitudinais na Soldagem a Topo de Chapas Finas. Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia Naval. EPUS, São Paulo, SP, 1979.
- [33] LEGGATT, R. Residual Stresses at Circumferential Welds in Pipes. *Welding Institute Research Bulletin*, Vol. 23, No. 6, p. 181-188, June 1982.
- [34] BURDEKIN, F. M. Local Stress relief of circumferential butt welds in cylinders. *British Welding Journal*, Vol. 10 (9), p. 483-490, 1963.
- [35] ROSENTHAL, D.; NORTON, J. T. A method of measuring triaxial residual stress in plates. *Welding Journal*, Vol. 25 (5), p. 295s-307s, 1945.
- [36] RICHARDS K. G. Brittle fracture of welded Structures. *The Welding Institute, England, 1971.*
- [37] FORMBY, C. L.; GRIFFITHS, J. R. The role of residual stress in the fracture of steel. *Welding Institute. In: Conf. Residual Stress in Welded Construction and Their Effects*, p. 359-374, London, 15-17 November 1977.
- [38] HARRISON, J. D.; LEGGATT, R. H. The effect of Residual Stresses on Fracture. *The Welding Institute. In: Conf. Residual Stress and Their Effects*, Vol. 4, p. 17-20, 1981.
- [39] KAMATH, M. S. The COD design curve: An assessment of validity using wide plate test. *International Journal of Pressure vessels and Piping*, v. 9, p. 79-105, 1981.
- [40] American Welding Society, *Welding Handbook, Fundamentals of Welding*, Seventh Edition, Vol. 1, Edited by Charlotte Weisman, Miami, Florida, EUA, 1976.
- [41] *Methods for crack opening displacement (COD) testing.* British Standard Institution. BS 5762:1979.

- [42] MACDONALD, J. K. Production of Plate of High-Test Line Pipe in Australia  
 Proceedings of a International Symposium on High-Strength, Low Alloy  
 Steels, Washington, p. 359-366, October 1-3, 1975.
- [43] BRYHAM A.; TROYER W. Weldability of a Low-Carbon Mo-Nb X70 Pipeline  
 Steel. *Welding Journal*. Research Supplement, p. 37s-47s, February, 1980.
- [44] TINSTON, S. F., Fracture Toughness Of Mechanised Pipeline Girth Welds.  
 Thesis, Salford University, England, 1988.
- [45] SAWHILL, J. M.; BOUSSEL, P.; MORROW, J. W. Heat-Affected-Zone  
 Toughnes of High-Heat-Input HSLA Welds. Proceedings of an  
 International Conference on Welding of HSLA (microalloyed) Structural  
 Steels, p. 235-256, Rome, Italy, 9-12 November 1976.
- [46] HAMRE, E.C.; GILROY-SCOTT, A.M. Properties of Acicular-Ferrite Steel for  
 Large-Diameter Line pipe. Proceedings of an International Symposium  
 on High-Strength, Low Alloy Steels, Washington, p. 375-381, October  
 1-3, 1975.
- [47] REPAS, P. E. Control of Strength and Toughnes in Hot-Rolled Low-Carbon  
 Manganese-Molybdenum-Columbium-Vanadium Steels. Proceedings of  
 an International Symposium on High-Strength, Low Alloy Steels,  
 Washington, p. 387-396, October 1-3, 1975.
- [48] LAFRANCE, M. L.; CARON F. A.; LAMANT, G. R.; LECLERC, J. Use of  
 Microalloyed Steels in the Manufacture of Controlled-Rolled Plates for Pipe  
 Proceedings of an International Symposium on High-Strength, Low  
 Alloy Steels, Washington, p. 367-374, October 1-3, 1975.
- [49] TAIRA, T.; MATSUMOTO, K.; KOBAYASHI, Y.; TAKESHIGE, K.; KOZASU, I.  
 Development of Super Tough Acicular Ferrite Steel for Line Pipe-  
 Optimization of Carbon and Niobium Content in Low-Carbon Steel.  
 International Conf. on Technology and Applications of HSLA Steel,  
 Philadelphia, p. 723-731, 3-6 October 1983.

- [50] BAILEY, N.; COE, F. R.; GOOCH T. G.; HARTP, H. M.; JENKINS, N. **Welding Steel without hydrogen cracking.** Abington Publishing and ASM International, Second Edition, 1993.
- [51] SIGNES G.; HOWE P., **Hydrogen-Assisted Cracking in High-Strength Pipeline Steels.** *Welding Journal Research Supplement*, p. 163s-170s, August, 1988.
- [52] WAINER, E., BRANDI S. D.; HOMEM DE MELLO, F. D. **Soldagem; processos e metalurgia.** Editora Edgard Blücher Ltda, São Paulo, 1992.
- [53] HARRISON, P. L.; HART, P. H. **Conference on Weld Failure.** The Welding Institute, paper 45, London, November, 1988.
- [54] PEREIRA P. F.; NAKASHIMA, J.; BARROS, M. S. **Produçãode aços da classe API para chapas grossas.** *Revista Metalurgia & Materiais, ABM Vol 48* No. 412 Dezembro, 1992.
- [55] SANTOS, D. S.; BOT, A. H.; MIRANDA, P. E. V. **Mobilidade do hidrogênio em aços de baixo carbono: Influência da micro-estrutura e grau de deformação.** **48 Congresso Anual da ABM**, p. 625-639, Rio de Janeiro, julho de 1993.
- [56] HART, P. H.; MITCHELL, P. S. **The effect of Vanadium on the Toughness of Welds in Structural and Pipeline Steels.** *Welding Journal Research Supplement*, p. 239s-248s, July, 1995.
- [57] MATSUSHITA, K.; NISHIYAMA, N.; TSUBOI, J. **CTOD Test Cirth Weldment of Linepipe.** *Proceedings, Int. Conf. on Fitness for Purpose Validation of Welded Construction.* The Welding Institute, London, England, Nov. 1982.
- [58] CARNE, M. M. P.; HARRISON, J. D. **Proposals for a Fracture Mechanics Based Criterion for the Acceptance of Defects in Pipeline Cirth Welds.** *American Welding Society Int. Conf. Pipeline Welding and Inspection,* Houston, Texas, USA, September 1982.

- [59] WILKOWSKI, G. M.; ELBER, R. V. Evaluation of tensile failure of girth weld repair grooves in pipe subjected to offshore laying stresses. **Energy Sources Technology Conference**, New Orleans, Feb. 1980.
- [60] WILLOUGHBY, A. A. A survey of plastic collapse solutions used in the failure assessment of part wall defects. **Welding Institute Research Board Report**, 191, October 1982.
- [61] MCHENRY, H. I.; READ, D. T.; BEGLEY, J. A. Fracture Mechanics Analysis of Pipeline Girthwelds. **Elastic-Plastic Fracture**, ASTM STP 668, American Society for Testing and Materials, p. 632-642, 1979.
- [62] RANDALL, M. D.; NELSON, J. W. CRC Automatic Welding System. **International Seminar Pipeline Welding**. The Welding Institute, London, 1977.
- [63] BRIAN L. J., Pipeline Design and the role of regulations. **Conf. Proceedings HSLA Steels Technology**, p. 715-731 Philadelphia, Pennsylvania 3- 6 October 1983.
- [64] KNOTT, J. F.; HARRISON J. D. Fundamentals of Fracture in Pipeline. **Proceedings of an International Seminar on Fracture in Gas pipelines**, p. 1-26, Moscow, 1984.
- [65] RUNGE, H., C. Untersuchungen der wesentlichen und wirtschaftlichen Faktoren des Erdgasferntransportes and ihre Auswirkungen auf die Weiterentwicklung der internationalen Erdgasnutzung. **Mitteilungen aus dem Institut für Tiefbohrtechnik, Erdöl-und Erdgasgewinnung der Technischen Universität Clausthal** 1983 (3).
- [66] ROOKE D. **Pipelines: design, construction and operation**. Construction Press, London and New York, 1984.