

**UNIVERSIDADE FEDERAL DA PARAÍBA  
CENTRO DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIA  
CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**"FUNDAMENTOS TEÓRICOS DA MECÂNICA DA FRATURA E O MÉTODO DE  
HERRERA E LANDES PARA DETERMINAR A CURVA J-R."**

**NEILOR CESAR DOS SANTOS**

---

**CAMPINA GRANDE - PB  
FEVEREIRO - 1997**

**NEILOR CESAR DOS SANTOS**

**“FUNDAMENTOS TEÓRICOS DA MECÂNICA DA FRATURA E O MÉTODO DE  
HERRERA E LANDES PARA DETERMINAR A CURVA J-R.”**

Dissertação apresentada ao Curso de PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA da Universidade Federal da Paraíba, em cumprimento às exigências para obtenção do Grau de Mestre.

ÁREA DE CONCENTRAÇÃO : PROJETO DE PRODUTO MECÂNICO.

MARCO ANTONIO DOS SANTOS, D.Sc.  
ORIENTADOR

CAMPINA GRANDE - PB  
FEVEREIRO - 1997

---



S237f Santos, Neilor Cesar dos  
"Fundamentos teóricos da mecânica da fratura e o método de Herrera e Landes para determinar a curva J-R" / Neilor Cesar dos Santos. - Campina Grande, 1997.  
246 f.

Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal da Paraíba, Centro de Ciências e Tecnologia.

1. Mecânica da Fratura 2. Dissertação I. Santos, Marco Antonio dos, Dr. II. Universidade Federal da Paraíba - Campina Grande (PB) III. Título

CDU 621.01(043)

**"FUNDAMENTOS TEÓRICOS DA MECÂNICA DA FRATURA E O MÉTODO DE  
HERRERA E LANDES PARA DETERMINAR A CURVA J-R."**

**NEILOR CESAR DOS SANTOS**

DISSERTAÇÃO APROVADA COM DISTINÇÃO EM 18/02/97

  
MARCO ANTONIO DOS SANTOS, D.Sc.

(ORIENTADOR)

  
AARÃO DE ANDRADE LIMA, Ph.D.

(MEMBRO)

  
NATANAEL VICTOR DE OLIVEIRA, Dr.

(MEMBRO)

CAMPINA GRANDE - PB

FEVEREIRO - 1997

## DEDICATÓRIAS

A minha esposa **Vilma**, pelo esforço dedicado durante a realização deste trabalho, privando-se muitas vezes de outros momentos...

A minha filha **Natália** que pela presença atual já nos causa grande felicidade.

A meu pai, **João Félix** e a minha mãe **Maria das Dôres**, que mesmo pelas preocupações de pais, sempre apoiaram minhas decisões.

## AGRADECIMENTOS

Aqui verifica-se um momento importante que é dedicado as pessoas que foram fundamentais para a realização deste trabalho. Desta forma desde já agradeço as pessoas que por ventura esqueci de citar e aquelas que direta ou indiretamente me auxiliaram na realização deste trabalho.

Expresso meus sinceros agradecimentos:

Aos meus irmãos ADRIANO, FÚVIO, FÁBIO e ALYNE, que de uma certa maneira foram também responsáveis, pela minha chegada até aqui.

Ao Professor MARCO ANTONIO DOS SANTOS, por sua amizade e orientação. Principalmente pela pessoa exigente e de grande visão sobre um trabalho de pesquisa, estas qualidades foram para mim fatores essenciais para acreditar na importância de um trabalho como esse.

À Professora VERÔNICA LACERDA ARNAUD, Coordenadora do Curso Técnico em Mecânica pela amizade, compreensão e apoio concedido durante execução deste trabalho.

Ao Professor ALBERTO SALVIO V. DE LYRA, pelo apoio concedido e principalmente pela amizade compartilhada. Sendo de fundamental importância sua colaboração em ministrar uma das minhas disciplinas, para que eu pudesse finalizar este trabalho.

Ao Professor JOBSON FRANCISCO DA SILVA, pela ajuda na confecção dos corpos de prova. Saliento também a importante colaboração em também ministrar uma das minhas disciplinas, para que eu pudesse finalizar este trabalho.

Aos amigos GUTEMBERG DA SILVA ARRUDA E CLAÚDIO DE SOUZA MARTINS, pelo valoroso apoio nos momentos mais difíceis da minha passagem durante o curso.

Aos Professores JOÃO BAPTISTA DA COSTA AGRA DE MELLO e SEVERINO CESARINO DA NÓBREGA NETO, pela ajuda que dedicaram durante o curso.

A todos os colegas da Pós-Graduação, JAQUELINE, BENEDITO (BENÉ), CATÃO, FELIPE e todos aqueles que fizeram dos momentos de estudos, agradáveis momentos de amizade.

A todos os Professores do Curso Técnico em Mecânica, que compreenderam a importância de minha liberação das disciplinas no momento necessário a finalização deste trabalho.

A Coordenação do Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, da UFPB/CAMPUS II, nas pessoas do Coordenador NATANAEL VICTOR DE OLIVEIRA e da secretária MÁRCIA DONATO QUIRINO, pelo apoio concedido durante o curso.

À Escola Técnica Federal da Paraíba, pela utilização de todos recursos técnico-didático disponíveis que foram imprescindíveis à elaboração deste trabalho. Ficando aqui o meu alerta para que viabilize as condições necessárias à especialização de todos os colegas da Instituição que queiram ampliar seus conhecimentos, através de programas de Especialização, Mestrado e Doutorado.

À Área de Materiais e Processos de Fabricação do Departamento de Engenharia Mecânica do Centro de Ciências e Tecnologia do Campus II da Universidade Federal da Paraíba, pela utilização dos laboratórios para que este trabalho de pesquisa pudesse ser realizado.

Ao Aluno estagiário WAGNER HEBER, pela ajuda na confecção dos corpos de prova.

A aluna ROSANA VILARIM, bolsista de Iniciação Científica pela importante ajuda na aquisição dos dados.

Aos amigos DENILSON C. PEREIRA e MARIA DO SOCCORRO T. O. PEREIRA, pela ajuda concedida.

Aos amigos EDGARD M. SILVA e MADALENA B. SILVA, pelo incentivo.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq), pelo financiamento da pesquisa.



Gostaria ainda de agradecer neste final a duas pessoas que foram sem dúvida sinônimo de amizade.

Ao amigo CLÁUDIO JOSÉ MAGALHÃES DE LIMA, que pela brutalidade da “violência humana”, não se encontra no momento...

A minha vó, ANTONIA BEZERRA DE SOUZA, a quem dediquei minha primeira carta nesta caminhada rumo ao aprendizado.

*In memoriam...*

# SUMÁRIO

|                                 | Página |
|---------------------------------|--------|
| FOLHA DE APROVAÇÃO.....         | iii    |
| DEDICATÓRIA.....                | iv     |
| AGRADECIMENTOS.....             | v      |
| SUMÁRIO.....                    | ix     |
| LISTA DE FIGURAS E TABELAS..... | xvi    |
| RESUMO.....                     | xxviii |
| ABSTRACT.....                   | xxix   |
| SIMBOLOGIA.....                 | xxx    |

## CAPÍTULO I

|                     |   |
|---------------------|---|
| 1 - INTRODUÇÃO..... | 1 |
|---------------------|---|

## CAPÍTULO II

|   |   |
|---|---|
| 2 - FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....  | 5 |
| 2.1 - INTRODUÇÃO.....   | 5 |
| 2.2- MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA.....   | 6 |
| 2.2.1 - ABORDAGEM SOB O PONTO DE VISTA DO COMPORTAMENTO<br>MECÂNICO NAS VIZINHANÇAS DA PONTA DA TRINCA - FATOR DE<br>INTENSIDADE DE TENSÃO (K)..... | 6 |

|   |    |
|---|----|
| 2.2.2 - ABORDAGEM SOB O PONTO DE VISTA DO BALANÇO<br>ENERGÉTICO - TAXA DE LIBERAÇÃO DE ENERGIA ELÁSTICA (G)...                          | 29 |
| 2.3 - MECÂNICA DA FRATURA ELASTO PLÁSTICA.....  | 36 |
| 2.3.1 - MÉTODO DA ABERTURA CRÍTICA DE TRINCA - CTOD.....  | 36 |
| 2.3.1.1 - MODELO DE WELLS.....  | 36 |
| 2.3.1.2 - MODELO DE DUGDALE, BURDEKIN e STONE.....  | 40 |
| 2.3.1.3 - CURVAS DE PROJETO CTOD (WELLS, BURDEKIN e STONE e<br>DAWES).....  | 42 |
| 2.3.1.4 - DETERMINAÇÃO DO $\delta_c$ , ENSAIO DE CTOD.....  | 44 |
| 2.3.1.5 - CTOD DE INICIAÇÃO ( $\delta_i$ ).....   | 47 |
| 2.3.2 - MÉTODO DA INTEGRAL J.....   | 50 |
| 2.3.2.1 - DEFINIÇÃO DA INTEGRAL J.....  | 50 |
| 2.3.2.2 - A INTEGRAL J - INDEPENDÊNCIA DO CAMINHO.....  | 58 |
| 2.3.2.3 - CARACTERIZAÇÃO DO CAMPO DE TENSÕES NA PONTA DA<br>TRINCA PELA INTEGRAL J.....   | 61 |
| 2.3.2.4 - ANÁLISE DA RELAÇÃO ENTRE A CARGA E DESLOCAMENTO<br>PARA DETERMINAR A CURVA J-R E O MÓDULO DE<br>RASGAMENTO ( $T_{MAT}$ )..... | 76 |
| 2.3.2.4.1 - DESENVOLVIMENTO DE UMA FORMA CONVENIENTE PARA A<br>INTEGRAL J DE RICE .....   | 77 |
| 2.3.2.4.1.1 - DESDOBRAMENTO DA FORMA ORIGINAL DA EQUAÇÃO DA<br>INTEGRAL J DE RICE.....  | 77 |
| 2.3.2.4.1.2 - ANÁLISE DIMENSIONAL DA RELAÇÃO ENTRE CARGA,<br>COMPRIMENTO DE TRINCA E DESLOCAMENTO PLÁSTICO...                           | 80 |

|  |    |
|--|----|
| 2.3.2.4.1.3 - DETERMINAÇÃO DA INTEGRAL J A PARTIR DA PRIMEIRA<br>FORMA FUNCIONAL "F <sub>1</sub> ".....                    | 82 |
| 2.3.2.5 - DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DE J <sub>I</sub> E J <sub>IC</sub> .....  | 85 |
| 2.3.2.5.1 - MÉTODO DOS MÚLTIPLOS CORPOS DE PROVA - MÉTODO DE<br>BEGLEY - LANDES.....                                       | 85 |
| 2.3.2.5.2 - MÉTODO DOS MÚLTIPLOS CORPOS DE PROVA - MÉTODO DE<br>LANDES E BEGLEY PARA DETERMINAÇÃO DE J <sub>IC</sub> ..... | 88 |
| 2.3.2.5.3 - MÉTODO DE UM ÚNICO CORPO DE PROVA PARA<br>DETERMINAÇÃO DA INTEGRAL J.....                                      | 93 |
| 2.3.2.5.4 - CONCLUSÃO.....   | 95 |

## CAPÍTULO III

|   |     |
|---|-----|
| 3 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA ESPECÍFICA..... | 98  |
| 3.1- INTRODUÇÃO.....                      | 98  |
| 3.2 - MÉTODOS DA NORMALIZAÇÃO.....        | 98  |
| 3.3 - CONCLUSÃO.....                      | 107 |

## CAPÍTULO IV

|   |     |
|---|-----|
| 4 - MATERIAIS E MÉTODOS.....                                | 108 |
| 4.1 - INTRODUÇÃO.....                                       | 108 |
| 4.2 - MATERIAIS.....  | 111 |
| 4.3 - MÉTODOS.....  | 114 |
| 4.3.1 - DETERMINAÇÃO DO COEFICIENTE DE ENCRUAMENTO "n"..... | 114 |

|  |     |
|--|-----|
| 4.3.2 - ENSAIOS DE INTEGRAL J - CORPOS DE PROVA, TIPO E<br>DIMENSÕES.....  | 117 |
| 4.3.3 - CURVA DE RESISTÊNCIA J-R PELO MÉTODO DE UM ÚNICO<br>CORPO DE PROVA - MÉTODO DE HERRERA E LANDES.....             | 121 |
| 4.3.3.1 - CONSIDERAÇÕES GERAIS.....  | 121 |
| 4.3.3.2 - CURVA DE RESISTÊNCIA J-R PELO MÉTODO DE HERRERA E<br>LANDES - "n" E "β" OBTIDOS DIRETAMENTE DO GRÁFICO P X Δ.. | 125 |
| 4.3.3.2.1 - CURVA DE CALIBRAÇÃO.....   | 125 |
| 4.3.3.2.2 - CURVA DE RESISTÊNCIA J-R - HERRERA E LANDES.....   | 129 |
| 4.3.4 - DETERMINAÇÃO DA INTEGRAL J CRÍTICA - $J_I/J_{Ic}$ .....  | 132 |

## CAPÍTULO V

|   |     |
|---|-----|
| 5 - RESULTADOS.....   | 135 |
| 5.1 - ENSAIOS DE TRAÇÃO - DETERMINAÇÃO DO<br>COEFICIENTE ENCRUAMENTO "n".....   | 135 |
| 5.2 - DETERMINAÇÃO DA CURVA DE CALIBRAÇÃO.....  | 139 |
| 5.2.1 - DETERMINAÇÃO DE "n" E "β" DIRETAMENTE DA CURVA TENSÃO<br>VERSUS DEFORMAÇÃO VERDADEIRA.....                                      | 139 |
| 5.2.2 - DETERMINAÇÃO DE "n" E "β" DIRETAMENTE DA CURVA P X Δ<br>DO ENSAIO DE INTEGRAL J.....  | 141 |
| 5.2.3 - DETERMINAÇÃO DA CURVA DE CALIBRAÇÃO COM "n" E "β"<br>DETERMINADOS A PARTIR DA CURVA TENSÃO VERSUS<br>DEFORMAÇÃO VERDADEIRA..... | 146 |

|   |     |
|---|-----|
| 5.2.4 - DETERMINAÇÃO DA CURVA DE CALIBRAÇÃO COM “n” E “β”<br>DETERMINADOS A PARTIR DA CURVA P X Δ DO ENSAIO DE<br>INTEGRAL J.....                                 | 150 |
| 5.3 - CURVA DE RESISTÊNCIA J-R PELO MÉTODO DE UM<br>ÚNICO CORPO DE PROVA - MÉTODO DE HERRERA E<br>LANDES [19].....  | 162 |
| 5.3.1 - CURVA DE RESISTÊNCIA J-R PELO MÉTODO DE HERRERA E<br>LANDES [19] COM “n” E “β” DETERMINADOS A PARTIR DA CURVA<br>P X Δ DO ENSAIO DE INTEGRAL J.....       | 162 |
| 5.3.2 - CURVA DE RESISTÊNCIA J-R PELO MÉTODO DE HERRERA E<br>LANDES [19] COM “n” E “β” DETERMINADOS A PARTIR DA CURVA<br>TENSÃO VERSUS DEFORMAÇÃO VERDADEIRA..... | 173 |
| 5.4 - DETERMINAÇÃO DA INTEGRAL J CRÍTICA - $J_i/J_{IC}$ .....   | 177 |
| 5.4.1 - MÉTODO DOS MÚLTIPLOS CORPOS DE PROVA DE LANDES E<br>BEGLEY [59].....  | 177 |
| 5.4.2 - MÉTODO DE UM ÚNICO CORPO DE PROVA DE HERRERA E<br>LANDES [19].....  | 183 |

## CAPÍTULO VI

|  |     |
|--|-----|
| 6 - DISCUSSÃO DOS RESULTADOS.....                                | 186 |
| 6.1 - APLICABILIDADE DO MÉTODO DE HERRERA E LANDES...            | 186 |
| 6.1.1 - ASPECTOS GERAIS DO MÉTODO.....                           | 186 |
| 6.1.2 - ANÁLISE DA CURVA $\log P_N$ X $\log \Delta_{PL}/W$ ..... | 189 |

|  |     |
|--|-----|
| 6.1.3 - MÉTODO ALTERNATIVO PARA A ESCOLHA DOS PONTOS NA<br>CURVA $\log P_N$ X $\log \Delta_{pL}/W$ USADOS NA DETERMINAÇÃO DE "n" E<br>"β"..... | 192 |
| 6.1.4 - ANÁLISE DAS CURVAS DE CALIBRAÇÃO.....  | 196 |
| 6.2 - CURVA DE RESISTÊNCIA J-R PELO MÉTODO DE<br>HERRERA E LANDES.....   | 201 |
| 6.3 - INTEGRAL J DE INICIAÇÃO E/OU INTEGRAL J CRÍTICA<br>$J_I/J_{IC}$ .....  | 205 |
| 6.4 - INTEGRAL J E TAMANHO DE TRINCA NO PONTO FINAL<br>DE CARREGAMENTO.....  | 207 |

## CAPÍTULO VII

|                                 |     |
|---------------------------------|-----|
| 7 - CONCLUSÕES E SUGESTÕES..... | 213 |
| 7.1 - CONCLUSÕES.....           | 213 |
| 7.2 - SUGESTÕES.....            | 216 |

## ANEXO I

|  |     |
|--|-----|
| A.1 - CURVAS $\log P_N$ X $\log \Delta_{pL}/W$ USADAS PARA A<br>DETERMINAÇÃO DOS VALORES DE "n" E "β"..... | 217 |
|--|-----|

## ANEXO II

|  |     |
|--|-----|
| A .2 - DETERMINAÇÃO DAS BANDAS DE VARIAÇÃO ( $B_s$<br>E $B_j$ ), DA CURVA J-R DETERMINADA PELO<br>MÉTODO DE LANDES E BEGLEY [59], A PARTIR<br>DA ANÁLISE FEITA POR DRUCE [82]..... | 225 |
| 8 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....  | 228 |



# LISTA DE FIGURAS E TABELAS

|   | Página |
|---|--------|
| Figura 2.1 - Sistema de coordenadas curvilíneas.....  | 9      |
| Figura 2.2 - Definição das tensões em coordenadas elípticas, (a) - relação entre coordenadas elípticas e coordenadas cartesianas, (b) - relação entre as componentes de tensão..... | 10     |
| Figura 2.3 - Furo elíptico em uma chapa com dimensões infinitas.....  | 13     |
| Figura 2.4 - Modelo de WESTERGAARD [28], para uma trinca sob tensão biaxial em uma placa de dimensões infinitas.....  | 17     |
| Figura 2.5 - Os três modos de carregamento.....   | 26     |
| Figura 2.6 - Placa elástica de extensão infinita contendo uma trinca de comprimento igual a $2a$ .....  | 31     |
| Figura 2.7 - Trinca de WELLS.....   | 37     |
| Figura 2.8 - Modelo da zona plástica na ponta da trinca de DUGDALE, BURDEKIN e STONE.....   | 40     |
| Figura 2.9 - Curvas de projeto de WELLS, BURDEKIN e DAWES e DAWES.....  | 44     |
| Figura 2.10 - Curvas de carga (P) versus deslocamento do clip-gauge (V). Ensaio de CTOD (P x V).....  | 45     |
| Figura 2.11 - Corpo de prova de CTOD do tipo preferencial.....  | 45     |
| Figura 2.12 - Corpo de prova de CTOD do tipo subsidiário.....   | 46     |
| Figura 2.13 - Pontos de interrupção dos ensaios de CTOD, para a obtenção do CTOD no ponto de início de propagação estável da trinca. Técnica dos múltiplos corpos de prova.....     | 48     |

|   |    |
|---|----|
| Figura 2.14 - Pontos usados para a medida do comprimento da trinca propagada estavelmente durante o ensaio de CTOD.....   | 48 |
| Figura 2.15 - CTOD x propagação estável de trinca ( $\Delta_a$ ). No $\Delta_a$ não está incluída zona estirada "stretch zone" na ponta da trinca.....  | 49 |
| Figura 2.16 - CTOD x propagação estável de trinca ( $\Delta_{at}$ ). No $\Delta_a$ está incluída a zona estirada "stretch zone" na ponta da trinca.....   | 49 |
| Figura 2.17 - Gráfico esquemático da variação da energia total (U) em função do comprimento de trinca a.....  | 51 |
| Figura 2.18 - Curva carga x deslocamento (comportamento elástico e plástico). Material que ao ser descarregado percorrer a linha A exibe comportamento elástico. Material que ao ser descarregado percorrer a linha B exibe comportamento plástico..... | 53 |
| Figura 2.19 - Corpo trincado de espessura unitária submetido a uma tração T.....  | 55 |
| Figura 2.20 - Trinca sujeita a um campo bidimensional de deformação. $\Gamma$ é um contorno, envolvendo a ponta da trinca, da integral de linha arbitrário.....   | 58 |
| Figura 2.21 - Contorno envolvendo a ponta da trinca.....  | 60 |
| Figura 2.22 - Contorno circular para análise da Integral J.....   | 66 |
| Figura 2.23 - Componentes de tensão em função do coeficiente "n".....   | 72 |
| Figura 2.24 - Valores de $I_n$ em função dos valores de n.....  | 75 |
| Figura 2.25 - Gráfico esquemático da curva carga x deslocamento plástico, para dois comprimentos de trinca próximos.....  | 79 |

|  |     |
|--|-----|
| Figura 2.26 - Método tradicional de determinação de J. a) Gráfico carga (P) x deflexão ( $\Delta$ ) obtidos experimentalmente para vários corpos de prova. b) A partir dos gráficos em (a), traçam-se curvas de variação da energia potencial x tamanho de trinca. c) A partir de (b), traça-se a curva Integral J x deflexão..... | 87  |
| Figura 2.27 - Obtenção de gráficos J x $\Delta$ para materiais elasto-plástico.....  | 87  |
| Figura 2.28 - Pontos de carregamento a um determinado deslocamento, para determinação da Integral $J_{IC}$ . Técnica dos múltiplos corpos de prova.....  | 89  |
| Figura 2.29 - Forma esquemática de representação da zona embotada (stretch zone).....  | 90  |
| Figura 2.30 - Construção gráfica usada na determinação de $J_i/J_{IC}$ .....   | 91  |
| Figura 2.31 - Curva carga (P) versus deslocamento do "clip gauge" (V) para determinar a Integral J, método de SUMPTER e TURNER [61].....   | 92  |
| Tabela 4.1 - Composição química dos aços (porcentagem em peso).....  | 111 |
| Figura 4.1 - Distribuição de inclusões (a) - Morfologia das inclusões no aço da classe API 5L-X70 (b) - Morfologia das inclusões no aço da classe ASTM A516-GR65 . Sem ataque 100x.....  | 112 |
| Figura 4.2 - Microestrutura dos aços em estudo. (a) - Aço de laminação controlada usado na fabricação de tubulações (Classe API 5L-X70); (b)- Aço usado na fabricação de vasos de pressão (Classe ASTM A516-GR65). Ataque: Nital 2%. Aumento 100x...   | 112 |
| Figura 4.3 - Máquina universal de ensaios MTS-810.....   | 113 |
| Tabela 4.2 - Propriedades mecânicas dos aços à temperatura ambiente.....   | 114 |
| Tabela 4.3 - Propriedades mecânicas dos aços a baixa temperatura.....  | 114 |

|  |     |
|--|-----|
| Figura 4.4 - Corpo de prova utilizado nos ensaios realizados.....  | 117 |
| Figura 4.5 - Corpo de prova posicionado na máquina para o ensaio sob flexão à três pontos.....   | 118 |
| Figura 4.6 - Câmara de resfriamento para o ensaio à baixa temperatura, SANTOS [20].....  | 119 |
| Figura 4.7 - Projetor de perfil, utilizado para medição da propagação de trinca.....   | 120 |
| Figura 4.8 - Método linear de medida de propagação de trinca.....  | 120 |
| Figura 4.9 - Gráfico esquemático da curva de calibração, HERRERA e LANDES [19].....  | 123 |
| Figura 4.10 - Curva normalizada ( $a_0$ ) e curva de calibração - Determinação de "n" e " $\beta$ ".....                                 | 127 |
| Figura 4.11 - Método para determinar "n" e " $\beta$ ", HERRERA e LANDES [19]..  | 128 |
| Figura 4.12 - Representação esquemática da curva de resistência J-R.....   | 132 |
| Figura 4.13 - Determinação da integral J crítica ( $J_{IC}$ ), ASTM E813-81[7].....  | 133 |
| Tabela 5.1 - Propriedades mecânicas de tração.....   | 135 |
| Tabela 5.2 - Coeficiente de encruamento à temperatura ambiente, 298 K (25 °C).....   | 135 |
| Figuras 5.1 a 5.2 - Curvas Tensão versus Deformação verdadeira. Ensaio à temperatura ambiente (233 K). Aço da classe API 5L-X70.....     | 136 |
| Figuras 5.3 a 5.4 - Curvas Tensão versus Deformação verdadeira. Ensaio à temperatura ambiente (233 K). Aço da classe ASTM A516-GR65..... | 137 |

Figuras 5.5 a 5.6 - Curvas Tensão versus Deformação verdadeira.

Ensaio à baixa temperatura (233 K). Aço da classe API

5L-X70..... 138

Tabela 5.4 - Valores de "n" e "β" determinados a partir da curva tensão

versus deformação verdadeira. Aço da classe API 5L-X70,

T = 298 K (25 °C)..... 140

Tabela 5.5 - Valores de "n" e "β" determinados a partir da curva tensão

versus deformação verdadeira. Aço da classe ASTM A516-

GR65, T= 298 K (25 °C)..... 140

Tabela 5.6 - Valores de "n" e "β" determinados a partir da curva tensão

versus deformação verdadeira. Aço da classe API 5L-X70,

T = 298 K (25 °C)..... 140

Figuras 5.7 a 5.8 - Curva  $\log P_N \times \log \Delta_{pl}/W$ , usada para a determinação

de "n" e "β". Aço da classe ASTM API 5L-X70, ensaiado à

temperatura ambiente de 298 K (25 °C)..... 141

Figuras 5.9 a 5.10 - Curva  $\log P_N \times \log \Delta_{pl}/W$ , usada para a determinação

de "n" e "β". Aço da classe ASTM A516-GR65,

ensaiado à temperatura ambiente de 298 K (25 °C)..... 142

Figuras 5.11 a 5.12 - Curva  $\log P_N \times \log \Delta_{pl}/W$ , usada para a determinação

de "n" e "β". Aço da classe ASTM API 5L-X70,

ensaiado à baixa temperatura ambiente de 233 K

(-40 °C)..... 144

|  |     |
|--|-----|
| Tabela 5.7 - Valores de "n" e "β" determinados a partir da curva P x Δ do ensaio de Integral J. Corpo de prova padrão (ASTM E813-81), aço API 5L-X70, K=0,32 MPa m <sup>1/2</sup> s <sup>-1</sup> , T = 298 K (25 °C).....     | 145 |
| Tabela 5.8 - Valores de "n" e "β" determinados a partir da curva P x Δ do ensaio de Integral J. Corpo de prova padrão (ASTM E813-81), aço ASTM A516-GR65, K=0,32 MPa m <sup>1/2</sup> s <sup>-1</sup> , T = 298 K (25 °C)..... | 145 |
| Tabela 5.9 - Valores de "n" e "β" determinados a partir da curva P x Δ do ensaio de Integral J. Corpo de prova padrão (ASTM E813-81), aço API 5L-X70, K=0,32 MPa m <sup>1/2</sup> s <sup>-1</sup> , T = 233 K (-40 °C).....    | 146 |
| Figuras 5.13 a 5.14 - Curva de calibração obtida com "n" e "β" determinados a partir da curva tensão versus deformação verdadeira. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C).....                       | 147 |
| Figuras 5.15 a 5.16 - Curva de calibração obtida com "n" e "β" determinados a partir da curva tensão versus deformação verdadeira. Aço da classe ASTM A516-GR65, ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C).....                  | 145 |
| Figuras 5.17 a 5.18 - Curva de calibração obtida com "n" e "β" determinados a partir da curva tensão versus deformação verdadeira. Aço da classe API 5L-X70, ensaiado à temperatura de 233 K (-40 °C).....                     | 149 |

|   |     |
|---|-----|
| Figuras 5.19 a 5.26 - Curva de calibração obtida com “n” e “β” determinados a partir da curva P x Δ do ensaio de Integral J. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C).....      | 151 |
| Figuras 5.27 a 5.34 - Curva de calibração obtida com “n” e “β” determinados a partir da curva P x Δ do ensaio de Integral J. Aço da classe ASTM A516-GR65, ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C)..... | 155 |
| Figuras 5.35 a 5.39 - Curva de calibração obtida com “n” e “β” determinados a partir da curva P x Δ do ensaio de Integral J. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura de 233 K (-40 °C).....     | 159 |
| Figuras 5.40 a 5.47 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura ambiente.....  | 162 |
| Figuras 5.48 a 5.55 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Aço da classe ASTM A516-GR65 ensaiado à temperatura ambiente.....  | 166 |
| Figuras 5.56 a 5.60 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado a baixa temperatura.....   | 171 |

|   |     |
|---|-----|
| Figuras 5.61 e 5.62 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura ambiente. Com "n" e "β" determinados da curva tensão versus deformação verdadeira.....     | 174 |
| Figuras 5.63 e 5.64 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Aço da classe ASTM A516-GR65 ensaiado à temperatura ambiente. Com "n" e "β" determinados da curva tensão versus deformação verdadeira..... | 175 |
| Figuras 5.65 a 5.66 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado a baixa temperatura. Com "n" e "β" determinados da curva tensão versus deformação verdadeira.....        | 176 |
| Tabela 5.10 - Medidas usadas no cálculo da Integral J. Corpo de prova padrão (ASTM E813-81), aço API 5L-X70, $\dot{K} = 0,32 \text{ MPa m}^{1/2} \text{ s}^{-1}$ , T = 298 K (25 °C).....   | 178 |
| Tabela 5.11 - Medidas usadas no cálculo da Integral J. Corpo de prova padrão (ASTM E813-81), aço API 5L-X70, $\dot{K} = 0,32 \text{ MPa m}^{1/2} \text{ s}^{-1}$ , T = 233 K (-40 °C).....  | 178 |
| Tabela 5.12 - Integral J e propagação de trinca ( $\Delta_a$ ) para o aço da classe API 5L-X70, $\dot{K} = 0,32 \text{ MPa m}^{1/2} \text{ s}^{-1}$ , T = 298 K (25 °C).....  | 179 |
| Tabela 5.13 - Integral J e propagação de trinca ( $\Delta_a$ ) para o aço da classe API 5L-X70, $\dot{K} = 0,32 \text{ MPa m}^{1/2} \text{ s}^{-1}$ , T = 233 K (-40 °C).....   | 179 |



|  |     |
|--|-----|
| Figura 5.67 - Curva de resistência J-R. Ensaios à temperatura ambiente (298 K). Corpos de prova nºs: 133, 102, 150, 83, 108, 115, 134, 25, 12 e 100. Aço da classe API 5L-X70, SANTOS [20].... | 180 |
| Figura 5.68 - Curva de resistência J-R. Ensaios à temperatura de (233 K). Corpos de prova nºs: 9, 111, 32, 15, 14, 8, 16, 30 17, 119, 192 e 293. Aço da classe API 5L-X70, SANTOS [20].....    | 181 |
| Tabela 5.14 - Medidas usadas no cálculo da Integral J. Corpo de prova padrão (ASTM E813-81), aço ASTM A 516-GR65, $\dot{K}=0,32 \text{ MPa m}^{1/2} \text{ s}^{-1}$ , T = 298 K (25 °C).....   | 182 |
| Tabela 5.15 - Integral J e propagação de trinca ( $\Delta_a$ ) para o aço da classe ASTM A516-GR65, $\dot{K}=0,32 \text{ MPa m}^{1/2} \text{ s}^{-1}$ , T = 298 K (25 °C)....                  | 182 |
| Figura 5.69 - Curva de resistência J-R. Ensaios à temperatura ambiente (298 K). Corpos de prova nºs: 8, 9, 12, 13, 14, 15, 16, 17, 18A, 18B e 19. Aço da classe ASTM A 516-GR65.....           | 183 |
| Tabela 5.17 - Integral J determinada no ponto de início de propagação de trinca segundo HERRERA e LANDES [19]. Aço API 5L-X70 ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C).....                     | 184 |
| Tabela 5.18 - Integral J determinada no ponto de início de propagação de trinca segundo HERRERA e LANDES [19]. Aço ASTM A516-GR65 ensaiado à temperatura de 298 K (25°C).....                  | 184 |
| Tabela 5.19 - Integral J determinada no ponto de início de propagação de trinca segundo HERRERA e LANDES [19]. Aço API 5L-X70 ensaiado a baixa temperatura (-40 °C).....                       | 185 |

|  |     |
|--|-----|
| Figura 6.1 - Gráfico esquemático do comportamento do crescimento de trinca em função da carga aplicada, SHIH et all [83].....  | 190 |
| Figura 6.2 - Curva esquemática observada, em geral, nos ensaios realizados.....  | 193 |
| Figura 6.3 - Comportamento da curva de resistência $J \times \Delta_a$ próximo ao ponto de início de propagação de trinca, SCHWALBE e HEERENS [86].....  | 194 |
| Figura 6.4 - Figura esquemática do comportamento apresentado pelas curvas $\sigma \times \varepsilon$ e $P \times \Delta$ para os dois aços estudados, $n_1$ e $n_2$ coeficientes de Ramberg-Osgood..... | 197 |
| Figura 6.5 - Curvas de resistência J-R, obtidas pelos métodos de HERRERA e LANDES [19] e LANDES e BEGLEY [59], aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura ambiente.....                             | 202 |
| Figura 6.6 - Curvas de resistência J-R, obtidas pelos métodos de HERRERA e LANDES [19] e LANDES e BEGLEY [59], aço da classe API 5L-X70 ensaiado a baixa temperatura.....                                | 202 |
| Figura 6.7 - Curvas de resistência J-R, obtidas pelos métodos de HERRERA e LANDES [19] e LANDES e BEGLEY [59], aço da classe ASTM A516-GR65 ensaiado à temperatura ambiente.....                         | 203 |
| Tabela 6.1 - Integral J determinada no ponto final de ensaio. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C).....  | 208 |
| Tabela 6.2 - Integral J determinada no ponto final de ensaio. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado a baixa temperatura (-40 °C).....  | 208 |

|   |     |
|---|-----|
| Tabela 6.3 - Integral J determinada no ponto final de ensaio. Aço da classe<br>ASTM A516-GR65 ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C).....  | 208 |
| Tabela 6.4 - Tamanho de trinca determinado no ponto final de ensaio. Aço<br>API 5L-X70 ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C).....   | 209 |
| Tabela 6.5 - Tamanho de trinca determinado no ponto final de ensaio. Aço<br>API 5L-X70 ensaiado a baixa temperatura (-40 °C).....   | 209 |
| Tabela 6.6 - Tamanho de trinca determinado no ponto final de ensaio. Aço<br>ASTM A516-GR65 ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C).....   | 209 |
| Figura 6.8 - Desvio entre os valores da Integral J, calculados pelo método<br>de LANDES e BEGLEY [59] e HERRERA e LANDES [19]. Aço<br>da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura ambiente.....                       | 210 |
| Figura 6.9 - Desvio entre os valores da Integral J, calculados pelo método<br>de LANDES e BEGLEY [59] e HERRERA e LANDES [19]. Aço<br>da classe API 5L-X70 ensaiado a baixa temperatura (233 K).....                  | 210 |
| Figura 6.10 - Desvio entre os valores da Integral J, calculados pelo método<br>de LANDES e BEGLEY [59] e HERRERA e LANDES [19]. Aço<br>da classe ASTM A516-GR65 ensaiado à temperatura ambiente.....                  | 211 |
| Figura 6.11 - Desvio entre os valores do comprimento final de trinca,<br>calculados pelo método de LANDES e BEGLEY [59] e<br>HERRERA e LANDES [19]. Aço da classe API 5L-X70<br>ensaioado à temperatura ambiente..... | 211 |
| Figura 6.12 - Desvio entre os valores do comprimento final de trinca,<br>calculados pelo método de LANDES e BEGLEY [59] e<br>HERRERA e LANDES [19]. Aço da classe API 5L-X70<br>ensaioado à temperatura de 233 K..... | 212 |

|  |     |
|--|-----|
| Figura 6.13 - Desvio entre os valores do comprimento final de trinca,<br>calculados pelo método de LANDES e BEGLEY [59] e<br>HERRERA e LANDES [19]. Aço da classe ASTM A516-GR65<br>ensaiado à temperatura ambiente..... | 212 |
| Figuras A.1.1 a A.1.6 - Curvas $\log P_N \times \log \Delta_{pl}/W$ usadas para a<br>determinação de "n" e "β". Aço da classe API 5L-<br>X70, ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C).....                               | 217 |
| Figuras A.1.7 a A.1.12 - Curvas $\log P_N \times \log \Delta_{pl}/W$ usadas para a<br>determinação de "n" e "β". Aço da classe ASTM<br>A516-GR65, ensaiado à temperatura de 298 K<br>(25 °C).....                        | 220 |
| Figuras A.1.13 a A.1.15 - Curvas $\log P_N \times \log \Delta_{pl}/W$ usadas para a<br>determinação de "n" e "β". Aço da classe API 5L-<br>X70 ensaiado à temperatura de 233 K (-40 °C).....                             | 223 |
| Figura A.2.1 - Curva J-R, esquemática com as bandas de variação.....   | 226 |

## RESUMO

Neste trabalho pode-se notar dois aspectos: Inicialmente foi feito um estudo dos fundamentos teóricos da Mecânica da Fratura, suas equações e relações fundamentais; em seguida foi feita a análise da aplicabilidade do método de um único corpo de prova para determinar a curva de resistência J-R de dois aços de procedência nacional.

Enfatizando o segundo aspecto, pode-se dizer que as curvas J-R representam ferramentas importantes para a determinação da tenacidade à fratura de materiais que se comportam dentro do campo elasto-plástico. A partir destas curvas são estabelecidos critérios para definição e determinação da resistência a propagação de trincas.

Os métodos mais utilizados para a determinação das curvas J-R são os de múltiplos corpos de prova e de um único corpo de prova (método dos múltiplos carregamentos e descarregamentos "*compliance*"). Por outro lado, procedimentos analíticos, baseado no método da normalização (*key curve*), vêm sendo desenvolvidos para a determinação da curva J-R diretamente a partir da curva de carga versus deslocamento do ponto de aplicação da carga.

Portanto, neste trabalho, estudou-se à temperatura ambiente e a baixa temperatura o comportamento à fratura de dois aços do tipo ARBL - Alta Resistência e Baixa Liga: um que atende as especificações da classe API 5L-X70, usado na fabricação de tubulações e um outro que atende as especificações da classe ASTM A516 GR-65, usado na fabricação de vasos de pressão.

Corpos de prova do tipo flexão a três pontos foram ensaiados em uma máquina universal de ensaios mecânicos, servo hidráulica (MTS-810), sob controle de deslocamento, com uma velocidade de deslocamento do travessão da máquina de  $3,33 \times 10^{-6}$  m/s.

Neste trabalho usou-se o método desenvolvido por Herrera e Landes para determinar a curva de resistência J-R. A curva de calibração foi ajustada por meio de uma lei de potência, utilizando a forma funcional da relação de Ramberg-Osgood. Verificou-se uma dependência do expoente da lei de potência com a tenacidade do material.

A aplicabilidade do método de Herrera e Landes para a determinação da curva J-R mostrou-se satisfatória quando comparado com o método dos múltiplos corpos de prova.

## ABSTRACT

In this work the foundations of fracture mechanics theory, its equations and fundamental relationships as well as the method of single specimen test to determine the J-R curve were studied.

Herrera and Landes normalization method(Key Curve) to determine the J-R curve was studied. Its applicability was analysed for two HSLA steels: a controlled rolled API 5L-X70 pipelines steel plate, produced with inclusions morphology control, and an ASTM A516-GR65 pressure vessels steel plate.

The tests were made at room and low temperatures and three point bend specimens were used. The normalization curve(Key Curve) was analytically determined and the points fit was executed by a power law. The Ramberg-Osgood's functional form relationship was used. It was observed that material fracture toughness affects the power law exponent.

The results were confronted with other obtained by the multiple specimens test method. Such procedure brought in to evidence that Herrera and Landes normalization method is suitable to determinate J-R curve for the studied steels.

# SIMBOLOGIA

- a** - Semi eixo maior de uma trinca elíptica.
- a, a<sub>0</sub>** - Comprimento inicial de trinca.
- a<sub>f</sub>** - Comprimento final de trinca.
- A** - Área sob a curva carga versus deslocamento do ponto de aplicação de carga em unidades de energia.
- b** - Ligamento na frente da ponta da trinca.
- B** - Espessura do corpo de prova.
- c** - Flexibilidade ("compliance").
- CTOD** - Abertura da ponta da trinca.
- dU** - Variação da energia potencial.
- E** - Módulo de elasticidade do material.
- G** - Módulo de elasticidade transversal.
- G** - Taxa de liberação de energia elástica.
- G<sub>c</sub>** - Taxa de liberação de energia elástica crítica.
- G<sub>IC</sub>** - Taxa de liberação de energia elástica crítica para o modo I de carregamento.
- I<sub>n</sub>** - Função de (n) e (θ).
- J** - Integral J.
- J<sub>c</sub>** - Integral J crítica.
- J<sub>f</sub>** - Integral J determinada no ponto final de carregamento.
- J<sub>i</sub>** - Integral J de início de propagação de trinca.
- J<sub>IC</sub>** - Integral J crítica para o modo I de carregamento.
- k** - Função do coeficiente de poisson.

|                       |   |
|-----------------------|---|
| <b>K</b>              | - Fator de intensidade de tensão.   |
| <b>K<sub>c</sub></b>  | - Fator de intensidade de tensão crítico.   |
| <b>K<sub>IC</sub></b> | - Fator de intensidade de tensão crítico sob deformação plana.                                |
| <b>K<sub>t</sub></b>  | - Fator concentração de tensão.   |
| <b>n</b>              | - Coeficiente de encruamento.   |
| <b>P</b>              | - Função conjugada harmônica.   |
| <b>P</b>              | - Carga.  |
| <b>P<sub>f</sub></b>  | - Carga no ponto final de carregamento.   |
| <b>P<sub>0</sub></b>  | - Carga no início de propagação de trinca.  |
| <b>q</b>              | - Função conjugada harmônica.   |
| <b>Q</b>              | - Carga.  |
| <b>r</b>              | - Raio na ponta da trinca (define junto com o ângulo um lugar geométrico na ponta da trinca). |
| <b>rp*</b>            | - Raio da zona plástica na ponta da trinca de Irwin.  |
| <b>S</b>              | - Espaçamento entre os pontos de apoios nos ensaios de flexão sob três pontos.                |
| <b>T<sub>m</sub></b>  | - Módulo de resistência à ruptura ou módulo de rasgamento.                                    |
| <b>u</b>              | - Deslocamento na direção do eixo x.  |
| <b>U</b>              | - Energia de deformação elástica.   |
| <b>v</b>              | - Deslocamento na direção do eixo y.  |
| <b>v</b>              | - Abertura da face da trinca.   |
| <b>V<sub>pl</sub></b> | - Componente plástica da abertura do "clip gauge" (faces da trinca).                          |
| <b>W</b>              | - Altura do corpo de prova (W=2B).  |
| <b>x</b>              | - Distância do centro da trinca segundo a direção x (trinca de Wells).                        |
| <b>Y</b>              | - Fator de forma.   |



|                                    |   |
|------------------------------------|---|
| $z$                                | - Altura do suporte ou da face de apoio do extensômetro de fratura. |
| $\sigma$                           | - Tensão nominal.   |
| $\sigma_0$                         | - Tensão de referência.   |
| $\sigma_y$                         | - Tensão limite de escoamento ou limite de escoamento.              |
| $\sigma_R$                         | - Tensão limite de resistência ou limite de resistência.            |
| $\sigma^*$                         | - Tensão de instabilidade.  |
| $\sigma_f$                         | - Tensão de fluxo.  |
| $\sigma_{ij}$                      | - Tensor tensão.  |
| $\tilde{\sigma}_{ij}(\theta, n)$   | - Função de $(n)$ e $(\theta)$ .                                    |
| $\sigma_{xx}$                      | - Tensão normal ao eixo dos $x$ .                                   |
| $\sigma_{xy}$                      | - Tensão transversal.   |
| $\sigma_{yy}$                      | - Tensão normal ao eixo dos $y$ .                                   |
| $\epsilon$                         | - Elongação e/ou elongação específica.                              |
| $\epsilon_0$                       | - Elongação e/ou elongação específica de referência.                |
| $\epsilon_y$                       | - Elongação e/ou elongação específica no escoamento.                |
| $\epsilon_{ij}$                    | - Deformação e/ou tensor deformação.                                |
| $\tilde{\epsilon}_{ij}(\theta, n)$ | - Função de $(n)$ e $(\theta)$ .                                    |
| $\rho$                             | - Zona plástica de Dugdale.   |
| $\gamma$                           | - Energia superficial específica.                                   |
| $\nu$                              | - Coeficiente de Poisson.   |
| $\delta$                           | - CTOD.   |
| $\delta_c$                         | - CTOD crítico.   |
| $\delta_f$                         | - CTOD de início de propagação de trinca.                           |
| $\delta_{el}$                      | - CTOD elástico.  |

- $\delta_{pl}$  - CTOD plástico.
- $\phi$  - CTOD adimensional.
- $\Delta$  - Deslocamento do ponto de aplicação de carga.
- $\Delta_a$  - Propagação de trinca.
- $\Delta_a$  - Propagação de trinca total (com a zona estirada na ponta da trinca inclusa).
- $\Delta_{el}$  - Componente elástica do deslocamento do ponto de aplicação de carga.
- $\Delta_{pl}$  - Componente plástica do deslocamento do ponto de aplicação de carga.
- $\Delta_f$  - Deslocamento do ponto de aplicação de carga, no final do carregamento.
- $\Delta_0$  - Deslocamento do ponto de aplicação de carga, no início de propagação de trinca.

# CAPÍTULO I

## 1- INTRODUÇÃO

Desde a segunda Guerra Mundial vem-se estudando falhas em estruturas (cascos de navios, tanques de guerra etc...), e estes estudos vem sendo feitos dentro do campo da Mecânica da Fratura.

Entretanto para materiais que se comportam dentro do campo linear elástico o parâmetro que define a tenacidade a fratura é o Fator de Intensidade de Tensão  $K$ , IRWIN[1], padronizado pela norma BS 5447/77 [2].

Com a necessidade de medir a tenacidade à fratura em materiais com comportamento elasto-plástico, caso dos aços estruturais, surgiram os conceitos de CTOD, WELLS [3] e BUDERKIN e STONE [4] e da INTEGRAL  $J$ , RICE [5]. O CTOD foi sistematizado pela norma BS 5762/79 [6] e a Integral  $J$  pela norma ASTM E813-81 [7].

Nestas normas encontram-se os procedimentos para a determinação da curva -  $R$  (curva de resistência), importante para a avaliação da tenacidade à fratura dos materiais. A partir desta curva, critérios são estabelecidos para a definição e a determinação da tenacidade de início de fratura ( $\delta_i$ ,  $J_i$ ). O método utilizado para levantar a curva  $R$  é o dos múltiplos corpos de prova, ou seja, corpos de prova são ensaiados, e registros gráficos são plotados relacionando-se a carga e o deslocamento. Este deslocamento pode ser o deslocamento da abertura das faces da trinca, no caso do ensaio de CTOD, ou o deslocamento do ponto de aplicação da carga, no caso do ensaio de Integral  $J$  (representados por  $V$  e  $\Delta$  respectivamente).

O tamanho da trinca ( $\Delta a$ ) é marcado pelo método de oxidação a quente. Os corpos de provas posteriormente são quebrados à temperatura do nitrogênio líquido e a extensão da trinca é medida com o auxílio de um instrumento de medição óptica.

A vantagem deste método é a sua simplicidade por não requerer equipamentos de medição complicados e subsequentes processamentos de dados. Entretanto, esta metodologia apresenta inconvenientes, tais como:

1º - A necessidade de diversos corpos de prova para estabelecer a curva - R, o que determina um aumento nos custos devido a preparação dos corpos de prova e o aumento do tempo de ensaio, podendo ainda não haver material suficiente para a confecção dos mesmos, especialmente quando se trata de material irradiado;

2º - Muitos materiais apresentam uma significativa dispersão na tenacidade à fratura de corpo de prova para corpo de prova e, portanto, para se obter uma avaliação própria desta dispersão do material e sua influência sobre a curva - R, mais corpos de prova deverão ser ensaiados;

3º - Nos ensaios de Integral J não é possível corrigir J com o crescimento de trinca, já que para se obter a Integral J corrigida, o comprimento da trinca para cada ponto de  $P \times \Delta$  deve ser conhecido, e, nos ensaios com múltiplos corpos de prova somente os comprimentos inicial e final da trinca são conhecidos. Embora a diferença entre os valores de J corrigidos e não corrigidos muitas vezes permaneça pequena ou desprezível, para extensões de trincas próximo ao início de propagação, este não é o caso para grandes extensões de trinca ou quando corpos de prova muito pequenos são ensaiados, STEENKAMP [8].

Em vista disso, métodos alternativos para determinar  $\delta_i$  e  $J_i$  vêm sendo propostos com a utilização de um único corpo de prova, LAI e ZHANG [9] e LAI et al [10].

Para o caso em que se deseje determinar a curva J-R a partir de um único corpo de prova, o valor da Integral J deverá ser avaliado em cada ponto da curva  $P \times \Delta$ , devendo a extensão de trinca ser conhecida. Entretanto para que o método de um único corpo de prova seja eficiente é necessário a determinação precisa da extensão de trinca durante o carregamento do corpo de prova.

Existe pelo menos três possibilidades para se determinar a extensão de trinca durante o teste do corpo de prova:

1<sup>a</sup> - Medir experimentalmente uma determinada grandeza pela qual a extensão de trinca possa ser determinada indiretamente, por exemplo, o método dos múltiplos carregamentos e descarregamento (compliance), JOYCE e GUDAS [11], WILLOUGHBY e GARWOOD [12] e STEENKAMP [8], método da queda de potencial, SCHWALBE et al [13], STEENKAMP [8] e VASSILAROS e HACKETT [14] e o método de emissão acústica ou ultra-sônica, YIN et al [15].

2<sup>o</sup> - Determinar a extensão de trinca analiticamente a partir do gráfico de  $P \times \Delta$ , usando uma curva de referência (curva de calibração) que pode ser obtida experimentalmente, analiticamente e numericamente. Esta aproximação é conhecida como o método "key curve", JOYCE et al [16] e ERNST et al [17,18].

3<sup>o</sup> - Uma terceira possibilidade envolve repetidas marcações diretas da frente da trinca, durante o teste, por tinta penetrante, STEENKAMP [8].

No presente trabalho estudou-se a aplicabilidade do método desenvolvido por HERRERA e LANDES [19], para a determinação do crescimento estável de trinca e conseqüentemente da curva J-R para os aços, da classe API 5LX 70, aplicado em tubulações, e ASTM A516-GR65, utilizado em vasos de pressão. O método também denominado de método da "normalização" é baseado no princípio da separação da carga mecânica, inicialmente desenvolvido por ERNST et al [17,18] e denominado de "Key curve" JOYCE et al [16].

A curva de referência (curva de calibração) utilizada neste trabalho foi determinada analiticamente segundo a metodologia desenvolvida por HERRERA e LANDES [19]. Os resultados foram comparados com os obtidos pelo método dos múltiplos corpos de prova.

Os dois métodos foram analisados e discutidos com o objetivo de verificar a aplicabilidade do método da normalização, bem como avaliar suas limitações no que diz

respeito a aplicações em pequenos carregamentos e na determinação do ponto de início de propagação de trinca.

# CAPÍTULO II

## 2 - FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

### 2.1 - INTRODUÇÃO

Neste capítulo pretende-se fazer uma abordagem geral da Mecânica da Fratura. Os fundamentos teóricos da mecânica da fratura serão interpretados, através do domínio matemático e mecânico de suas equações e relações fundamentais.

Entende-se que a literatura técnica na área, muitas vezes, não se propõem a apresentar de forma mais detalhada as relações matemáticas das equações aplicadas à Mecânica da Fratura. Portanto, dentro do sub-ítem relacionado à Mecânica da Fratura Linear Elástica, estudar-se-á o desenvolvimento matemático realizado por INGLIS [21] para o comportamento de uma chapa carregada uniformemente contendo uma trinca elíptica e, em seguida, o trabalho realizado por WESTERGAARD [22] para a determinação do campo de tensões na ponta de uma trinca.

No sub-ítem relativo à Mecânica da Fratura Elasto-Plástica será analisado o desenvolvimento matemático realizado para o estabelecimento das metodologias do deslocamento da abertura da ponta da trinca (CTOD), WELLS [3] e BURDEKIN e STONE [4], e, da Integral J, RICE [5].

## 2.2 - MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA

### 2.2.1 - ABORDAGEM SOB O PONTO DE VISTA DO COMPORTAMENTO

#### MECÂNICO NAS VIZINHANÇAS DA PONTA DA TRINCA -

#### FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÃO (K)

Segundo TIMOSHENKO e GOODIER [23], "as coordenadas polares, associadas com as componentes de tensão mostram-se úteis para o tratamento de problemas que envolvem contornos circulares concêntricos. Se os contornos consistirem em outras curvas, elipses, por exemplo, será vantajoso o uso de coordenadas curvilíneas".

A teoria das coordenadas curvilíneas foi desenvolvida por LAMÉ [24], e uma das mais importantes aplicações desta teoria, dentro do campo da mecânica da fratura, foi o estudo feito por INGLIS [21] na determinação das tensões ao redor de um furo elíptico, numa chapa de dimensões infinitas carregada uniformemente.

Sabe-se da teoria da elasticidade que as tensões e os deslocamentos são determinados se as relações tensão deformação, condições de equilíbrio, compatibilidade e de contorno são satisfeitas. Um importante conceito para a resolução dos problemas da teoria da elasticidade foi proposto por AIRY [25], introduzindo uma função  $\Phi$  de  $x$  e  $y$ , para a determinação das tensões no estado bidimensional, da forma:

$$\sigma_x = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2}, \quad \sigma_y = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2}, \quad \sigma_{xy} = -\frac{\partial^2 \Phi}{\partial x \partial y} \quad (2.1)$$

Desta forma, obtendo-se a função  $\Phi$ , as tensões ficam determinadas pelas equações desenvolvidas por AIRY [25], desde que, as mesmas satisfaçam as condições de contorno para o problema. No



entanto VEDIA [26] coloca que esta última restrição a ser feita é que limita o número de soluções analíticas para as tensões em um corpo de geometria complicada, requerendo assim, o emprego de métodos numéricos.

Os deslocamentos podem ser obtidos pelas equações:

$$2Gu = -\frac{\partial \Phi}{\partial x} + \frac{4}{1+\nu} p \quad (2.2)$$

$$2Gv = -\frac{\partial \Phi}{\partial y} + \frac{4}{1+\nu} q \quad (2.3)$$

onde:  $\nu$  é o coeficiente de Poisson,

$G$  é o módulo de elasticidade transversal,

$u$  e  $v$  são os deslocamentos nas direções  $x$  e  $y$  respectivamente e

$p$  e  $q$  são funções conjugadas harmônicas.

Conhecendo-se o valor de  $\Phi$  devemos então determinar  $P = \nabla^2 \Phi$ , e em seguida determinar-se uma função conjugada  $Q$  por meio das equações de Cauchy-Rieman:

$$\frac{\partial P}{\partial x} = \frac{\partial Q}{\partial y}; \quad \frac{\partial P}{\partial y} = -\frac{\partial Q}{\partial x} \quad (2.4)$$

obtendo-se a função  $f(z) = P + i Q$  e  $p$  e  $q$  por integração de  $f(z)$ .

A função tensão  $\Phi(x,y)$  também pode ser expressa em termos de funções analíticas  $\psi(z)$  e  $\chi(z)$ , chamadas de potenciais complexos, da forma:

$$\Phi = \text{Re} [\bar{z} \psi(z) + \chi(z)] \quad (2.5)$$

onde:  $z = x + iy$  e  $\bar{z} = x - iy$

A partir daí pode-se determinar os correspondentes deslocamentos e tensões em termos de potenciais complexos da forma:

$$2G(u + iv) = k\psi(z) - z\bar{\psi}'(\bar{z}) - \bar{\chi}'(\bar{z}) \quad (2.6)$$

$$\sigma_{xx} + \sigma_{yy} = 2[\psi'(z) + \bar{\psi}'(\bar{z})] = 4\text{Re}\psi'(z) \quad (2.7)$$

$$\sigma_{yy} - \sigma_{xx} + 2i\sigma_{xy} = 2[\bar{z}\psi''(z) + \chi''(z)] \quad (2.8)$$

onde  $k = \frac{3-\nu}{1+\nu}$  para tensão plana e  $k = 3-4\nu$  para deformação plana.

Portanto, agora, os correspondentes deslocamentos e tensões podem ser encontrados, bastando para isto determinar as funções  $\psi(z)$  e  $\chi(z)$ .

Por outro lado, os deslocamentos e tensões podem ainda serem tratados usando-se as coordenadas curvilíneas. Basta para isso que se faça a relação entre o sistema de coordenadas curvilíneas com o sistema de coordenadas cartesianas.

A partir daí estabelece-se a relação das componentes de tensão em coordenadas curvilíneas em termos de potenciais complexos.

Para um sistema de coordenadas curvilíneas, Figura 2.1, tem-se a variável complexa  $\xi = \alpha + i\beta$ , onde  $\alpha$  e  $\beta$  são as coordenadas do sistema

curvilíneo. A relação entre  $\xi$  e a variável  $z = x + iy$  no sistema de coordenadas cartesianas é dada por:

$$z = c \cosh \xi \quad (2.9)$$

onde,  $c$  é uma constante.

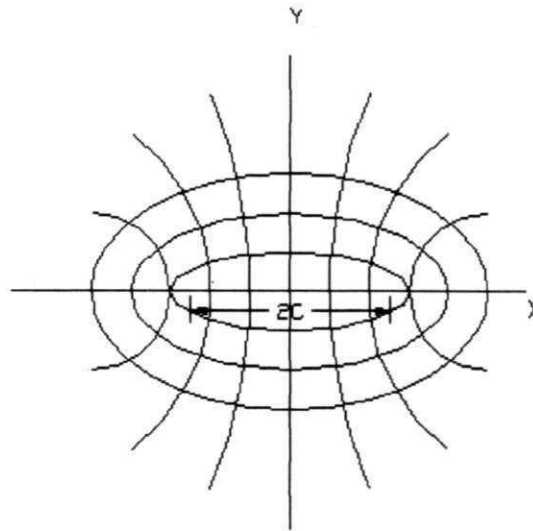


Figura 2.1 - Sistema de coordenadas curvilíneas.

Se a parte real e imaginária de cada lado da Equação 2.9 são separadas, tem-se:

$$x = c \cosh \alpha \cos \beta; \quad y = c \sinh \alpha \sin \beta \quad (2.10)$$

Por outro lado, eliminando-se  $\beta$  da Equação 2.10, obtém-se:

$$\frac{x^2}{\cosh^2 \alpha} + \frac{y^2}{\sinh^2 \alpha} = c^2 \quad (2.11)$$

Se  $\alpha$  for constante esta equação representará uma elipse com semi-eixos  $c \cosh \alpha$  e  $c \sinh \alpha$ , cujos focos situam-se em  $x = \pm c$ . Por outro lado, para diferentes valores de  $\alpha$ , obtém-se diferentes elipses com os mesmos focos, isto é, uma família de elipses homofocais, Figura 2.1. Sobre qualquer uma destas elipses,  $\alpha$  é uma constante e  $\beta$  varia no intervalo de 0 a  $2\pi$ , enquanto que sob as mesmas circunstâncias, em coordenadas polares,  $r$  é constante e  $\theta$  varia. Da mesma forma para um valor de  $\beta$  constante, esta equação representa uma hipérbole, cujos focos são os mesmos das elipses. Então ela representa uma família de hipérbolas homofocais, sobre qualquer uma das quais  $\beta$  é constante e  $\alpha$  varia.

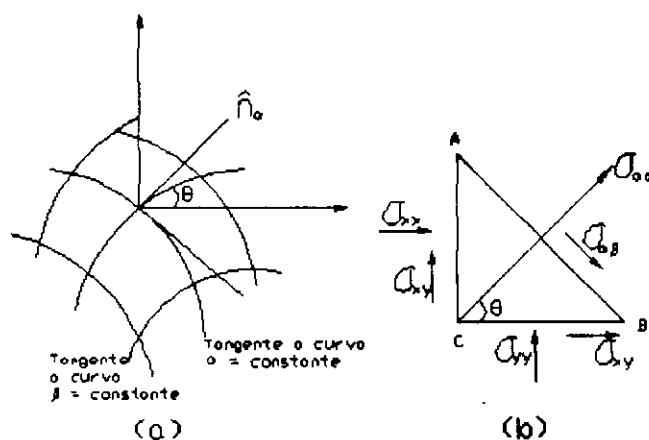


Figura 2.2 - Definição das tensões em coordenadas elípticas, (a) - relação entre coordenadas elípticas e coordenadas cartesianas, (b) - relação entre as componentes de tensão.

Com as Equações 2.6, 2.7 e 2.8 obtém-se as componentes cartesianas dos deslocamentos e das tensões em termos dos potenciais complexos  $\psi(z)$  e  $\chi(z)$ . Sob coordenadas curvilíneas os potenciais complexos podem ser tomados como função de  $\xi$ , enquanto que a variável

complexa  $z$  é definida em termos de  $\xi$  pela Equação 2.9. Portanto, não existe então dificuldade em exprimir-se  $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_{yy}$  e  $\sigma_{xy}$  em termos de  $\alpha$  e  $\beta$ . Em geral, porém, é conveniente especificar as tensões como:  $\sigma_{\alpha\alpha}$ , a componente normal à curva onde  $\alpha$  é constante,

$\sigma_{\beta\beta}$ , a componente normal à curva onde  $\beta$  é constante e

$\sigma_{\alpha\beta}$ , a componente tangencial às curvas, Figura 2.2.

Da Figura 2.2b, tem-se:

$$\sigma_{\alpha\alpha} = \frac{1}{2}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) + \frac{1}{2}(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})\cos 2\theta + \sigma_{xy}\sin 2\theta \quad (2.12)$$

$$\sigma_{\alpha\beta} = -\frac{1}{2}(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})\sin 2\theta + \sigma_{xy}\cos 2\theta \quad (2.13)$$

Por outro lado, substituindo  $\theta$  por  $[(\pi/2) + \theta]$ , obtém-se:

$$\sigma_{\beta\beta} = \frac{1}{2}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) - \frac{1}{2}(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})\cos 2\theta - \sigma_{xy}\sin 2\theta \quad (2.14)$$

A partir das Equações 2.12 a 2.14, tem-se as relações:

$$\sigma_{\alpha\alpha} + \sigma_{\beta\beta} = \sigma_{xx} + \sigma_{yy} \quad (2.15)$$

$$\sigma_{\beta\beta} - \sigma_{\alpha\alpha} + 2i\sigma_{\alpha\beta} = e^{2i\theta}(\sigma_{yy} - \sigma_{xx} + 2i\sigma_{xy}) \quad (2.16)$$

O fator  $e^{2i\theta}$  ( $e^{2i\theta} = \cos 2\theta + i \sin 2\theta$ ), em coordenadas curvilíneas, é dado por:

$$e^{2i\theta} = \frac{f'(\xi)}{\bar{f}'(\bar{\xi})} = \frac{\sinh \xi}{\sinh \bar{\xi}} \quad (2.17)$$

onde  $f'(\xi)$  é a derivada de  $f(\xi)$  e  $\bar{f}'(\bar{\xi})$  é a conjugada de  $f'(\bar{\xi})$ .

O deslocamento em coordenadas curvilíneas é composto de uma componente  $u_\alpha$  na direção crescente de  $\alpha$ , Figura 2.2, e de uma componente  $u_\beta$  na direção crescente de  $\beta$ . Se  $u$  e  $v$  forem as componentes cartesianas do deslocamento, tem-se:

$$u_\alpha = u \cos\theta + v \sin\theta, \quad u_\beta = v \cos\theta - u \sin\theta \quad (2.18)$$

e portanto,

$$u_\alpha + i u_\beta = e^{-i\theta} (u + iv) \quad (2.19)$$

Logo, combinando-se as Equações 2.6, 2.7 e 2.8 com as Equações 2.15, 2.16 e 2.19, tem-se as seguintes equações para as componentes de tensão e deslocamento.

$$\sigma_{\alpha\alpha} + \sigma_{\beta\beta} = 2[\psi'(z) + \bar{\psi}'(\bar{z})] = 4 \operatorname{Re} \psi'(z) \quad (2.20)$$

$$\sigma_{\beta\beta} - \sigma_{\alpha\alpha} + 2i\sigma_{\alpha\beta} = 2e^{2i\theta} [\bar{z}\psi''(z) + \chi''(z)] \quad (2.21)$$

$$2G(u_\alpha + iu_\beta) = e^{-i\theta} [k\psi(z) - z\bar{\psi}'(\bar{z}) - \bar{\chi}'(\bar{z})] \quad (2.22)$$

Considerando-se uma chapa de dimensões infinitas com um furo elíptico, onde o semi-eixo maior é igual a "a" e o semi-eixo menor igual a "b", e o eixo maior normal a tensão uniforme  $\sigma$ , como indicado na Figura 2.3, INGLIS [21].

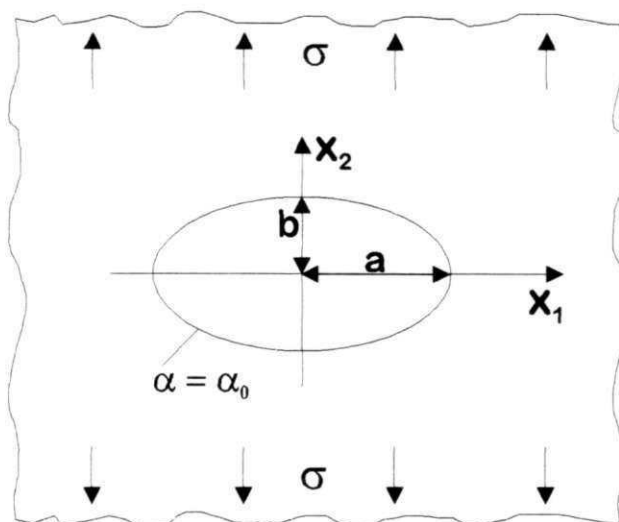


Figura 2.3 - Furo elíptico em uma chapa com dimensões infinitas.

Para esses semi-eixos pode-se escrever:

$c \cosh \alpha_0 = a$  ;  $c \sinh \alpha_0 = b$  e da Equação 2.10, tem-se:

$$\frac{x_1^2}{a^2} + \frac{x_2^2}{b^2} = 1 \quad (2.23)$$

No limite, quando  $\alpha_0 \rightarrow 0$ , a elipse torna-se uma trinca de comprimento  $2c=2a$  e quando  $\alpha_0 \rightarrow \infty$   $a=b$ , torna-se uma circunferência, Figura 2.3.

Quando um ponto de uma elipse  $\alpha$  qualquer, percorre uma volta completa ao redor da mesma, o valor correspondente de  $\beta$  varia de 0 a

$2\pi$ . A continuidade das componentes de deslocamento e de tensão exige que estas sejam periódicos em  $\beta$ , com período  $2\pi$ , de tal forma que seus valores tanto para  $\beta = 2\pi$  como para  $\beta = 0$  sejam as mesmas, Figura 2.1.

No infinito, suponha que  $\sigma_{\beta\beta}=\sigma$ ,  $\sigma_{\alpha\alpha}=\sigma_{\alpha\beta}=0$ , então; das Equações 2.20 e 2.21, tem-se:

$$4 \operatorname{Re}\psi'(z) = \sigma \quad (2.24)$$

$$2e^{2i\theta} [\bar{z}\psi''(z) + \chi''(z)] = \sigma \quad (2.25)$$

Na superfície do furo,  $\alpha=\alpha_0$ ,  $\sigma_{\alpha\alpha}=\sigma_{\beta\alpha}=0$ . INGLIS[21], encontrou funções potenciais complexas que satisfazem estas condições de contorno e que são periódicas em  $\beta$  com período  $2\pi$ , ou seja:

$$4\psi(z) = \sigma c [e^{2\alpha_0} \cos 2\theta \cosh \xi + (1 - e^{2\alpha_0 + 2i\theta}) \sinh \xi] \quad (2.26)$$

$$4\chi(z) = -\sigma c^2 [(\cosh 2\alpha_0 - \cos 2\theta)\xi + \frac{1}{2}e^{2\alpha_0} \cosh 2(\xi - \alpha_0 - i\theta)] \quad (2.27)$$

onde  $\theta$  é o ângulo entre o eixo maior da elipse e a direção da tensão aplicada.

A tensão  $\sigma_{\beta\beta}$  na superfície do furo elíptico pode ser obtida aplicando a Equação 2.26, pois para o caso de  $\sigma_{\alpha\alpha}$  ser igual a zero, tem-se:

$$\sigma_{\beta\beta(\alpha=\alpha_0)} = \sigma \frac{\sinh 2\alpha_0 + \cos 2\theta - e^{2\alpha_0} \cos 2(\theta - \beta)}{\cosh 2\alpha_0 - \cos 2\beta} \quad (2.28)$$



Sendo a tensão de tração normal ao eixo maior da elipse, Figura 2.3, ou seja,  $\theta = \pi/2$ , tem-se

$$\sigma_{\beta\beta(\alpha=\alpha_0)} = \sigma \frac{\sinh 2\alpha_0 - 1 + e^{2\alpha_0} \cos 2\beta}{\cosh 2\alpha_0 - \cos 2\beta} \quad (2.29)$$

O valor máximo de  $\sigma_{\beta\beta}$  ocorre nas extremidades do eixo maior da elipse, Figura 2.3, onde  $\beta=0(2\pi)$  ou  $\pi$ . Neste caso,  $\cos(2\beta) = 1$  e  $\sigma_{\beta\beta}$  é obtido através da Equação 2.30.

$$\sigma_{\beta\beta(\beta=0)} \equiv \sigma_{yy} = \sigma \frac{\sinh 2\alpha_0 - 1 + e^{2\alpha_0}}{\cosh 2\alpha_0 - 1} \quad (2.30)$$

Como  $c^2 = a^2 - b^2$ , uma das relações básicas da equação da elipse, podemos escrever a partir das Equações 2.11 e 2.23:

$$\sinh 2\alpha_0 = \frac{2ab}{c^2} \quad ; \quad \cosh 2\alpha_0 = \frac{a^2 + b^2}{c^2}$$

e portanto, obtém-se:

$$\sigma_{\beta\beta(\beta=0\pi)} \equiv \sigma_{yy} = \sigma \left(1 + 2 \frac{a}{b}\right) \quad (2.31)$$

O termo entre parênteses na Equação 2.31 foi definido como Fator de Concentração de Tensão, ou seja,  $K_t = (1 + 2 a/b)$  para um furo elíptico.

Método semelhante foi usado por NEUBER [27] para a determinação de Fatores de Concentração de Tensão de entalhes internos e externos que se aproximavam da forma elíptica ou hiperbólica. Portanto, desde então, expressões e curvas para a determinação de Fatores de Concentração de Tensão tem sido tabulados em Handbooks, PETERSON [28].

O Fator de Concentração de Tensão ( $K_t$ ) descreve o efeito da geometria da trinca no valor da tensão local, isto é, na ponta da trinca. É uma grandeza adimensional que não considera a distribuição de tensão na frente da trinca.

Estudos voltados para a distribuição de tensão na frente da trinca foram desenvolvidos, e, um dos primeiros trabalhos realizados neste sentido foi o de WESTERGAARD [22]. Neste trabalho, ele estudou uma placa de dimensões infinitas Figura 2.4, carregada biaxialmente e com uma trinca central, introduziu-se um tipo particular de função complexa em que se analisa a compatibilidade das propriedades desta função com condições de contorno adequadas.

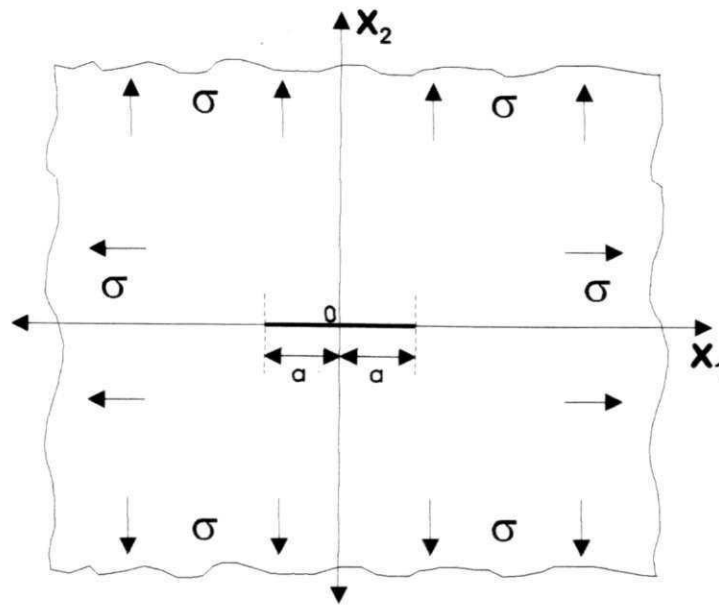


Figura 2.4 - Modelo de WESTERGAARD [22], para uma trinca sob tensão biaxial em uma placa de dimensões infinitas.

De acordo com WESTERGAARD [22], tem-se:

$$\Phi = \operatorname{Re} \bar{\bar{\phi}}(z) + y \operatorname{Im} \bar{\phi}(z) \quad (2.32)$$

onde  $\phi(z)$  é uma função analítica da variável complexa  $z(x + iy)$  e  $\bar{\bar{\phi}}(z)$  e  $\bar{\phi}(z)$  são as primeiras e segundas integrais respectivamente.

A partir das funções de tensão de AIRY[24], definem-se as tensões  $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_{yy}$ ,  $\sigma_{xy}$ , ou seja, aplicando-se a equação de WESTERGAARD[22] e usando-se as propriedades de Cauchy-Rieman e, por outro lado, sabendo-se que;

$$\frac{\partial f(z)}{\partial x} = \frac{\partial f(z)}{\partial z} = f'(z) \quad (2.33)$$

$$\frac{\partial f(z)}{\partial y} = \frac{i \partial f(z)}{\partial z} = if'(z) \quad (2.34)$$

tem-se respectivamente:

$$\sigma_{yy} = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} = \frac{\partial}{\partial z} \left( \frac{\partial \Phi}{\partial z} \right) = \frac{\partial}{\partial z} \left[ \frac{\partial}{\partial z} (\operatorname{Re} \bar{\phi}(z) + y \operatorname{Im} \bar{\phi}(z)) \right]$$

$$\sigma_{yy} = \frac{\partial}{\partial z} [\operatorname{Re} \bar{\phi}(z) + y \operatorname{Im} \phi(z)]$$

$$\sigma_{yy} = \operatorname{Re} \phi(z) + y \operatorname{Im} \phi'(z) \quad (2.35)$$

e

$$\sigma_{xx} = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2} = \frac{\partial}{\partial y} \left[ \frac{\partial}{\partial y} (\operatorname{Re} \bar{\phi}(z) + y \operatorname{Im} \bar{\phi}(z)) \right]$$

$$\sigma_{xx} = \frac{\partial}{\partial y} \left[ -\frac{\partial \operatorname{Im} \bar{\phi}(z)}{\partial x} + \operatorname{Im} \bar{\phi}(z) + y \frac{\partial}{\partial x} \operatorname{Re} \bar{\phi}(z) \right]$$

$$\sigma_{xx} = \frac{\partial}{\partial y} [-\operatorname{Im} \bar{\phi}(z) + \operatorname{Im} \bar{\phi}(z) + y \operatorname{Re} \phi(z)]$$

$$\sigma_{xx} = \frac{\partial}{\partial y} y \operatorname{Re} \phi(z) = \operatorname{Re} \phi(z) + y \frac{\partial}{\partial y} \operatorname{Re} \phi(z)$$

$$\sigma_{xx} = \operatorname{Re} \phi(z) + y \left( -\frac{\partial}{\partial x} \operatorname{Im} \phi(z) \right) = \operatorname{Re} \phi(z) - y \frac{\partial}{\partial x} \operatorname{Im} \phi(z)$$

$$\sigma_{xx} = \text{Re}\phi(z) - y \text{Im}\phi'(z) \quad (2.36)$$

enquanto que,

$$\sigma_{xy} = -\frac{\partial^2 \Phi}{\partial x \partial y} = -\frac{\partial}{\partial x} \left[ \frac{\partial}{\partial y} (\text{Re}\bar{\phi}(z) + y \text{Im}\bar{\phi}(z)) \right]$$

$$\sigma_{xy} = -\frac{\partial}{\partial x} \left[ \frac{\partial}{\partial y} \text{Re}\bar{\phi}(z) + \text{Im}\bar{\phi}(z) + y \frac{\partial}{\partial y} \text{Im}\bar{\phi}(z) \right]$$

$$\sigma_{xy} = -\frac{\partial}{\partial x} \left[ -\frac{\partial}{\partial x} \text{Im}\bar{\phi}(z) + \text{Im}\bar{\phi}(z) + y \frac{\partial}{\partial x} \text{Re}\bar{\phi}(z) \right]$$

$$\sigma_{xy} = -\frac{\partial}{\partial x} [-\text{Im}\bar{\phi}(z) + \text{Im}\bar{\phi}(z) + y \text{Re}\phi(z)]$$

$$\sigma_{xy} = -\frac{\partial}{\partial x} (y \text{Re}\phi(z))$$

$$\sigma_{xy} = -y \text{Re}\phi'(z) \quad (2.37)$$

Para calcular os deslocamentos para um estado plano de tensão, partiu-se das Equações 2.2 e 2.3 em que para obter-se as funções conjugadas  $p$  e  $q$ , deve-se primeiro fazer  $f(z) = P + iQ$ , onde  $P = \nabla^2 \Phi$ , ou seja,

$$P = \nabla^2 \Phi = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2} = 2 \text{Re}\phi(z) \quad (2.38)$$

e

$$Q = 2\text{Im}\phi(z) \quad \text{e} \quad f(z) = P + iQ = 2\text{Re}\phi(z) + i2\text{Im}\phi(z) \quad (2.39)$$

Por outro lado,

$$p + iq = \frac{1}{4} \int f(z) dz = \frac{\text{Re}\bar{\phi}(z)}{2} + \frac{i\text{Im}\bar{\phi}(z)}{2} \quad (2.40)$$

e, portanto,

$$p = \frac{1}{2} \text{Re}\bar{\phi}(z) \quad (2.41)$$

e

$$q = \frac{1}{2} \text{Im}\bar{\phi}(z) \quad (2.42)$$

Logo, tem-se que:

$$2Gu = -[\text{Re}\bar{\phi}(z) + y\text{Im}\phi(z)] + \frac{2}{1+\nu} \text{Re}\bar{\phi}(z) \quad (2.43)$$

ou

$$2Gu = \frac{(1-\nu)}{(1+\nu)} \text{Re}\bar{\phi}(z) - y\text{Im}\phi(z) \quad (2.44)$$

e

$$2Gv = \frac{2}{1+\nu} \text{Im}\bar{\phi}(z) - y \text{Re}\phi(z) \quad (2.45)$$

Para calcular os deslocamentos, para um estado plano de deformação, basta substituir em 2.44 e 2.45,  $\nu$  por  $\frac{\nu}{1-\nu}$ , ou seja:

$$2Gu = (1-2\nu) \text{Re}\bar{\phi}(z) - y \text{Im}\phi(z) \quad (2.46)$$

e

$$2Gv = 2(1-\nu) \text{Im}\bar{\phi}(z) - y \text{Re}\phi(z) \quad (2.47)$$

Nota-se que as Equações 2.35, 2.36, 2.37, 2.44 a 2.47 são soluções gerais que dão os valores das tensões e dos deslocamentos para uma determinada função  $\phi(z)$ .

As tensões e os deslocamentos para o caso particular considerado por WESTERGAARD [22] deve satisfazer as seguintes condições de contorno, pertinentes ao problema:

- 1)  $\sigma_{yy} = 0$  para  $-a < x < a$  e  $y = 0$
- 2)  $\sigma_{yy} \rightarrow \sigma$  quando  $x \rightarrow \infty$
- 3)  $\sigma_{yy} \rightarrow \infty$  (singularidade) em  $x = \pm a$

Considerando as condições de contorno acima, WESTERGAARD [22] definiu a função  $\phi(z)$ :

$$\phi(z) = \frac{\sigma}{\sqrt{1 - \frac{a^2}{z^2}}} \quad (2.48)$$

A partir das Equações 2.35, 2.36 e 2.37, ao longo do eixo dos  $x$  (para  $y = 0$ , Figura 2.4), e considerando a Equação 2.35, tem-se que:

$$\sigma_{yy} = \text{Re}\phi(z) \quad (2.49)$$

e por outro lado, sabendo-se que para  $-a < x < a$   $\sigma_{yy} = 0$ , obtém-se:

$$\sigma_{yy} = \text{Re}\phi(z) = 0 \quad (2.50)$$

Quando  $z \rightarrow \infty$ , da Equação 2.48,  $\phi(z) = \sigma$  e quando  $z = a$  ou  $z = -a$  há uma singularidade, logo as condições de contornos são satisfeitas.

Por outro lado, se a origem for mudada para a ponta da trinca, tomando-se  $\eta = z - a$ , podemos obter a seguinte função tensão que poderá ser usada mais facilmente:

$$\phi(\eta) = \frac{\sigma}{\sqrt{1 - \frac{a^2}{(a+\eta)^2}}} = \frac{\sigma(a+\eta)}{\sqrt{(a+\eta)^2 - a^2}} \quad (2.51)$$

$$\phi(\eta) = \frac{\sigma(a+\eta)}{\sqrt{a^2 + 2a\eta + \eta^2 - a^2}} = \frac{\sigma(a+\eta)}{\sqrt{2a\eta + \eta^2}} \quad (2.52)$$

Quando  $\eta \ll a$ , a Equação 2.52 pode ser simplificada, obtendo-se:



$$\phi(\eta) = \frac{\sigma a}{\sqrt{2a\eta}} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2\eta}} \quad (2.53)$$

Da Equação 2.53 tem-se que:

$$\phi(\eta) = \sigma \sqrt{\frac{a}{2}} \frac{1}{\eta^{1/2}} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2}} \eta^{-1/2} \quad (2.54)$$

logo

$$\phi'(\eta) = -\frac{\sigma}{2} \sqrt{\frac{a}{2}} \eta^{-3/2} \quad (2.55)$$

e

$$\bar{\phi}(\eta) = 2\sigma \sqrt{\frac{a}{2}} \eta^{1/2} \quad (2.56)$$

Substituindo-se as coordenadas das Equações 2.53, 2.55 e 2.56, por coordenadas polares, com  $\eta = r e^{i\theta}$ , tem-se:

$$\phi(\eta) = \frac{\sigma \sqrt{a}}{\sqrt{2r e^{i\theta}}} = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} e^{-1/2 i \theta} \quad (2.57)$$

$$\phi'(\eta) = -\frac{\sigma}{2} \sqrt{\frac{a}{2}} r^{-3/2} e^{-3/2 i \theta} = -\frac{\sigma}{2} \sqrt{\frac{a}{2}} \frac{1}{\sqrt{r^3}} e^{-3/2 i \theta} \quad (2.58)$$

$$\phi'(\eta) = -\frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{2 \sqrt{2\pi r}} \frac{1}{r} e^{-3/2 i \theta} \quad (2.59)$$

$$\bar{\phi}(\eta) = 2\sigma \sqrt{\frac{a}{2}} r^{1/2} e^{1/2 i \theta} \quad (2.60)$$

Sabendo-se que  $e^{i\theta} = \cos \theta + i \operatorname{sen} \theta$  e considerando-se as Equações 2.57, 2.59 e 2.60, tem-se:

$$\phi(\eta) = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \left( \cos \frac{\theta}{2} + i \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \right) \quad (2.61)$$

$$\phi'(\eta) = -\frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{2 \sqrt{2\pi r}} \frac{1}{r} \left( \cos \frac{3\theta}{2} - i \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \quad (2.62)$$

$$\bar{\phi}(\eta) = 2\sigma \sqrt{\frac{\pi a}{2\pi}} r^{1/2} \left( \cos \frac{\theta}{2} + i \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \right) \quad (2.63)$$

Por outro lado, separando-se as partes reais e imaginárias das Equações 2.61, 2.62 e 2.63, tem-se:

$$\operatorname{Re} \phi(\eta) = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \quad (2.64)$$

$$\operatorname{Im} \phi(\eta) = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \quad (2.65)$$

$$\operatorname{Re}\phi'(\eta) = -\frac{\sigma}{2} \frac{\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \frac{1}{r} \cos \frac{3\theta}{2} \quad (2.66)$$

$$\operatorname{Im}\phi'(\eta) = \frac{\sigma}{2} \frac{\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \frac{1}{r} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \quad (2.67)$$

$$\operatorname{Re}\bar{\phi}(\eta) = 2\sigma \sqrt{\frac{\pi a}{2\pi}} r^{1/2} \cos \frac{\theta}{2} \quad (2.68)$$

$$\operatorname{Im}\bar{\phi}(\eta) = 2\sigma \sqrt{\frac{\pi a}{2\pi}} r^{1/2} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \quad (2.69)$$

Sabendo-se que  $y = r \operatorname{sen} \theta$  e substituindo-se as Equações 2.64 a 2.69 nas Equações 2.35, 2.36 e 2.37 obtém-se:

$$\sigma_{yy} = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2}\right) \quad (2.70)$$

$$\sigma_{xx} = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi R}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2}\right) \quad (2.71)$$

$$\sigma_{xy} = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \quad (2.72)$$

As Equações 2.70, 2.71 e 2.72 podem ser escritas em forma tensorial.

$$\sigma_{ij} = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \quad (2.73)$$

IRWIN [1,29], observando essas equações, verificou que o termo  $(\sigma\sqrt{\pi a})$  estava presente em todas elas e que o campo de tensões na ponta da trinca ficava conhecido quando este termo era conhecido. Por outro lado,  $(\sqrt{1/2\pi r} f_{ij}(\theta))$  é uma função unicamente da posição do ponto em que se está considerando as tensões.

A partir dessa constatação IRWIN [1,29] definiu o Fator de Intensidade de Tensão, K, que no modo I de carregamento, Figura 2.5, é:

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.74)$$

resultando na expressão geral,

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \quad (2.75)$$

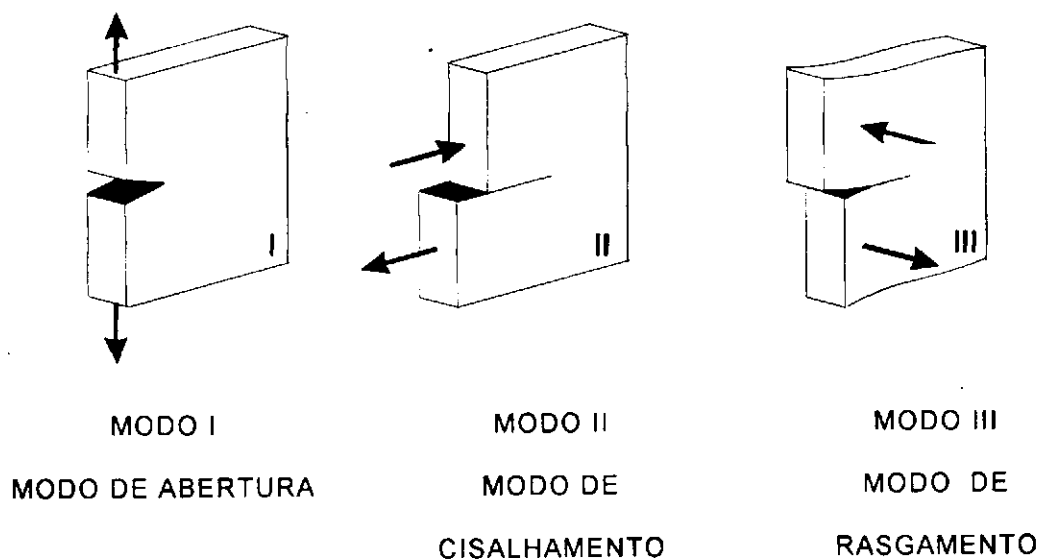


Figura 2.5 - Os três modos de carregamento.

O Fator de Intensidade de Tensão envolve um termo correspondente a tensão aplicada externamente e outro correspondente a dimensão da trinca. Assim, quando se conhece o valor de  $K_I$  para uma dada trinca, conhece-se todo o campo de tensões na ponta dessa trinca.

Para se determinar os deslocamentos no problema proposto anteriormente, ou seja, o de uma trinca passante de comprimento  $2a$  em uma placa infinita submetida a um campo de tensões uniforme biaxial,  $\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = \sigma$ , como na Figura 2.4, toma-se as Equações 2.64 a 2.69, e a partir das Equações 2.46 e 2.47, para o caso de deformação plana, sabendo-se que  $y = r \text{ sen } \theta$  tem-se:

$$2Gu = (1 - 2\nu)2\sigma\sqrt{\frac{\pi a}{2\pi}}r^{1/2}\cos\frac{\theta}{2} - r\text{sen}\theta\sigma\sqrt{\frac{\pi a}{2\pi}}\frac{1}{r^{1/2}}\text{sen}\frac{\theta}{2}$$

$$2Gu = \sigma\sqrt{\frac{\pi a}{2\pi}}r^{1/2}\left[2(1 - 2\nu)\cos\frac{\theta}{2} - \text{sen}\theta\text{sen}\frac{\theta}{2}\right]$$

$$2Gu = \sigma\sqrt{\frac{\pi a}{2\pi}}r^{1/2}2\cos\frac{\theta}{2}\left[(1 - 2\nu) - \text{sen}^2\frac{\theta}{2}\right]$$

$$u = 2(1 + \nu)\frac{K_I}{E}\sqrt{\frac{r}{2\pi}}\cos\frac{\theta}{2}(1 - 2\nu - \text{sen}^2\frac{\theta}{2}) \quad (2.76)$$

$$2Gv = 2(1 - \nu)2\sigma\sqrt{\frac{\pi a}{2\pi}}r^{1/2}\text{sen}\frac{\theta}{2} - r\text{sen}\theta\sigma\frac{\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}}\cos\frac{\theta}{2}$$

$$2Gv = 2(1-\nu)2\sigma\sqrt{\frac{\pi a}{2\pi}}r^{1/2}\sin\frac{\theta}{2} - \sigma\sqrt{\frac{\pi a}{2\pi}}r^{1/2}\sin\theta\cos\frac{\theta}{2}$$

$$2Gv = \sigma\sqrt{\frac{\pi a}{2\pi}}r^{1/2}\left[2(2-2\nu)\sin\frac{\theta}{2} - \sin\theta\cos\frac{\theta}{2}\right]$$

$$2Gv = \sigma\sqrt{\frac{\pi a}{2\pi}}r^{1/2}\left[2(2-2\nu)\sin\frac{\theta}{2} - 2\sin\frac{\theta}{2}\cos\frac{\theta}{2}\cos\frac{\theta}{2}\right]$$

$$2Gv = \sigma\sqrt{\frac{\pi a}{2\pi}}r^{1/2}2\sin\frac{\theta}{2}\left[(2-2\nu) - \cos^2\frac{\theta}{2}\right]$$

$$v = \frac{2(1+\nu)}{E}\sigma\sqrt{\frac{\pi a}{2\pi}}r^{1/2}\sin\frac{\theta}{2}\left[2-2\nu - \cos^2\frac{\theta}{2}\right]$$

$$v = 2(1+\nu)\frac{K_I}{E}\sqrt{\frac{r}{2\pi}}\sin\frac{\theta}{2}\left(2-2\nu - \cos^2\frac{\theta}{2}\right) \quad (2.77)$$

Outra expressão muito utilizada é a fórmula para o deslocamento dos flancos da trinca, Figura 2.4 em uma posição a partir da ponta da trinca. A principal condição imposta para a formulação é que, de acordo com as Equações 2.35, 2.36 e 2.37, quando  $y=0$ ,  $\sigma_{xy}=0$  e  $\sigma_{xx}=\sigma_{yy}$ , os correspondentes deslocamentos em deformação plana serão:

$$u = \frac{(1-2\nu)(1+\nu)}{E}\operatorname{Re}\bar{\phi}(z) \quad (2.78)$$

$$v = \frac{2(1-\nu^2)}{E} \text{Im} \bar{\phi}(z) \quad (2.79)$$

Por outro lado, integrando-se a Equação 2.48, obtém-se:

$$\bar{\phi} = \int \phi(z) dz = \int \frac{\sigma}{\left(1 - \frac{a^2}{z^2}\right)^{1/2}} dz = \int \frac{z\sigma}{(z^2 - a^2)^{1/2}} dz \quad (2.80)$$

$$\bar{\phi}(z) = \sigma(z^2 - a^2)^{1/2} \quad (2.81)$$

De modo que:

$$\bar{\phi}(z) \Big|_{y=0} = \sigma(x^2 - a^2)^{1/2} \quad \text{e para } -a \leq x \leq a, \text{ tem-se:}$$

$$v = \frac{2(1-\nu^2)}{E} \sigma \sqrt{a^2 - x^2} \quad (2.82)$$

## 2.2.2 - ABORDAGEM SOB O PONTO DE VISTA DO BALANÇO ENERGÉTICO, TAXA DE LIBERAÇÃO DE ENERGIA ELÁSTICA (G)

Discrepâncias nos valores da resistência dos materiais, obtidas experimentalmente em relação a resistência de coesão a nível atômico destes mesmos materiais, levou GRIFFITH [30] a postular que isto ocorria devido a existência de fissuras e defeitos microscópicos que agiam como concentradores de tensão e, portanto, pontos de iniciação e propagação de trincas.

GRIFFITH [30] baseou-se nas considerações gerais da energia potencial do sistema considerado. Partiu da seguinte premissa, "a propagação instável de

uma trinca ocorre quando a energia que está sendo relaxada pela propagação da trinca é absorvida pela criação de novas superfícies de trinca".

Algumas dificuldades são encontradas quando a extensão da trinca ocorre em um meio sob deformação plástica. Entretanto estas dificuldades deixam de existir quando esta situação está associada a materiais puramente elásticos, em que toda a energia necessária para a propagação da trinca está associada com a interpretação clássica da energia de superfície.

GRIFFITH [30] considerou uma placa de dimensões infinitas contendo uma trinca elíptica de comprimento  $2a$ , e a partir das equações dos deslocamentos nas faces da trinca,

$$u = -\frac{\sigma x}{4G}(k-1) \quad (2.83)$$

$$v = \frac{\sigma}{4G}(k+1)\sqrt{a^2-x^2} \quad (2.84)$$

determinou a energia de deformação elástica da placa da Figura 2.6, como sendo igual ao trabalho realizado para deformar as superfícies da trinca. Da teoria da elasticidade o trabalho realizado durante a deformação elástica é dado por:

$$dU_e = \frac{1}{2} \sigma \varepsilon dx dy dz \quad (2.85)$$



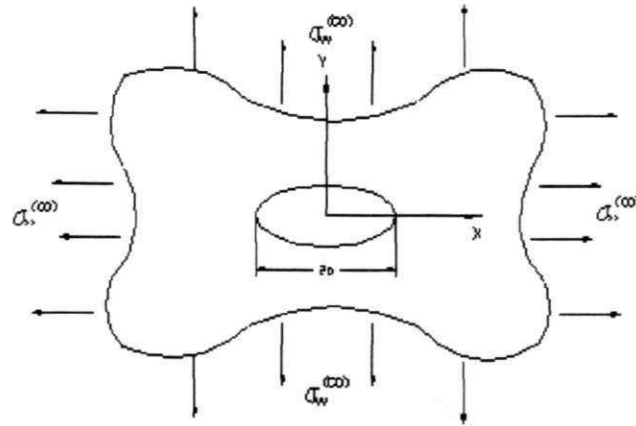


Figura 2.6 - Placa elástica de extensão infinita contendo uma trinca de comprimento igual a  $2a$ .

fazendo  $dz = t$  espessura do placa, tem-se:

$$dU_e = \frac{1}{2} \sigma \frac{\sigma}{4G} (k+1) \sqrt{a^2 - x^2} t dx \quad (2.86)$$

Resolvendo-se a equação diferencial acima no intervalo de "0" a "a", estamos calculando a energia necessária para a criação de 1/4 da superfície da trinca, logo para a energia elástica total tem-se:

$$\int_0^a dU_e = 4 \frac{1}{2} \frac{\sigma^2}{4G} (k+1) t \int_0^a \sqrt{a^2 - x^2} dx \quad (2.87)$$

$$U_e = 4 \frac{1}{2} \frac{\sigma^2}{4G} (k+1) t \frac{a^2 \pi}{4} \quad (2.88)$$

$$U_e = \frac{(k+1)}{8G} \pi a^2 t \sigma^2 \quad (2.89)$$

Por outro lado, a energia total da placa é dada por:

$$U_{tot} = U_e + \bar{U} \quad (2.90)$$

onde  $\bar{U}$  é a energia da placa que independe da presença da trinca.

$$U_{tot} = \frac{(k+1)}{8G} \pi t a^2 \sigma^2 + \bar{U} \quad (2.91)$$

A energia total de superfície da trinca, para o caso considerado, é dada por

$$U_s = 4a t \gamma, \text{ onde } \gamma \text{ é a energia elástica superficial específica.}$$

De acordo com o critério de Griffith, para que ocorra a instabilidade,

$$\frac{\partial U_{tot}}{\partial a} \geq \frac{\partial U_s}{\partial a},$$

logo:

$$\frac{(k+1) \pi t \sigma^2 a}{4G} \geq 4 t \gamma \quad (2.92)$$

ou

$$\sigma^* \geq 4 \sqrt{\frac{G\gamma}{\pi a (k+1)}} \quad (2.93)$$

onde  $\sigma^*$  é o valor da tensão requerida para a instabilidade.

Após uma série de testes realizados com vidros e de acordo com os resultados obtidos, GRIFFITH [30,31], estabeleceu que:

$$\sigma^* = \sqrt{\frac{2E\gamma}{\pi a}} \quad (2.94)$$

onde E é o módulo de elasticidade do material.

Algumas propostas foram feitas com o intuito de corrigir os valores da tensão, pois uma pequena zona deformada plasticamente aparecia, mesmo em materiais que fraturavam por clivagem. Tal fato sugeria que o critério de GRIFFITH [30] em sua forma original não seria estritamente elaborado para a fratura de materiais metálicos.

IRWIN [32] e OROWAN [33], introduziram o termo  $\gamma_p$  que representa a energia de distorção plástica absorvida no processo de fratura e, portanto, a Equação 2.94 toma a seguinte forma:

$$\sigma^* = \sqrt{\frac{2E(\gamma + \gamma_p)}{\pi a}} \quad (2.95)$$

Por outro lado, uma vez que a distorção plástica estivesse confinada a uma zona suficientemente pequena em relação ao comprimento da trinca e a espessura da parede do componente, a energia liberada durante a extensão da trinca poderia, ainda, ser calculada pela análise elástica com um bom grau de precisão. Então, em essência, a teoria modificada simplesmente envolve uma redefinição do termo de absorção de energia.

Uma maneira de determinar a taxa de liberação de energia para diferentes condições de carregamento e geometrias foi proposta por IRWIN e KIES [34]. Conforme estes pesquisadores a energia de deformação para um sólido elástico pode ser representada pela equação a seguir:

$$U = \frac{Q^2 c}{2} \quad (2.96)$$

onde Q é a carga e c a flexibilidade (compliance), ou seja, é o deslocamento do ponto de aplicação da carga Q devido a unidade de carga Q. Da Equação 2.96 anterior, os autores concluíram que:

$$\frac{\partial U}{\partial a} = \frac{1}{2} Q^2 \frac{\partial c}{\partial a} \quad (2.97)$$

Logo, medindo-se a flexibilidade (compliance) de corpos de prova com diferentes tamanhos de trinca, o valor de  $\partial c/\partial a$  em função do comprimento de trinca pode ser determinado e pode-se, então, interpretar um teste de fratura pela determinação de  $\partial U/\partial a$  no momento da fratura, a carga de fratura e o valor de  $\partial c/\partial a$  para o comprimento de trinca no momento da fratura.

IRWIN [1,29] sugeriu outra interpretação para a taxa de liberação da energia de deformação elástica quando propôs que esta quantidade poderia ser registrada como uma força. Esta força, denominada de G (Griffith), atingirá um valor crítico  $G_c$ , no início de instabilidade.

De acordo com IRWIN [1,29], a força de Griffith (G) é representada por:

$$G = \frac{\partial U}{\partial a} \quad (2.98)$$

Da abordagem anterior resultou a seguinte expressão para a taxa de liberação de energia elástica, para o modo I de carregamento da trinca:

$$G_I = \frac{\sigma^2 \pi a}{E} \quad (2.99)$$

Por outro lado, da abordagem do Fator de Intensidade de Tensões de Irwin, para a mesma geometria de trinca, chapa e modo de carregamento verificado na análise de Griffith, resultou a expressão:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \quad (2.100)$$

Logo, substituindo-se a Equação 2.99 em 2.100, tem-se:

$$G_I = \frac{K_I^2}{E} \quad (\text{estado de tensão plana}) \quad (2.101)$$

ou

$$G_I = \frac{K_I^2 (1 - \nu^2)}{E} \quad (\text{estado de deformação plana}) \quad (2.102)$$

Na fratura, quando ocorre a propagação instável da trinca tem-se:

$$G_{IC} = \frac{K_{IC}^2}{E} \quad (\text{estado plano de tensão}) \quad (2.103)$$

ou

$$G_{IC} = \frac{K_{IC}^2 (1 - \nu^2)}{E} \quad (\text{estado plano de deformação}) \quad (2.104)$$

## 2.3 - MECÂNICA DA FRATURA ELASTO-PLÁSTICA

### 2.3.1 - MÉTODO DA ABERTURA CRÍTICA DE TRINCA - CTOD

No momento em que a zona plástica na ponta da trinca atinge dimensão tal que não possa ser estudada pela Mecânica da Fratura Linear Elástica - MFLE, é necessário a aplicação da Mecânica da Fratura Elasto Plástica - MFEP. Dentro desta nova teoria foi criado o Método da Abertura Crítica de Trinca - CTOD - que descreve o processo de fratura, controlado pela deformação na ponta da trinca. A distância (CTOD) entre as faces da trinca é uma medida desta deformação WELLS [3,35].

WELLS [3,35], BUDERKIN e STONE [4] foram os responsáveis pelo desenvolvimento do método de CTOD ("Crack Tip Opening Displacement"), ou seja, método do Deslocamento da Abertura da Ponta da Trinca.

#### 2.3.1.1 - MODELO DE WELLS

Esse modelo, embora não seja mais utilizado, é de grande valor histórico por ter sido o primeiro de aceitação Internacional e por ter estabelecido a sistemática da curva de projeto, para o método da Abertura Crítica de Trinca - (CTOD).

WELLS [3,35] considerou uma chapa fixa e infinita, contendo uma trinca plana vazante de comprimento  $2a$ , submetida a uma tensão de tração uniforme  $\sigma$ , Figura 2.7. Partiu da expressão que determina o afastamento entre as faces da trinca, no interior da mesma, conforme demonstrado no sub-ítem 2.1.1 deste capítulo (Equação 2.82).

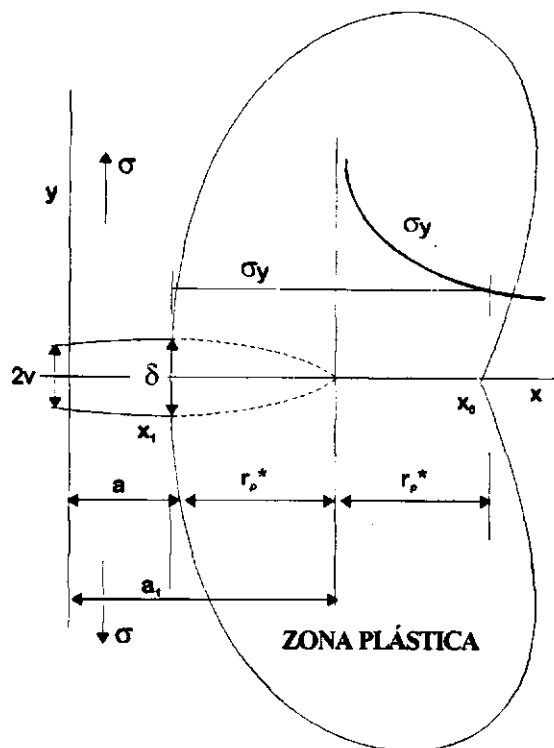


Figura 2.7 - Trinca de WELLS [3,35].

Seja pois, a expressão abaixo:

$$v = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{a^2 - x^2} \quad \text{para } x \leq a \quad (2.105)$$

onde:  $v$  é o afastamento de uma face da trinca,

$\sigma$  é a tensão nominal aplicada,

$a$  é a metade do tamanho da trinca real e

$x$  é a distância do centro da trinca, segundo a direção  $x$ .

Para materiais que apresentam deformação plástica na ponta da trinca, WELLS [3,35] considerou uma trinca virtual de tamanho  $(a + r_p^*)$ , onde  $r_p^*$  é o raio da zona plástica segundo o modelo de IRWIN [29].

Substituindo na Equação 2.105 o comprimento da trinca real ( $a$ ) pelo da trinca virtual  $(a + r_p^*)$ , tem-se:

$$v = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{(a + r_p^*)^2 - x^2} \quad (2.106)$$

e para  $x = a$ , tem-se:

$$v = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{2ar_p^* + r_p^{*2}} \quad (2.107)$$

Considerando que a deformação plástica na ponta da trinca seja pequena, ou seja,  $a \gg r_p^*$ , tem-se:

$$v = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{2ar_p^*} \quad (2.108)$$

Sabendo-se que  $r_p^* = \frac{1}{2\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{LE}} \right)^2$ , para o modo I de fratura, em tensão plana

IRWIN [29], onde  $\sigma_{LE}$  e substituindo-se o valor a equação de  $r_p^*$  na Equação 2.108 tem-se:

$$v = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{\frac{a}{\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{LE}} \right)^2} \quad (2.109)$$

Como para a trinca de Wells,  $K_I = \sigma \sqrt{\pi a}$ , tem-se:

$$v = \frac{2K^2}{\pi E \sigma_{LE}} \quad (2.110)$$

e uma vez que  $\delta = 2v$ , onde  $\delta$  é a abertura na ponta da trinca real, tem-se:



$$\delta = \frac{4 K_I^2}{\pi E \sigma_{LE}} \text{ ou } \delta = \frac{4 G_I}{\pi \sigma_{LE}} \quad (2.111)$$

e

$$G_I = \frac{\pi}{4} \sigma_{LE} \delta \quad (2.112)$$

WELLS [3,35], baseado num argumento de energia, segundo o qual mais trabalho irreversível deve ser realizado na zona plástica do que o correspondente à extensão  $\delta$  sozinha, propôs que a Equação 2.112 deveria ser transformada em:

$$G_I = \sigma_{LE} \delta \quad \text{ou} \quad \delta = G_I / \sigma_{LE} \quad (2.113)$$

A Equação 2.113 é mais usada do que a Equação 2.112. A Equação 2.112 dá o valor da abertura da trinca, na ponta da trinca real, para uma dada taxa de liberação de energia elástica durante o processo de fratura.

Em termos do Fator de Intensidade de Tensão, a Equação 2.113, pode ser escrita conforme, abaixo:

$$\delta = \frac{K_I^2}{E \sigma_{LE}} \quad (2.114)$$

Portanto, pelo modelo de Wells, o  $\delta$  pode ser determinado pela Equação 2.113 ou pela Equação 2.114. Observa-se que o  $\delta$  é inversamente proporcional ao módulo de elasticidade e limite de escoamento do material ( $\sigma_{LE}$ ) e será tanto maior quanto mais elevado for o  $K_I$  aplicado.

### 2.3.1.2 - MODELO DE DUGDALE, BUDERKIN E STONE

A Figura 2.8 mostra o modelo empregado por esta análise, que tem como base uma trinca real de comprimento  $2a$  em uma placa infinita. Um sistema de coordenadas é tomado tal que a origem coincida com o centro da trinca e com o eixo dos  $x$  estendido ao longo da linha da trinca. Sobre o efeito de uma tensão uniforme  $\sigma$ , aplicada na direção  $y$  no infinito, zonas plásticas são produzidas nas pontas da trinca para  $x = \pm a$ . Este modelo é estudado por uma análise proposta para uma trinca de comprimento  $2a$ , rodeada por um campo de tensão elástica quando carregada por uma tensão ( $\sigma$ ), e por uma série de tensões trativas internas na direção  $y$ , de magnitude  $\sigma_b$ . As tensões aplicadas dentro do comprimento  $2a$  representam as tensões na zona plástica na ponta da trinca real, constantes e iguais a tensão limite de escoamento  $\sigma_{LE}$ .

Este modelo é então semelhante ao originado por BAREMBLATT [36] e mais tarde empregado por DUGDALE [37] e SMITH [38].

BUDERKIN e STONE [4] deduziram a partir do modelo de DUGDALE [37], uma expressão para  $\delta$ . A tensão que atua na zona plástica age no sentido oposto ao da abertura da trinca, de tal modo que, na ponta da trinca, em oposição a  $K_I(\sigma)$  temos  $-K_I(\sigma_{LE})$ .

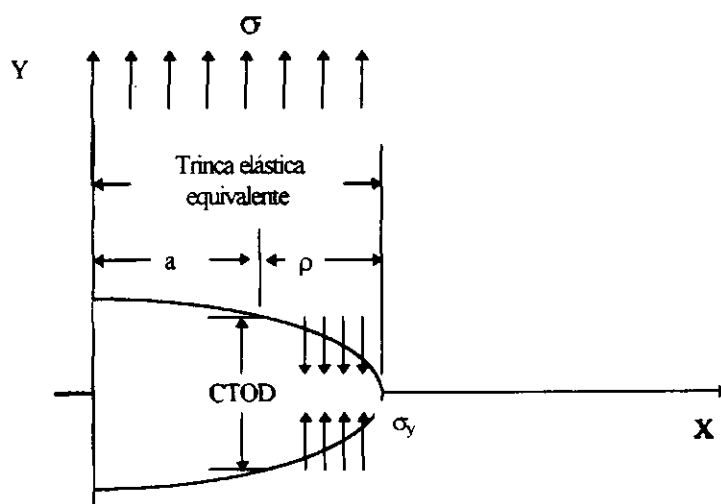


Figura 2.8 - Modelo da zona plástica na ponta da trinca de DUGDALE [37], BURDEKIN e STONE [4].

Aplicando-se o princípio da superposição e a partir da igualdade entre  $K_I(\sigma)$  e  $K_I(\sigma_{LE})$ , ou seja,  $K_I(\sigma) = -K_I(\sigma_{LE})$ , DUGDALE [37] chegou a seguinte expressão para o comprimento da zona plástica:

$$\rho = a \left[ \sec\left(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_{LE}}\right)^{-1} \right] \quad (2.115)$$

BUDERKIN e STONE [4] usando o modelo de DUGDALE [37] determinaram a expressão de  $\delta$ , em tensão plana:

$$\delta = \frac{8\sigma_{LE}a}{\pi E} \ln \left[ \sec\left(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_{LE}}\right) \right] \quad (2.116)$$

Expandindo-se em série o termo entre parênteses, tem-se:

$$\delta = \frac{8\sigma_{LE}a}{\pi E} \left[ \frac{1}{2} \left(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_{LE}}\right)^2 + \frac{1}{12} \left(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_{LE}}\right)^4 + \frac{1}{45} \left(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_{LE}}\right)^6 + \dots \right] \quad (2.117)$$

Para carregamento elástico ( $\sigma/\sigma_{LE} < 1$ ) pode-se considerar apenas o primeiro termo da série, ou seja,

$$\delta = \frac{8\sigma_{LE}a}{\pi E} \left[ \frac{1}{2} \left(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_{LE}}\right)^2 \right] \quad (2.118)$$

ou

$$\delta = \frac{\sigma^2 \pi a}{E \sigma_{LE}} \quad (2.119)$$

A partir da Equação 2.119 pode-se escrever a relação entre o Fator de Intensidade de Tensão  $K$  e a Taxa de Liberação de Energia Elástica  $G$ , da forma:

$$\delta = \frac{K_I^2}{E\sigma_{LE}}; \quad \text{ou} \quad \delta = \frac{G_I}{\sigma_{LE}} \quad (2.120)$$

### 2.3.1.3 - CURVAS DE PROJETO CTOD (WELLS, BUDERKIN e STONE e DAWES)

A sistemática utilizada por WELLS [3,35] para a curva de projeto foi de vital importância. WELLS [3,35] chegou à seguinte relação:

$$\phi = \frac{\delta}{2\pi\varepsilon_{LE}a} = \frac{E\delta}{2\pi\sigma_{LE}a} \quad (2.121)$$

que definiu CTOD adimensional ( $\phi$ ).

Estabeleceu para as relações abaixo,

$$\phi^{-1} = 2\left(\frac{\sigma_{LE}}{\sigma}\right)^2 - 1; \quad \text{para } \sigma \leq 0,9\sigma_{LE} \quad (2.122)$$

$$\phi^{-1} = \frac{\varepsilon_{LE}}{\varepsilon}; \quad \text{para } \sigma > 0,9\sigma_{LE} \quad (2.123)$$

a Curva de Projeto, tendo no eixo dos x

$$\frac{\sigma}{\sigma_{LE}}; \quad \text{para } \sigma \leq 0,9\sigma_{LE}$$

**e**

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{LE}}; \quad \text{para } \sigma > 0,9\sigma_{LE}$$

e no eixo dos  $y$  os correspondentes valores de CTOD adimensional ( $\phi$ ).

BUDERKIN e STONE [4] propuseram a seguinte expressão para o CTOD adimensional:

$$\phi = \frac{\delta}{2\pi\varepsilon_{LE}a} = \frac{4}{\pi^2} \ln \sec\left(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_{LE}}\right) \quad (2.124)$$

BUDERKIN e STONE [4] a partir da Equação 2.124 deduziram para o regime elástico, o valor do CTOD adimensional. No regime plástico não se tem uma maneira mais confiável para a determinação do  $\phi$  que não seja pelo método experimental.

BUDERKIN e DAWES [39] propuseram a seguinte expressão para o  $\phi$ :

$$\phi = \frac{4}{\pi^2} \ln \sec\left(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_{LE}}\right); \quad \text{para } \frac{\varepsilon}{\varepsilon_{LE}} \leq 0,86 \quad (2.125)$$

$$\phi = \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{LE}} - 0,25\right); \quad \text{para } \frac{\varepsilon}{\varepsilon_{LE}} > 0,86 \quad (2.126)$$

DAWES [40, 41] observou que para baixas tensões a curva de projeto anterior fornecia valores de defeitos pouco conservadores e corrigiu o valor do  $\phi$  para a curva de projeto, ou seja:

$$\phi = \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{LE}}\right)^2 \quad \text{para } \frac{\varepsilon}{\varepsilon_{LE}} \leq 0,5 \quad (2.127)$$

$$\phi = \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{LE}}\right) - 0,25 \quad \text{para } \frac{\varepsilon}{\varepsilon_{LE}} > 0,5 \quad (2.128)$$

A curva de projeto de BUDERKIN e DAWES [39] para a razão  $\varepsilon/\varepsilon_{LE} \leq 0,86$  é mais conservadora. Acima deste valor a curva de WELLS [3,35] apresenta um excesso de conservadorismo e, portanto, a expressão de DAWES [40, 41] é a mais indicada, Figura 2.9. É esta curva que foi adotada pelo Documento Britânico PD 6493 de 1980 [42] do Welding Institute, para a análise e significância de defeitos em estruturas e componentes.

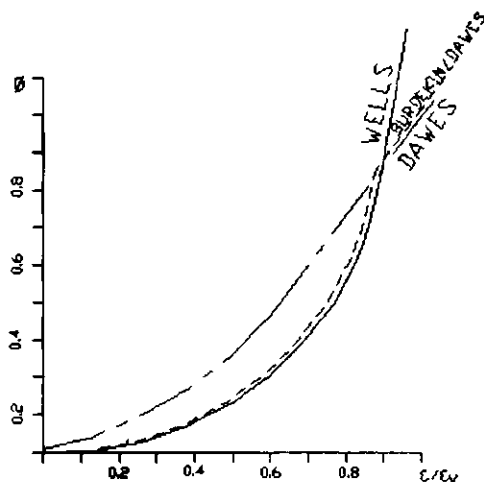


Figura 2.9 - Curvas de projeto de WELLS [3,35], BURDEKIN e DAWES [39] e DAWES [40, 41].

#### 2.3.1.4 - DETERMINAÇÃO DO $\delta_{\bar{c}}$ , ENSAIO DE CTOD

Os valores críticos de abertura de trinca, na ponta da trinca, são determinados pela norma Britânica BS 5762/79 [6].

Os corpos de prova submetidos aos ensaios de CTOD podem apresentar dois estágios, que serão considerados críticos sob o ponto de vista da fratura no ensaio. O

primeiro corresponde ao CTOD de iniciação ( $\delta_i$ ), onde se tem o início de propagação de trinca, sem que o haja colapso do corpo de prova. Posteriormente, após uma certa propagação da trinca, dá-se o colapso do corpo de prova. Em função disso, cinco tipos de curvas podem resultar dos ensaios de CTOD.

A Norma Britânica BS 5762/79 [6] apresenta e analisa essas cinco curvas e as maneiras de determinar os valores críticos de CTOD, a partir delas, Figura 2.10.

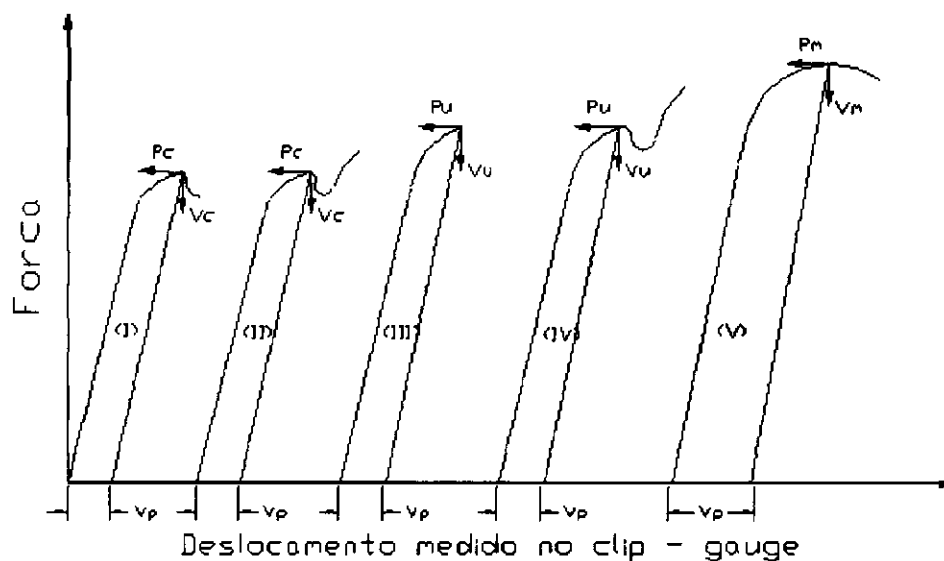
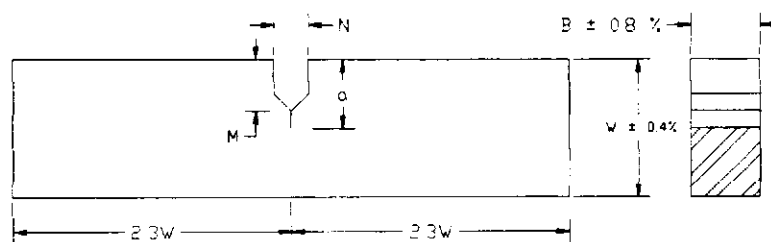


Figura 2.10 - Curvas de força (P) versus deslocamento do clip gauge (V). Ensaio de CTOD (P x V).

A Norma padroniza dois tipos de corpos de prova, o preferencial, Figura 2.11 e o subsidiário, Figura 2.12. Normalmente a espessura "B" do corpo de prova é igual a espessura da chapa original do material a ser ensaiado.



$$B = 0.5 W$$

$$N_{\max} = 0.65 W \quad (W > 25\text{mm})$$

$$N_{\max} = 1.5\text{mm} \quad (W < 25\text{mm})$$

$$M = 0.25 W \text{ a } 0.45 W$$

$$a = 0.45 W \text{ a } 0.55 W$$

Figura 2.11 - Corpo de prova de CTOD do tipo preferencial.

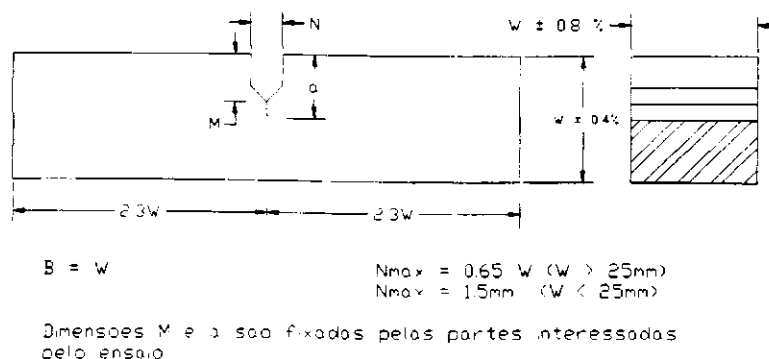


Figura 2.12 - Corpo de prova de CTOD do tipo subsidiário.

Do mesmo modo que no ensaio de  $K_{Ic}$ , abre-se uma pré trinca de fadiga no corpo de prova após a usinagem do entalhe. O comprimento da trinca de fadiga é medido em 3 posições, 25% B, 50% B e 75% B, após a fratura do corpo de prova. O valor considerado para o cálculo do CTOD é o valor médio dessas 3 medições. Esta trinca deve satisfazer as seguintes condições (além das apresentadas nas Figuras 2.11 e 2.12.

- comprimento mínimo:  $1,25 \times 10^{-3}$  m ou 25% de  $W$  ou o que for maior,
  - $P_{min}/P_{max}$ : 0 a 0,1, onde  $P_{min}$  é a carga de fadiga mínima e  $P_{max}$  é a carga de fadiga máxima
- e
- $K_{fad} < 0,63 B$ ,

onde  $K_{fad} = P_{max} Y/B W^{1/2}$

e  $Y$  é uma função de  $a/W$ , tabelado para  $a/W$  de 0,15 a 0,70.

O valor do CTOD é calculado pela seguinte expressão:

$$\delta = \frac{K^2(1-\nu^2)}{2\sigma_{LE}E} + \frac{0,4(W-a)V_p}{0,4W + 0,6a + z} \quad (2.129)$$

sendo que

$$K = \frac{PY}{BW^{1/2}} \quad (2.130)$$



onde:  $V_p$  é a componente plástica da abertura da trinca,

$z$  é a altura dos suportes do extensômetro de fratura (clip gauge),

$B$  é a espessura do corpo de prova,

$W$  é a altura do corpo de prova,

$a$  = tamanho da pré-trinca,

$P$  = força no ponto de instabilidade, conforme BS 5762/79 [7], ou no ponto em que o carregamento é interrompido.

Concluindo, o CTOD crítico ( $\delta_c$ ) é determinado de acordo, com o comportamento apresentado pelo material em análise, usando-se a Equação 2.129 e a Figura 2.10.

### 2.3.1.5 - CTOD DE INICIAÇÃO ( $\delta_i$ )

A Norma BS 5762/79 [6] apresenta a técnica dos múltiplos corpos de prova. Nesta técnica são necessários de 4 a 6 corpos de prova. O ensaio do primeiro corpo de prova é interrompido em torno do ponto de carga máxima (posição 1 da Figura 2.13). Após o teste procede-se a marcação da trinca propagada estavelmente por algum método (oxidação à quente por exemplo), e fratura-se o corpo de prova a baixa temperatura. Obtém-se, então, o comprimento da trinca ( $a + \Delta a$ ) e a propagação estável de trinca ( $\Delta a$ ), que é o valor médio de 7 medidas, cujas posições (2 a 8) são mostradas na Figura 2.14. A seguir calcula-se o valor do CTOD para o corpo de prova pela expressão 2.129. Os ensaios dos outros corpos de prova são realizados do mesmo modo, sendo que os pontos escolhidos devem ter um espaçamento de no máximo,  $0,15 \times 10^{-3}$  m, um em relação ao outro.

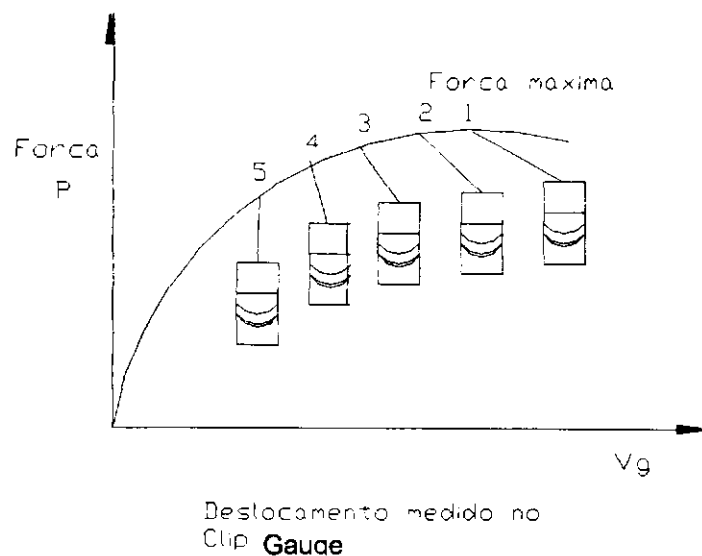


Figura 2.13 - Pontos de interrupção dos ensaios de CTOD, para a obtenção do CTOD no ponto de início de propagação estável da trinca. Técnica dos múltiplos corpos de prova.

Com base nos valores de CTOD e  $\Delta a$  de todos os corpos de prova, levanta-se a curva CTOD x  $\Delta a$  (curva R), como mostrado na Figura 2.15. O valor de CTOD no ponto de iniciação do crescimento estável da trinca é determinado pela intersecção da reta de regressão linear (pares de pontos CTOD x  $\Delta a$ ) com o eixo vertical dos valores de CTOD, ou seja,  $\Delta a = 0$ .

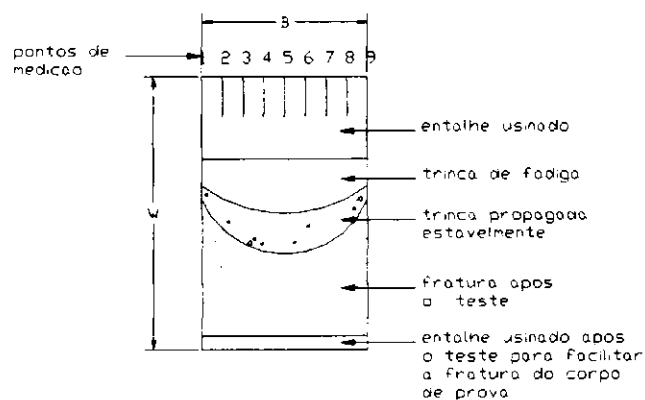


Figura 2.14 - Pontos usados para a medida do comprimento da trinca propagada estavelmente durante o ensaio de CTOD.

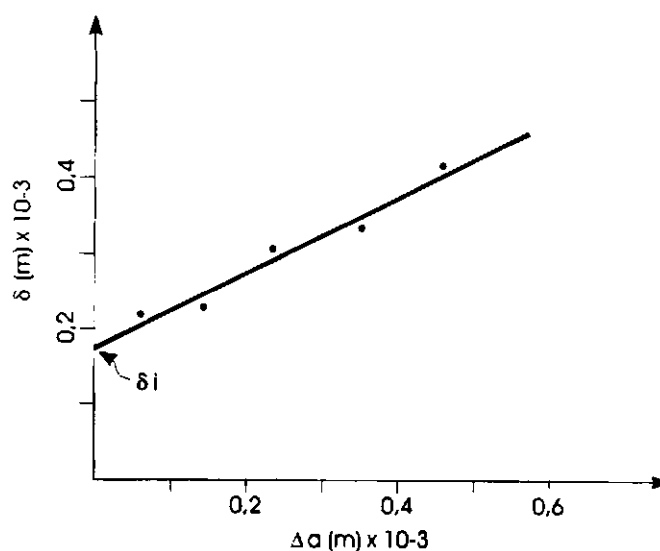


Figura 2.15 - CTOD x propagação estável da trinca ( $\Delta a$ ). No  $\Delta a$  não está incluída a zona estirada (stretch zone) na ponta da trinca.

Um método alternativo onde no  $\Delta a$  está incluída a zona estirada, em certos casos, pode ser usado, STROHAECKER e BASTIAN [43], DAWES [44], FEN-LI [45] MATSOUKAS et al [46] e SANTOS[20], Figura 2.16.

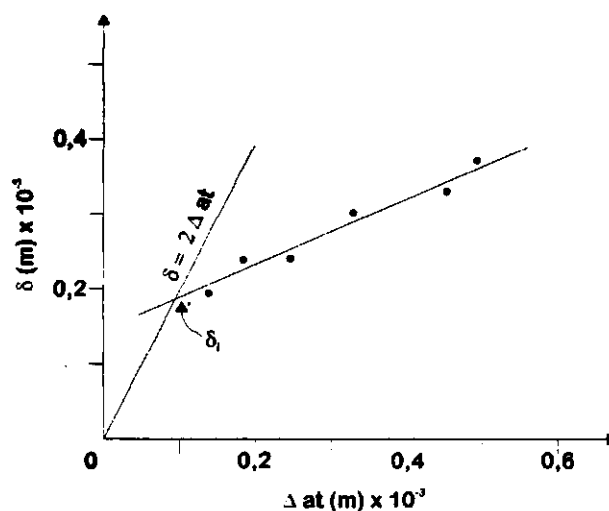


Figura 2.16 - CTOD x Propagação estável de trinca ( $\Delta a_t$ ). No  $\Delta a_t$  está incluída a zona estirada (stretch zone) na ponta da trinca.

Uma nova proposta para a determinação do  $\delta_i$  faz parte do relatório de Trabalho do Comitê E24 ("Draft Standard Test Method For Crack-Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness Measurement") [47]. Uma das modificações significativas apresentada

é a metodologia usada para levantar a curva de resistência, CTOD x  $\Delta a$  e o método de determinação do  $\delta_i$ .

É interessante notar que, nesta proposta, no  $\Delta a$  também foi incluída a zona estirada na ponta da trinca (stretch zone).

## 2.3.2 - MÉTODO DA INTEGRAL J

### 2.3.2.1 - DEFINIÇÃO DA INTEGRAL J

A Integral J, foi introduzida por RICE [5,48], podendo ser definida de duas maneiras:

- 1 - Como uma integral de linha independente do caminho, num campo de deformação bi-dimensional.
- 2 - Como a taxa de liberação de energia elástica com a extensão da trinca .

Portanto, de acordo com RICE [48], a Integral J pode ser determinada a partir do balanço de energia, ou seja:

A energia U total de um corpo trincado, carregado, é dada por:

$$U = U_0 + U_a + U_\gamma - F \quad (2.131)$$

onde:  $U_0$  = energia elástica de uma placa não trincada;

$U_a$  = mudança na energia de deformação causada pela introdução de uma trinca na placa.

$U_\gamma$  = mudança na energia de superfícies de trinca.

$F$  = trabalho realizado por forças externas.

A Equação 2.131 é válida para comportamento elástico linear. É importante entender-se a validade da Equação 2.131 para materiais com comportamento elástico não-linear, e desta forma modelar-se o comportamento plástico do material.

Quando a trinca cresce, observa-se um aumento da energia  $U$  do corpo sólido. A instabilidade ocorre quando  $dU/da \leq 0$ , EWALDS [49], Figura 2.17.

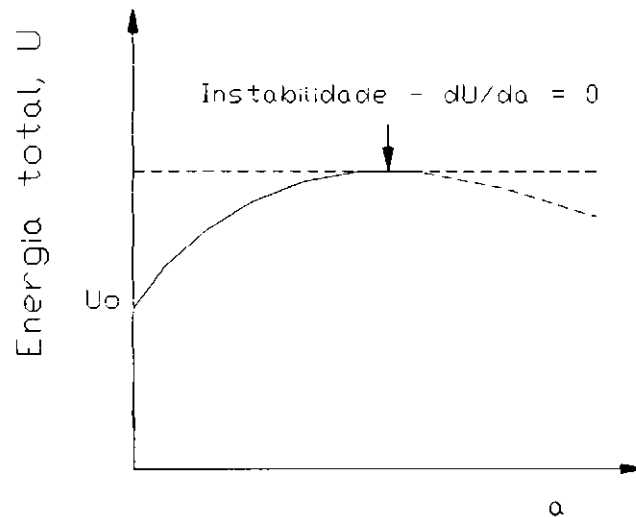


Figura 2.17- Gráfico esquemático da variação da energia total ( $U$ ) em função do comprimento de trinca  $a$ .

Derivando-se a Equação 2.131, tem-se:

$$\frac{dU}{da} = \frac{d}{da}(U_0 + U_a + U_\gamma - F) \leq 0 \quad (2.132)$$

como  $dU_0/da = 0$  pois  $U_0 = \text{constante}$ , obtém-se:

$$\frac{dU}{da} = \frac{dU_a}{da} + \frac{dU_\gamma}{da} - \frac{dF}{da} \leq 0 \quad (2.133)$$

A Equação 2.133 pode ser rearranjada, de tal forma que:

$$\frac{dF}{da} - \frac{dU_a}{da} \geq \frac{dU_\gamma}{da} \quad (2.134)$$

ou

$$\frac{d}{da}(F - U_a) \geq \frac{dU_\gamma}{da} \quad (2.135)$$

Na parte esquerda da Equação 2.135,  $dF/da$  representa a energia proveniente de forças externas por unidade de extensão de trinca e  $dU_a/da$  representa o aumento de energia elástica devido ao trabalho das forças externas  $dF/da$ . Desta forma  $dF/da - dU_a/da$  é a quantidade de energia elástica necessária para o crescimento da trinca. A parte da direita,  $dU_\gamma/da$ , representa a energia elástica de superfície das superfícies da trinca.

Portanto, a energia elástica necessária para o crescimento da trinca pode ser obtida pela Equação 2.136.

$$G = J = \frac{d}{da}(F - U_a) \quad (2.136)$$

As Equações 2.131 a 2.135 podem ser estendidas para um material com comportamento elástico não-linear Figura 2.18.

Uma importante consequência desta extensão, principalmente na Equação 2.131 é que sobre certas restrições este comportamento elástico não-linear pode ser usado para modelar o comportamento plástico do material (teoria da plasticidade de deformação).

A restrição principal é quanto ao descarregamento que ocorre durante a aplicação de carga, no estágio de carregamento plástico já que a deformação plástica é irreversível. Portanto, o comportamento elástico não-linear, para modelar o comportamento plástico,

exige que caso ocorra algum descarregamento de deformação plástica, este seja pequeno e/ou desprezível.

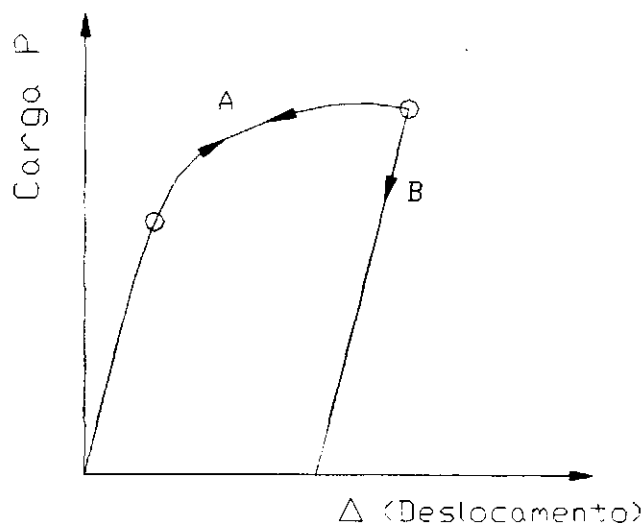


Figura 2.18 - Curva de Carga x Deslocamento (comportamento elástico e plástico). Material que ao ser descarregado percorrer a linha A exibe comportamento elástico. Material que ao ser descarregado percorrer a linha B exibe comportamento plástico.

A partir da Equação 2.131 pode-se definir a energia potencial  $U_p$ , ou seja:

$$U_p = U_0 + U_a - F \quad (2.137)$$

e portanto:

$$U = U_p + U_\gamma \quad (2.138)$$

Desta forma  $U_p$  contém todos os termos de energia que contribuem para um comportamento elástico não-linear, enquanto  $U_\gamma$  é geralmente irreversível. Desde que  $U_0$  seja constante, diferenciando  $U_p$  tem-se:

$$\frac{dU_p}{da} = \frac{d}{da}(U_0 + U_a - F) = \frac{d}{da}(U_a - F) \quad (2.139)$$

$$\frac{dU_p}{da} = -\frac{d}{d_a}(F - U_a) \quad (2.140)$$

e a partir da Equação 2.136 tem-se:

$$J = -\frac{dU_p}{da} \quad (2.141)$$

Seja a densidade de energia de deformação  $W$ , a energia de deformação elástica por unidade de volume, determinada pela integral abaixo:

$$W = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad (2.142)$$

onde:  $\sigma_{ij}$  e  $\varepsilon_{ij}$  são os tensores tensão e deformação respectivamente.

O vetor tração  $T$ , de um corpo carregado, é definido por:

$$T_i = \sigma_{ij} n_j \quad (2.143)$$

Considere agora um corpo trincado de espessura unitária como mostrado na Figura 2.19. O corpo tem um perímetro  $\Gamma$  e uma superfície  $A$ . O vetor tração  $T$  atua na parte  $S_0$  do perímetro e o trabalho externo realizado vale  $\Delta F$ . Esta parte do corpo sofre um deslocamento representado por um vetor deslocamento  $u$ .



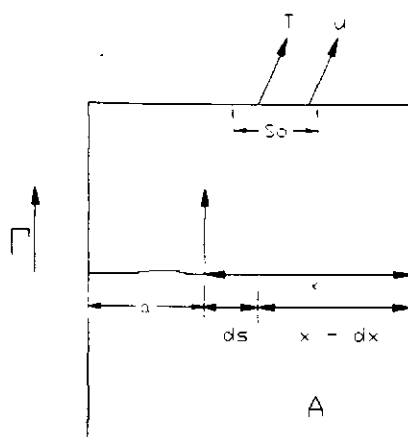


Figura 2.19 - Corpo trincado de espessura unitária submetido a uma tração  $T$ .

Seja  $U_{01}$ , a energia contida na placa antes da tração  $T$  ser aplicada. Observe que  $U_{01}$  tem o mesmo sentido que  $U_0$  na Equação 2.131, exceto que desta vez nós iniciamos com uma placa que, contém uma trinca. Desta forma  $U_{01}$  representa a energia contida em uma placa trincada devido a o histórico de carregamentos prévios.

Dois casos podem ser considerados na análise do efeito da aplicação do vetor tração  $T$  na placa trincada:

1º - não há crescimento de trinca. Neste caso a energia potencial é determinada por:

$$U_{p1} = U_{01} + \Delta F \quad (2.144)$$

2º - há crescimento de trinca,  $\Delta a$ . Neste caso, tem-se:

$$\Delta F = \Delta U_a + \Delta U_\gamma \quad (2.145)$$

e a energia potencial é determinada por:

$$U_{p2} = U_{01} + \Delta U_a \quad (2.146)$$

Na equação 2.146,  $\Delta U_p$ , é irreversível e, portanto, não pode ser parte de  $U_{p2}$ . Logo a variação de energia potencial, devido a extensão da trinca,  $\Delta a$ , é:

$$\Delta U_p = U_{p2} - U_{p1} = \Delta U_a - \Delta F \quad (2.147)$$

e quando  $\Delta a \rightarrow 0$ , tem-se:

$$dU_p = dU_a - dF \quad (2.148)$$

Integrando-se a equação 2.148, tem-se:

$$U_p = U_a - F + Cte \quad (2.149)$$

A constante de integração é igual a  $U_{01}$ , a energia contida antes de  $\Delta F$  ser aplicada, daí:

$$U_p = U_a - F + U_{01} \quad (2.150)$$

Isto é equivalente a definição de  $U_p$  dada no início deste sub-ítem. Na Equação 2.150 ( $U_a + U_{01}$ ) é a energia total de deformação contida no corpo sólido. Esta energia total de deformação pode ser representada por:

$$U_a + U_{01} = \iiint_A W dx dy \quad (2.151)$$

enquanto  $F$  pode ser representado por:

$$F = \int_{\Gamma} T ds u \quad (2.152)$$

onde  $u$  é o deslocamento.

Substituindo-se as Equações 2.151 e 2.152 na equação 2.150 obtém-se:

$$U_p = \iint_A W dx dy - \int_{\Gamma} T ds u \quad (2.153)$$

Se a tração aplicada ao corpo sólido for mantida constante, pode-se escrever:

$$\frac{dU_p}{da} = \iint_A \frac{\partial W}{\partial a} dx dy - \int_{\Gamma} T \frac{\partial u}{\partial a} ds \quad (2.154)$$

A Equação 2.154 é uma expressão para  $dU_p/da$ , a variação da energia potencial por unidade de extensão da trinca.

Na Figura 2.19, o sistema de coordenadas pode ser deslocamento de tal modo que a origem fique centrada na ponta da trinca, "a". Se um perímetro  $\Gamma$  é fixado,  $da = -dx$  e então  $d/da = -d/dx$  e, portanto:

$$\frac{dU_p}{da} = - \iint_A \frac{\partial W}{\partial x} dx dy + \int_{\Gamma} T \frac{\partial u}{\partial x} ds \quad (2.155)$$

Usando o teorema de Green, podemos eliminar no primeiro termo a integral dupla de área  $A$ , e expressar  $dU_p/da$  como uma integral ao longo do perímetro  $\Gamma$ , ou seja;

$$\frac{dU_p}{da} = - \int_{\Gamma} W dy + \int_{\Gamma} T \frac{\partial u}{\partial x} ds \quad (2.156)$$

e a partir da Equação 2.141, obtém-se:

$$J = \int_{\Gamma} \left( W dy - T \frac{\partial u}{\partial x} ds \right) \quad (2.157)$$

### 2.3.2.2 - A INTEGRAL J - INDEPENDÊNCIA DO CAMINHO

Considere o contorno fechado  $\Gamma$  na Figura 2.20, que contém uma área  $A$ , num campo bidimensional de deformação livre de forças de corpo, RICE [5,48].

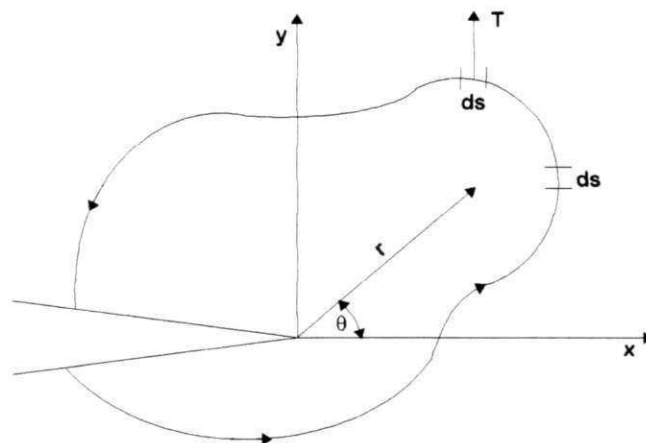


Figura 2.20 - Trinca sujeita a um campo bidimensional de deformação.  $\Gamma$  é um contorno, envolvendo a ponta da trinca, de integral de linha arbitrário.

Pela primeira definição da Integral J, Integral de linha,

$$J = \int_{\Gamma} \left( W dy - T \frac{\partial u}{\partial x} ds \right) \quad (2.158)$$

e pelo teorema de Green:

$$\int_{\Gamma} W dy = \iint_A \frac{\partial W}{\partial x} dx dy \quad (2.159)$$

Por outro lado,

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (2.160)$$

e

$$dW = \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad (2.161)$$

enquanto que:

$$\frac{\partial W}{\partial x} = \frac{\partial W}{\partial \varepsilon_{ij}} \frac{\partial \varepsilon_{ij}}{\partial x} = \sigma_{ij} \frac{\partial \varepsilon_{ij}}{\partial x} \quad (2.162)$$

$$\frac{\partial W}{\partial x} = \sigma_{ij} \left\{ \frac{\partial}{\partial x} \left[ \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right] \right\} \quad (2.163)$$

$$\frac{\partial W}{\partial x} = \frac{1}{2} \sigma_{ij} \left[ \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right] \quad (2.164)$$

que em termos de notação geral tem-se:

$$\frac{\partial W}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \sigma_{ij} \left( \frac{\partial u_i}{\partial x} \right) \right] \quad (2.165)$$

e portanto:

$$\int_{\Gamma} W dy = \iint_A \frac{\partial W}{\partial x} dx dy = \iint_A \frac{\partial}{\partial_j} \left[ \sigma_{ij} \left( \frac{\partial u_i}{\partial x} \right) \right] dx dy \quad (2.166)$$

A parte direita da equação de J pode ser definida da seguinte forma:

$$\int_{\Gamma} T_i \frac{\partial u_j}{\partial x} ds = \int_{\Gamma} \sigma_{ij} n_j \frac{\partial u_j}{\partial x} ds \quad (2.167)$$

Por outro lado, a partir da Figura 2.21,

$$n_1 ds = \cos \theta_1 ds = dy \quad (2.168)$$

e

$$n_2 ds = -\cos \theta_2 ds = -dx \quad (2.169)$$

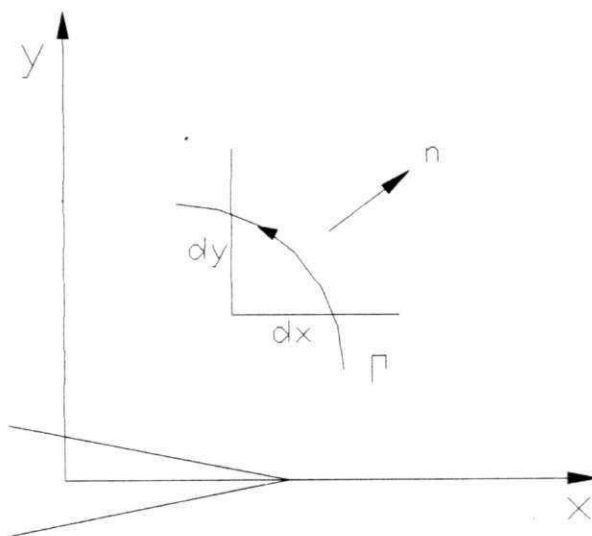


Figura 2.21 - Contorno envolvendo a ponta da trinca.

Aplicando-se o teorema de Green na Equação 2.167, tem-se:

$$\int_{\Gamma} T_i \frac{\partial u_j}{\partial x} ds = \int \sigma_{ij} \eta_j \frac{\partial u_j}{\partial x} ds = \iint_A \sigma_{ij} \frac{\partial u_j}{\partial x} dy = \iint_A \frac{\partial}{\partial x_j} (\sigma_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x}) dx dy \quad (2.170)$$

$$\int_{\Gamma} T_i \frac{\partial u_j}{\partial x} ds = \iint_A \frac{\partial}{\partial x_j} (\sigma_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x}) dx dy \quad (2.171)$$

e, portanto,

$$\begin{aligned} J &= \int_{\Gamma} (W dy - T \frac{\partial u}{\partial x} ds) = \int_{\Gamma} W dy - \int_{\Gamma} T \frac{\partial u}{\partial x} = \\ &= \iint_{\Gamma} \frac{\partial}{\partial x_i} [\sigma_{ij} (\frac{\partial u_i}{\partial x})] dx dy - \iint_{\Gamma} \frac{\partial}{\partial x_i} [\sigma_{ij} (\frac{\partial u_i}{\partial x})] dx dy = 0 \end{aligned} \quad (2.172)$$

ou seja, a Integral J tomada ao longo de um contorno fechado  $\Gamma$  é igual a zero.

### 2.3.2.3 - A CARACTERIZAÇÃO DO CAMPO DE TENSÕES NA PONTA DA TRINCA PELA INTEGRAL J

As equações de Levy-Mises, em virtude de desprezarem as deformações elásticas, só podem ser aplicadas a problemas de grandes deformações plásticas. Para tratar dos importantes, porém difíceis problemas na região elasto-plástica, é necessário considerar as componentes elásticas e plásticas de deformação DIETER [50]. Estas equações foram propostas por Prandtl (1925) e Reuss (1930).

O incremento de deformação total é a soma de um incremento de deformação elástica  $d\varepsilon^E$  e um incremento de deformação plástica  $d\varepsilon^P$ , ou seja:

$$d\varepsilon_j = d\varepsilon_j^E + d\varepsilon_j^P \quad (2.173)$$

Sabe-se da teoria da elasticidade que a deformação elástica é dada pela soma do tensor deformação, que é envolvido com a variação de forma em vez da mudança volumétrica, denominado deformação desvio  $\varepsilon_i$  e a deformação média, ou seja, a componente hidrostática de deformação  $\varepsilon_m$ , portanto:

$$\varepsilon_{ij}^E = \varepsilon_{ij} + \varepsilon_m = \left( \varepsilon_{ij}^E - \frac{\varepsilon_{ij}^E}{3} \delta_{ij} \right) + \frac{\varepsilon_{kk}^E}{3} \delta_{ij} \quad (2.174)$$

onde  $\varepsilon_m = (\varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz})/3 = \varepsilon_{kk}/3 = \Delta/3$

logo:  $\varepsilon_{kk} = \Delta = \varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz}$

e  $\delta_{ij}$  é o delta de Kronecker, sendo:

$$\delta_{ij} = \begin{cases} 1 & \text{para } i=j \\ 0 & \text{para } i \neq j \end{cases}$$

Após ter introduzido o conceito de que o tensor deformação pode ser dividido em uma componente de deformação hidrostática ou média e uma deformação desvio, toma-se importante considerar o significado físico de uma operação similar para o tensor tensão. Assim, o tensor de tensão total pode ser dividido em um tensor de tensão hidrostático ou médio,  $\sigma_m$ , que envolve somente tração, ou compressão pura, e um tensor de tensão desvio,  $\sigma'_i$  que representa a tensão cisalhante no estado de tensão total.

A tensão hidrostática ou média é dada por:

$$\sigma_m = \sigma_{kk}/3 = (\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz})/3 \quad (2.175)$$



A decomposição do tensor de tensão é dada por:

$$\sigma_{ij} = \sigma'_{ij} + (\delta_{ij} \sigma_{kk})/3 \quad (2.176)$$

Outra importante relação é a estabelecida entre as deformações e tensões elásticas, podendo ser expressas sucintamente em notação vetorial da forma:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1+\nu}{E} \sigma_{ij} - \frac{\nu}{E} \sigma_{kk} \delta_{ij} \quad (2.177)$$

Das Equações 2.174 e 2.177 o incremento de deformação elástica pode ser dado por:

$$de_{ij}^E = (de_{ij}^E - \frac{d\varepsilon_{kk}}{3} \delta_{ij}) + \frac{d\varepsilon_{kk}}{3} \delta_{ij} = \frac{1+\nu}{E} d\sigma_{ij} - \frac{\nu}{E} d\sigma_{kk} \delta_{ij} \quad (2.178)$$

$$de_{ij}^E = \frac{1+\nu}{E} (d\sigma'_{ij} + \frac{1}{3} d\sigma_{kk} \delta_{ij}) - \frac{\nu}{E} d\sigma_{kk} \delta_{ij} \quad (2.179)$$

$$de_{ij}^E = \frac{1+\nu}{E} d\sigma'_{ij} + \frac{1+\nu}{3E} d\sigma_{kk} \delta_{ij} - \frac{\nu}{E} d\sigma_{kk} \delta_{ij} \quad (2.180)$$

$$de_{ij}^E = \frac{1+\nu}{E} d\sigma'_{ij} + (\frac{1+\nu}{3E} - \frac{\nu}{E}) d\sigma_{kk} \delta_{ij} \quad (2.181)$$

$$de_{ij}^E = \frac{1+\nu}{E} d\sigma'_{ij} + \frac{1-2\nu}{E} \frac{d\sigma_{kk}}{3} \delta_{ij} \quad (2.182)$$

O incremento de deformação plástica é dado pelas equações de Levy-Mises, ou seja, Equação 2.183.

$$d\varepsilon_{ij}^p = \frac{3}{2} \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}} \sigma'_{ij} \quad (2.183)$$

onde  $\bar{\sigma}$  e  $\bar{\varepsilon}$  são a tensão e a deformação efetiva ou significativa,  $\bar{\sigma}^2 = (3 \sigma'_i \sigma'_i)/2$  e  $\bar{\varepsilon}^2 = (2 \varepsilon'_i \varepsilon'_i)/3$ .

Logo as relações de tensão e deformação para um sólido elasto-plástico são dados por:

$$d\varepsilon_{ij} = \frac{1+\nu}{E} d\sigma'_{ij} + \frac{1-2\nu}{E} \frac{d\sigma_{kk}}{3} \delta_{ij} + \frac{3}{2} \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}} \sigma'_{ij} \quad (2.184)$$

e portanto, a relação generalizada entre tensões e deformações é então da forma:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1+\nu}{E} \sigma'_{ij} + \frac{1-2\nu}{E} \frac{\sigma_{kk}}{3} \delta_{ij} + \frac{3}{2} \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}} \sigma'_{ij} \quad (2.185)$$

A curva do estado uniaxial de tensão versus deformação experimental, para materiais metálicos é modelada pela relação de Ramberg-Osgood.

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (2.186)$$

onde:  $\varepsilon_0$  é a deformação de escoamento plástico,

$\sigma_0$  é a tensão limite de escoamento,

$n$  é o coeficiente de encruamento do material,

$\alpha$  é uma constante do material.

As tensões e as deformações efetivas, considerando a zona de carregamento uniforme para uma curva do estado uniaxial de tensão, ou seja, zona de deformação plástica, e ainda eliminando-se o primeiro termo do segundo membro na Equação 2.186, zona de deformação elástica, são dadas através do modelo de Ramberg-Osgood, Equação 2.187.

$$\bar{\varepsilon} = \alpha \varepsilon_0 \left( \frac{\bar{\sigma}}{\sigma_0} \right)^n \quad (2.187)$$

Substituindo-se o valor de  $\varepsilon$  dado pela Equação 2.187, na Equação 2.185, tem-se:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1+\nu}{E} \sigma'_{ij} + \frac{1-2\nu}{E} \frac{\sigma_{kk}}{3} \delta_{ij} + \frac{3}{2} \alpha \varepsilon_0 \left( \frac{\bar{\sigma}}{\sigma_0} \right)^n \frac{1}{\bar{\sigma}} \sigma'_{ij} \quad (2.188)$$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1+\nu}{E} \sigma'_{ij} + \frac{1-2\nu}{E} \frac{\sigma_{kk}}{3} \delta_{ij} + \frac{3}{2} \alpha \varepsilon_0 \frac{\bar{\sigma}^n}{\bar{\sigma}} \frac{1}{\sigma_0^n} \sigma'_{ij} \quad (2.189)$$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1+\nu}{E} \sigma'_{ij} + \frac{1-2\nu}{E} \frac{\sigma_{kk}}{3} \delta_{ij} + \frac{3}{2} \alpha \varepsilon_0 \left( \frac{\bar{\sigma}}{\sigma_0} \right)^{n-1} \frac{1}{\sigma_0} \sigma'_{ij} \quad (2.190)$$

Como na ponta da trinca ocorre uma singularidade, as deformações plásticas serão muito maiores que as elásticas, e portanto, serão desprezadas nas análises. Dentro da região vizinha à ponta da trinca, a Equação 2.190 torna-se:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{3}{2} \alpha \varepsilon_0 \left( \frac{\bar{\sigma}}{\sigma_0} \right)^{n-1} \frac{\sigma'_{ij}}{\sigma_0} \quad (2.191)$$

Uma consequência importante da independência do caminho no valor da Integral J é a seguinte. Seja  $\Gamma$  um contorno circular de raio  $r$  centrado na ponta da trinca, Figura 2.22, onde deve ser avaliada a Integral J. De acordo com o trabalho de RICE [5] usando a expressão da Integral de linha para este caminho obtém-se:

$$J = \int_{-\pi}^{\pi} (Wr \cos \theta - r \sigma_{ij} n_j u_{i,x}) d\theta \quad (2.192)$$

$$\frac{J}{r} = \int_{-\pi}^{\pi} (W \cos \theta - \sigma_{ij} n_j u_{i,x}) d\theta \quad (2.193)$$

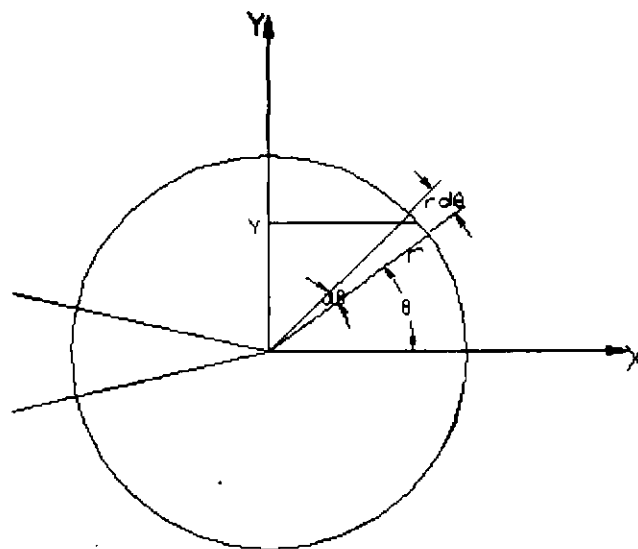


Figura 2.22 - Contorno circular para análise da Integral J.

A teoria da deformação plástica é vista como uma teoria não linear da elasticidade logo, a Equação 2.193 da Integral J é independente do caminho e é também invariante.

Evidentemente o integrando desta expressão deve possuir uma singularidade para  $r \rightarrow 0$ , do tipo  $\frac{1}{r}$ . Dado que todos os termos que aparecem no integrando são da

ordem do produto de uma tensão por uma deformação, é razoável assumir que em todos os problemas que implicam na existência de trincas, existe uma singularidade do tipo  $\frac{1}{r}$  no produto das tensões pelas deformações, ou seja:

$$\sigma_{ij} \varepsilon_{ij} \rightarrow \frac{f_{ij}(\theta)}{r} \quad \text{para } r \rightarrow 0 \quad (2.194)$$

ou seja, as variáveis podem ser separadas em funções de  $\theta$  e  $r$  apenas.

Assumindo que o material é governado pela relação de Ramberg-Osgood, das Equações 2.186 e 2.194 tem-se, para o modelo de HUTCHINSON [51], RICE e ROSEGREN [52] (conhecido como singularidade HRR), o campo de tensão na ponta da trinca, representado pelas seguintes equações:

$$\sigma_{ij} = K r^{\frac{-1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(\theta, n) \quad (2.195)$$

$$\bar{\sigma} = K r^{\frac{-1}{n+1}} \tilde{\bar{\sigma}}(\theta, n) \quad (2.196)$$

$$\varepsilon_{ij} = \alpha \varepsilon_0 K^n r^{\frac{-n}{n+1}} \tilde{\varepsilon}_{ij}(\theta, n) \quad (2.197)$$

$$u_{ij} = \alpha \varepsilon_0 K^n r^{\frac{1}{n+1}} \tilde{u}_{ij}(\theta, n) \quad (2.198)$$

onde  $K$  é uma constante a ser determinada analiticamente

Para o modo I de fratura, Figura 2.5 as Equações 2.195 a 2.198 fornecem as formas das singularidades na ponta da trinca e a dependência de  $\theta$  deve ser determinada

com o objetivo de estabelecer a estrutura dos campos de tensão e deformação na ponta da trinca. Isso resolve-se pela introdução da função de tensão Airy  $\phi$  da forma:

$$\phi = Kr^s \tilde{\phi}(\theta) \quad (2.199)$$

onde:  $s = \frac{2n+1}{n+1}$

A Equação 2.199 deve satisfazer a condição de compatibilidade:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial^2}{\partial r^2} (r \varepsilon_{\theta\theta}) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 \varepsilon_{rr}}{\partial \theta^2} - \frac{1}{r} \frac{\partial \varepsilon_{rr}}{\partial r} - \frac{2}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left[ r \frac{\partial \varepsilon_{r\theta}}{\partial \theta} \right] = 0 \quad (2.200)$$

Sendo as tensões perto da ponta da trinca da forma:

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{\partial^2 \phi}{\partial r^2} \quad (2.201)$$

$$\sigma_{r\theta} = -\frac{\partial}{\partial r} \left[ \frac{1}{r} \frac{\partial^2 \phi}{\partial \theta} \right] \quad (2.202)$$

$$\sigma_{rr} = \frac{1}{r} \frac{\partial \phi}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 \phi}{\partial \theta^2} \quad (2.203)$$

e para o estado de deformação plana,  $\sigma_{33} = \frac{\sigma_{rr} + \sigma_{\theta\theta}}{2}$ , a tensão efetiva na ponta da trinca

é:

$$\bar{\sigma} = \left[ \frac{3}{4} [\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}]^2 + 3\sigma_{r\theta}^2 \right]^{1/2} \quad (2.204)$$

enquanto que as deformações são:

$$\varepsilon_{rr} = \sigma_{rr} - \nu\sigma_{\theta\theta} + \alpha\bar{\sigma}^{n-1} \left( \sigma_{rr} - \frac{1}{2}\sigma_{\theta\theta} \right) \quad (2.205)$$

$$\varepsilon_{\theta\theta} = \sigma_{\theta\theta} - \nu\sigma_{rr} + \alpha\bar{\sigma}^{n-1} \left( \sigma_{\theta\theta} - \frac{1}{2}\sigma_{rr} \right) \quad (2.206)$$

$$\varepsilon_{r\theta} = (1 + \nu)\sigma_{r\theta} + \frac{3}{2}\alpha\bar{\sigma}^{n-1}\sigma_{r\theta} \quad (2.207)$$

Substituindo as equações 2.205 a 2.207, na Equação 2.200, tem-se:

$$\begin{aligned} & \left[ \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} - n(s-2)\{n(s-2)+2\} \right] [\bar{\sigma}^{n-1} \{s(s-2)\tilde{\phi} + \tilde{\phi}''\}] + \\ & + 4(s-1)\{n(s-2)+1\}(\bar{\sigma}^{n-1}\tilde{\phi}') = 0 \end{aligned} \quad (2.208)$$

onde:

$$\bar{\sigma} = Kr^{s-2}\bar{\sigma}(\theta) = Kr^{(s-2)} \left[ \frac{3}{4}(\tilde{\sigma}_{rr} - \tilde{\sigma}_{\theta\theta})^2 + 3\tilde{\sigma}_{\theta\theta}^2 \right]^{1/2} \quad (2.209)$$

e

$$\sigma_{rr} = Kr^{s-2}\tilde{\sigma}_{rr}(\theta) = Kr^{(s-2)}(s\tilde{\phi} + \tilde{\phi}'') \quad (2.210)$$

$$\sigma_{\theta\theta} = Kr^{s-2} \tilde{\sigma}_{\theta\theta}(\theta) = Kr^{(s-2)} s(s-1) \tilde{\phi} \quad (2.211)$$

$$\sigma_{r\theta} = Kr^{s-2} \tilde{\sigma}_{r\theta}(\theta) = Kr^{(s-2)} (1-s) \tilde{\phi}' \quad (2.212)$$

Enquanto que para o estado plano de tensão, tem-se a tensão efetiva da forma:

$$\bar{\sigma}^2 = \sigma_r^2 + \sigma_{\theta\theta}^2 - \sigma_r \sigma_{\theta\theta} + 3\sigma_{r\theta}^2 \quad (2.213)$$

logo:

$$\bar{\sigma} = Kr^{s-2} \bar{\sigma}(\theta) = Kr^{s-2} (\tilde{\sigma}_{rr}^2 + \tilde{\sigma}_{\theta\theta}^2 - \tilde{\sigma}_{rr} \tilde{\sigma}_{\theta\theta} + 3\tilde{\sigma}_{r\theta}^2)^{\frac{1}{2}} \quad (2.214)$$

Aplicando-se a Equação 2.214 e as Equações 2.210 a 2.212 nas Equações 2.205 a 2.207, obtém-se as deformações em função de  $\bar{\sigma}(\theta)$  e  $\tilde{\phi}$  (e suas derivadas). Por outro lado, aplicando-se estas, na Equação 2.200, obtém-se:

$$\begin{aligned} & \left[ \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} + \frac{n}{n+1} \right] \left[ \bar{\sigma}^{n-1} \left( 2\tilde{\phi}'' + \left( \frac{n+2}{n+1} \right) \left( \frac{2n+1}{n+1} \right) \tilde{\phi} \right) \right] + \\ & + \frac{n}{(n+1)^2} \bar{\sigma}^{n-1} \left[ \tilde{\phi}'' + \left( \frac{n-1}{n+1} \right) \left( \frac{2n+1}{n+1} \right) \tilde{\phi} \right] + \\ & + \frac{6n}{(n+1)^2} (\bar{\sigma}^{n-1} \tilde{\phi}')' = 0 \end{aligned} \quad (2.215)$$

nas equações 2.210 e 2.211, a condição  $\sigma_{\theta\theta} = \sigma_r$  para  $\theta = \pm \pi$ , requer:

$$\tilde{\phi}(\pm\pi) = \tilde{\phi}'(\pm\pi) = 0 \quad (2.216)$$

Para o modo da abertura da trinca,  $\tilde{\phi}$  é simétrica em relação a  $\theta = 0$  e  $\theta = -\pi$ , e nesse caso tem-se:



$$\tilde{\phi}(\theta) = \tilde{\phi}'''(\theta) = 0 \quad (2.217)$$

Segundo GOMES [53], "nas Equações 2.208 e 2.215 tem-se as equações diferenciais ordinárias e homogêneas, com condições homogêneas e as Equações 2.216 e 2.217 definem o problema de dois valores de fronteiras. Sendo na realidade um problema de autovalor não linear, no qual o expoente de  $r$  é o autovalor.

É grande a dificuldade de resolver as Equações 2.208 e 2.215 por integração analítica, mas as mesmas foram resolvidas numericamente, considerando o problema do tipo de valor inicial.

Considerando um valor específico para  $\tilde{\phi}'''(0)$ , a integração numérica é desenvolvida usando o método de RUNGE-KUTTA, descrito em BLUM.

Com as funções características normalizadas pelas seguintes formas:

$$\begin{aligned} \sigma_{má x} &= \sigma_0 \\ \varepsilon_{má x} &= \varepsilon_0 \end{aligned} \quad (2.218)$$

Desta forma obtém-se, as curvas de variações dos componentes de tensões e de deformações que são apresentadas na Figura 2.23 para vários valores de  $n$ ".

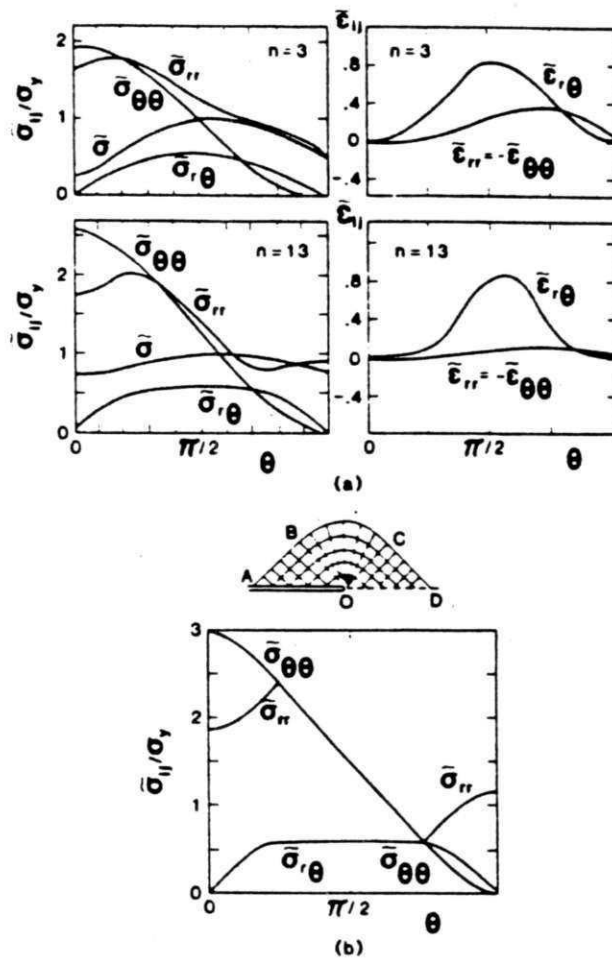


Figura 2.23 a - Componentes de tensão em função do coeficiente "n". Para o caso de deformação plana, resolução da Equação 2.208. HUTCHINSON [51], RICE e ROSEGREN [52] e GOMES [53].

a) material encruado

b) material perfeitamente plástico.

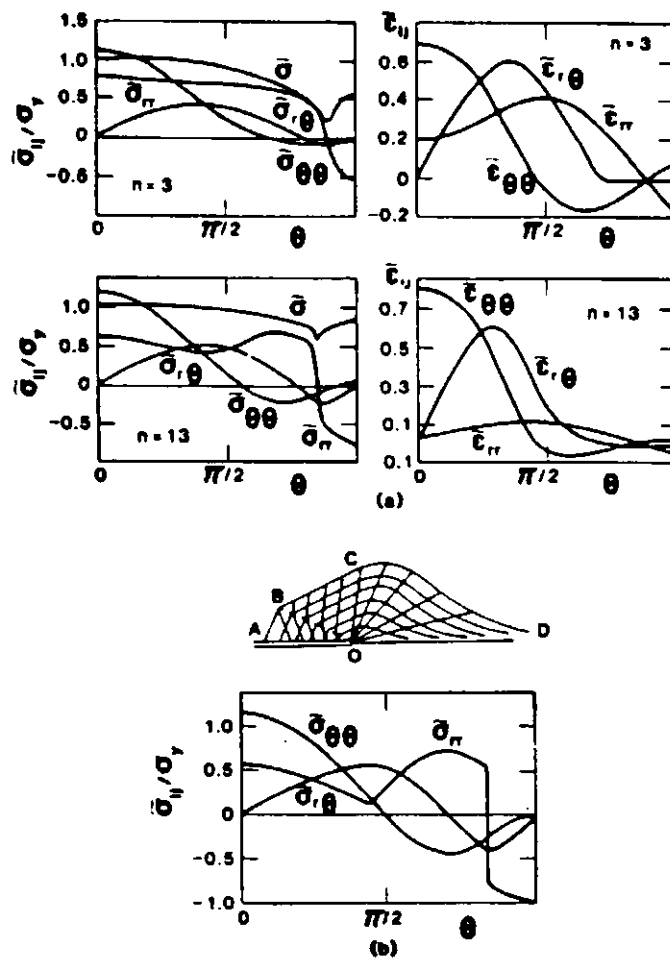


Figura 2.23 b - Componentes de tensão em função do coeficiente "n". Para o caso de tensão plana, resolução da Equação 2.215. HUTCHINSON [51], RICE e ROSEGREN [52] e GOMES [53].

a) material encruado

b) material perfeitamente plástico.

Tendo-se estabelecido as distribuições de tensão e de deformação por resolução numérica das equações 2.208 e 2.215, pelo método de RUNGE-KUTTA, pode-se agora avaliar a integral J pela introdução das equações 2.195 e 2.197 na equação da energia específica de deformação, obtém-se:

$$W = \frac{n}{n+1} \sigma_0 K r^{\frac{-1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij} \alpha \varepsilon_0 K^n r^{\frac{-n}{n+1}} \tilde{\varepsilon}_{ij} \quad (2.219)$$

$$W = \frac{n}{n+1} \alpha \varepsilon_0 \sigma_0 K^{n+1} \tilde{\sigma}^{\frac{-1}{n+1}} r^{\frac{-1}{n+1}} r^{\frac{-n}{n+1}} \quad (2.220)$$

$$W = \frac{n}{n+1} \alpha \varepsilon_0 \sigma_0 K^{n+1} \tilde{\sigma}^{\frac{-1}{n+1}} r^{(n+1)(s-2)} \quad (2.221)$$

e

$$\sigma_{ij} n_j u_{i,x} = \alpha \varepsilon_0 \sigma_0 K^{n+1} r^{(n+1)(s-2)} \{ \text{sen } \theta [\tilde{\sigma}_{rr} (\tilde{u}_{\theta\theta} - \tilde{u}_{rr}) - \tilde{\sigma}_{r\theta} (\tilde{u}_{rr} + \tilde{u}_{\theta\theta})] + (n(s-2) + 1) \cos \theta [\tilde{\sigma}_{rr} \tilde{u}_{rr} + \tilde{\sigma}_{r\theta} \tilde{u}_{\theta\theta}] \} \quad (2.222)$$

Sendo que os deslocamentos radial e tangencial,  $u_{rr}$  e  $u_{\theta\theta}$  são dados por:

$$u_{rr} = \alpha \varepsilon_0 K^n r^{n(s-2)+1} \tilde{u}_{rr}(\theta) = \frac{\alpha \varepsilon_0 K^n r^{n(s-2)+1}}{\{n(s-2) + 1\}} \tilde{\sigma}^{n-1} \left\{ s(3-s) \frac{\tilde{\phi}}{2} + \tilde{\phi}'' \right\} \quad (2.223)$$

$$u_{\theta\theta} = \alpha \varepsilon_0 K^n r^{n(s-2)+1} \tilde{u}_{\theta\theta}(\theta) = \alpha \varepsilon_0 K^n r^{n(s-2)+1} \left[ \tilde{\sigma}^{n-1} \left\{ s(s - \frac{3}{2}) \tilde{\phi} - \frac{\tilde{\phi}''}{2} \right\} - \tilde{u}_{rr} \right] \quad (2.224)$$

Daí aplicando-se as Equações 2.221 e 2.222 na Equação 2.192, tem-se:

$$J = \alpha \varepsilon_0 \sigma_0 K^{n+1} I_n \quad (2.225)$$

onde:

$$I_n = \int_{-\pi}^{\pi} \left\{ \frac{n}{n+1} \bar{\sigma}^{n+1} \cos \theta - \sin \theta [\bar{\sigma}_{rr} (\tilde{u}_{rr} + \tilde{u}_{\theta\theta}) - \bar{\sigma}_{r\theta} (\tilde{u}_{r\theta} + \tilde{u}_{\theta r}) + (n(s-2) + 1) (\bar{\sigma}_{rr} \tilde{u}_{rr} + \bar{\sigma}_{r\theta} \tilde{u}_{\theta r}) \cos \theta] \right\} d\theta \quad (2.226)$$

Valores de  $I_n$  podem ser obtidos a partir da Figura 2.24, para vários valores de  $n$ .

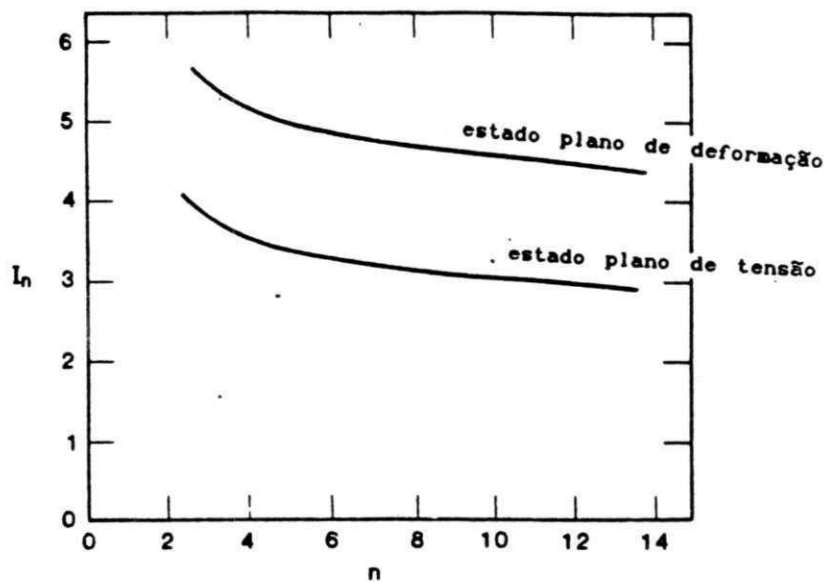


Figura 2.24 - Variação de  $I_n$  em função dos valores de  $n$ . Para os casos de deformação plana e tensão plana.

Substituindo o valor de  $K$  da Equação 2.225 nas Equações 2.195 a 2.198, tem-se:

se:

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left( \frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right)^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(\theta, n) \quad (2.227)$$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{\alpha\sigma_0}{E} \left( \frac{EJ}{\alpha\sigma_0^2 I_n r} \right)^{\frac{n}{n+1}} \tilde{\varepsilon}_{ij}(\theta, n) \quad (2.228)$$

$$u_{ij} = \frac{\alpha\sigma_0}{E} \left( \frac{EJ}{\alpha\sigma_0^2 I_n r} \right)^{\frac{n}{n+1}} r^{\frac{1}{n+1}} \tilde{u}_{ij}(\theta, n) \quad (2.229)$$

onde:  $\varepsilon_0 = \frac{\sigma_0}{E}$

### 2.3.2.4 - ANÁLISE DA RELAÇÃO ENTRE CARGA E DESLOCAMENTO PARA DETERMINAR A CURVA J-R E O MÓDULO DE RASGAMENTO ( $T_{MAT}$ ).

Esta análise é baseada nos trabalhos de HUTCHINSON e PARIS [54] e PARIS et all [55], que sugerem que o gráfico de carga x deslocamento em flexão pura pode ser analisado para determinar a curva J-R e as propriedades de instabilidade do material. Entretanto, aqui a análise será generalizada de forma que possa ser aplicada a todas as configurações (2-D) e especialmente em testes típicos tais como: corpo de prova compacto, flexão em três pontos, placa trincada central, etc.,.

A análise a ser apresentada é "exata", a partir de uma revisão analítica, considerando-se os aspectos dimensionais em concordância com RICE et all [56] e os conceitos da integral J de RICE [5].

A teoria de deformação da plasticidade para a interpretação de J, que será usada aqui, tem-se mostrado "exata" sob algumas restrições descritas por HUTCHINSON e PARIS [54], para determinar a curva J-R e as propriedades do material.

Finalmente, a análise levará aos seguintes resultados:

- 1<sup>o</sup> - Métodos corretos para computar J a partir do gráfico carga x deslocamento em presença de crescimento de trinca;
- 2<sup>o</sup> - Métodos para determinar o crescimento de trinca, " $\Delta a$ ", a partir do gráfico carga x deslocamento sem instrumentação adicional;
- 3<sup>o</sup> - Com os dois primeiros resultados pode-se construir a curva J-R a partir do gráfico carga x deslocamento, e,
- 4<sup>o</sup> - O módulo de rasgamento,  $T_{mat}$ , pode ser determinado a partir da curva J-R, também, sem instrumentação adicional.

#### **2.3.2.4.1 - DESENVOLVIMENTO DE UMA FORMA CONVENIENTE PARA A INTEGRAL J DE RICE [5].**

##### **2.3.2.4.1.1 - DESDOBRAMENTO DA FORMA ORIGINAL DA EQUAÇÃO DA INTEGRAL J DE RICE [5].**

A forma original da Integral J é:

$$J = \int_{\Gamma} (W dy - T \frac{\partial u}{\partial x} ds) \quad (2.230)$$

que tem como base a teoria de deformação, é independente do caminho quando integrada ao redor da ponta da trinca, e pode ser igualmente representada pela forma:

$$J = \int_0^P \left( \frac{\partial \Delta}{\partial a} \right)_P dP = - \int_0^{\Delta} \left( \frac{\partial P}{\partial a} \right)_\Delta d\Delta \quad (2.231)$$

Nota-se que na Equação 2.231,  $\Delta = \Delta(P, a)$  ou  $P = P(a, \Delta)$  são relações funcionais entre as variáveis, incluindo o comprimento de trinca, "a", como uma terceira variável.

Na análise que se segue, comportamento elasto-plástico, é conveniente subdividir J em uma componente elástica e outra plástica,  $J_{el}$  e  $J_{pl}$ . Por outro lado, o deslocamento pode ser dividido em uma parte elástica e outra plástica, ou seja:

$$\Delta = \Delta_{el} + \Delta_{pl} \quad (2.232)$$

Logo, a primeira parte da Equação 2.231 pode ser escrita da forma:

$$J = \int_0^P \left( \frac{\partial \Delta_{el}}{\partial a} \right)_P dP + \int_0^P \left( \frac{\partial \Delta_{pl}}{\partial a} \right)_P dP \quad (2.233)$$

O primeiro termo da Equação 2.233 é a componente linear-elástica,  $J_{el}$ , de J, a que é também a energia de Griffith, G, ou seja:

$$J_{el} = \int_0^P \left( \frac{\partial \Delta_{el}}{\partial a} \right)_P dP = G(P, a) \quad (2.234)$$



Por outro lado, o segundo termo da Equação 2.233,  $J_{pl}$ , pode ser reinterpretado com referência a Figura 2.25. Esta figura mostra esquematicamente a carga,  $P$ , versus deslocamento plástico,  $\Delta_{pl}$ , para diferentes tamanhos de trinca "a" e "a + da". A área entre as curvas é " $J_{pl}(da)$ ", ou seja:

$$J_{pl}(da) = \int_0^P \left( \frac{\partial \Delta_{pl}}{\partial a} \right)_P dP(da) \quad (2.235)$$

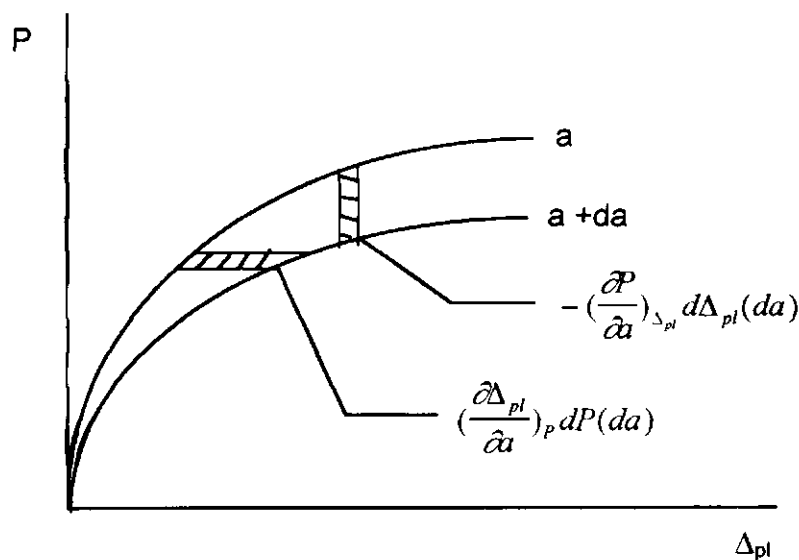


Figura 2.25 - Gráfico esquemático da curva carga x deslocamento plástico, para dois comprimentos de trinca diferentes.

Por outro lado, com base na Equação 2.231 pode-se escrever:

$$J_{pl} = \int_0^P \left( \frac{\partial \Delta_{pl}}{\partial a} \right)_P dP = - \int_0^{\Delta_{pl}} \left( \frac{\partial P}{\partial a} \right)_{\Delta_{pl}} d\Delta_{pl} \quad (2.236)$$

Substituindo-se as Equações 2.234 e 2.236 em 2.233, tem-se:

$$J = J_{el} + J_{pl} \quad (2.237)$$

ou então,

$$J = G(P, a) - \int_0^{\Delta_{pl}} \left( \frac{\partial P}{\partial a} \right)_{\Delta_{pl}} d\Delta_{pl} \quad (2.238)$$

Esta forma, Equação 2.238, fornece um método conveniente para computar  $J$  sem perdas na precisão analítica quando comparada com a forma original, Equação 2.230 e a Equação 2.231. Sem ambigüidades  $G$  é sempre calculado através da mecânica da fratura linear-elástica, usando a carga, "P", e o comprimento de trinca, "a" (sem correção da zona plástica). O segundo termo da Equação 2.238 pode ser avaliado apropriadamente.

#### 2.3.2.4.1.2 - ANÁLISE DIMENSIONAL DA RELAÇÃO ENTRE CARGA, COMPRIMENTO DE TRINCA E DESLOCAMENTO PLÁSTICO

Normalmente a plasticidade em um membro trincado ou corpo de prova é confinada ao ligamento remanescente na seção trincada. Portanto para evitar certas ambigüidades e para efeitos de análise, a plasticidade ficará confinada à região do ligamento. Sobre estas condições, análises dimensionais levam a seguinte forma para a relação entre carga, "P", comprimento de trinca, "a", e deslocamento plástico, " $\Delta_{pl}$ ":

$$\frac{\Delta_{pl}}{W} = f\left(\frac{P}{W}, \frac{a}{W}, \frac{L}{W}, \frac{B}{W}, etc\right) \quad (2.239)$$

onde  $P$  é a carga por unidade de espessura,  $W$  é a altura e  $L$ ,  $B$  são outras características dimensionais do corpo de prova. Desta forma um argumento básico proposto por RICE [5] é que a razão entre a carga "P" e "W",  $P/W$ , tenha como unidade dimensional unidades de força por comprimento ao quadrado, uma

vez que a função  $f$ , depende somente das propriedades de tensão e deformação, tendo unidades adimensionais. Por outro lado, esta forma é correta para propriedades de tensão-deformação monotônicas, desde que a análise que se segue será "exata" para todas as curvas tensão-deformação.

Invertendo-se esta função tem-se:

$$\frac{P}{W} = F\left(\frac{\Delta_{pl}}{W}, \frac{a}{W}, \frac{L}{W}, \frac{B}{W}, etc\right) \quad (2.240)$$

Agora formas mais apropriadas para a análise podem ser modificadas pela introdução da altura do ligamento remanescente não trincado, "b".

Então ambos  $b/W$  ou  $(b/W)^2$  podem ser fatorados fora da função

$F\left(\frac{\Delta_{pl}}{W}, \frac{a}{W}, \frac{L}{W}, \frac{B}{W}, etc\right)$  para encontrar-se a forma especial da equação 2.240:

$$P = \frac{b^2}{W} F_1\left(\frac{\Delta_{pl}}{W}, \frac{a}{W}, \frac{L}{W}, \frac{B}{W}, etc\right) \quad (2.241)$$

ou

$$P = b F_2\left(\frac{\Delta_{pl}}{W}, \frac{a}{W}, \frac{L}{W}, \frac{B}{W}, etc\right) \quad (2.242)$$

Uma forma adicional que é igualmente apropriada dimensionalmente e semelhante a Equação 2.242 é:

$$P = b F_3\left(\frac{\Delta_{pl}}{b}, \frac{a}{W}, \frac{L}{W}, \frac{B}{W}, etc\right) \quad (2.243)$$

### 2.3.2.4.1.3 - DETERMINAÇÃO DA INTEGRAL J A PARTIR DA PRIMEIRA FORMA FUNCIONAL "F<sub>1</sub>".

A primeira forma funcional, Equação 2.241, pode ser substituída no segundo termo da Equação 2.238, notando-se que  $db = -da$ , obtendo-se:

$$J = G + \frac{2b}{W} \int_0^{\Delta_{pl}} F_1(\ ) d\Delta_{pl} - \frac{b^2}{W^2} \int_0^{\Delta_{pl}} \frac{\partial F_1}{\partial \left(\frac{a}{W}\right)} d\Delta_{pl} \quad (2.244)$$

Substituindo-se a função  $F\left(\frac{\Delta_{pl}}{W}, \frac{a}{W}, \frac{L}{W}, \frac{B}{W}, \text{etc}\right)$  a partir da Equação 2.241 na primeira integral da Equação 2.244, tem-se:

$$J = G + \frac{2}{b} \int_0^{\Delta_{pl}} P d\Delta_{pl} - \frac{b^2}{W^2} \int_0^{\Delta_{pl}} \frac{\partial F_1}{\partial \left(\frac{a}{W}\right)} d\Delta_{pl} \quad (2.245)$$

A Equação 2.245 é a forma exata para computar J, a partir do gráfico carga-deslocamento, antes do início de crescimento de trinca caso ocorra crescimento de trinca, a Integral J pode ser determinada pela Equação 2.245 desde que se conheça o comprimento final da trinca e o gráfico carga-deslocamento para o comprimento de trinca sem crescimento. Realmente, observa-se que a primeira integral na Equação 2.245 é a usual forma de RICE [5], a área sob a curva carga-deslocamento e a segunda integral é a correção de MERKLE e CORTEN [57], que é exata na Equação 2.245.

A Equação 2.245 é usada para avaliar a Integral J. Sua aplicação é mais indicada quando o termo de correção, a integral final, é pequena quando

comparada com os outros, ou seja, caso em que o ligamento não trincado está sujeito principalmente a flexão.

No desenvolvimento da curva J-R estende-se esta análise para situação onde o crescimento de trinca já tenha iniciado. Toma-se, neste caso, a diferencial da Equação 2.244, notando-se que os termos da integral são funções de variáveis independentes: o tamanho de trinca,  $a$  ou  $b$ , e o deslocamento plástico,  $\Delta_{pl}$ . A diferencial da Equação 2.244 é, então:

$$\begin{aligned}
 dJ = dG + & \left[ \frac{2b}{W} F_1 - \frac{b^2}{W^2} \frac{\partial F_1}{\partial \left(\frac{a}{W}\right)} \right] d\Delta_{pl} + \left[ \frac{2}{W} \int_0^{\Delta_{pl}} F_1(\cdot) d\Delta_{pl} + \right. \\
 & \left. + \frac{4b}{W^2} \int_0^{\Delta_{pl}} \frac{\partial F_1}{\partial \left(\frac{a}{W}\right)} d\Delta_{pl} - \frac{b^2}{W^3} \int_0^{\Delta_{pl}} \frac{\partial F_1}{\partial \left(\frac{a}{W}\right)^2} d\Delta_{pl} \right] da
 \end{aligned} \tag{2.246}$$

Agora, é conveniente para a integração da Equação 2.246 definir  $\bar{J}_{pl}$  como sendo os últimos dos dois termos na Equação 2.244, que é  $J_{pl}$  computado como se não houvesse crescimento de trinca, ou seja:

$$\bar{J}_{pl} = \frac{2b}{W} \int_0^{\Delta_{pl}} F_1 d\Delta_{pl} - \frac{b^2}{W^2} \int_0^{\Delta_{pl}} \frac{\partial F_1}{\partial \left(\frac{a}{W}\right)} d\Delta_{pl} \tag{2.247}$$

A reintegração da Equação 2.246 com crescimento de trinca a partir do tamanho de trinca inicial, " $a_0$ ", para o tamanho, " $a$ ", e o deslocamento plástico de 0 a  $\Delta_{pl}$ , sobre algum caminho, fornece:

$$J = G + \bar{J}_{pl} \Big|_{b=b_0} + \int_{a_0}^a \frac{1}{b} \left[ -\bar{J}_{pl} + \frac{3b^2}{W^2} \int_0^{\Delta_{pl}} \frac{\partial F_1}{\partial \left( \frac{a}{W} \right)} d\Delta_{pl} - \frac{b^3}{W^3} \int_0^{\Delta_{pl}} \frac{\partial^2 F_1}{\partial \left( \frac{a}{W} \right)^2} d\Delta_{pl} \right] da \quad (2.248)$$

Este resultado, Equação 2.248 em combinação com a Equação 2.247, permite que se determine J, sem muitas dificuldades, em algumas configurações. O método quando estendido para casos mais gerais, pode ser de difícil solução em razão da dificuldade de computar-se os termos envolvendo a função "F<sub>1</sub>", nas Equações 2.247 e 2.248.

Entretanto, nas aplicações citadas aqui, os casos serão restritos a situação onde o segundo termo da Equação 2.247 é pequeno comparado com o primeiro termo. Em tais casos, é possível ignorar-se os termos da Equação 2.248 que explicitamente contém a função "F<sub>1</sub>".

Na Equação 2.241 a carga P, é expressa em função do comprimento a ou b, do deslocamento plástico, Δ<sub>pl</sub>, e de outra quantidade fixa. Tomando a diferencial de P, tem-se:

$$dP = \frac{b^2}{W^2} \frac{\partial F_1}{\partial \left( \frac{\Delta_{pl}}{W} \right)} d\Delta_{pl} + \left[ \frac{b^2}{W^2} \frac{\partial F_1}{\partial \left( \frac{a}{W} \right)} - \frac{2b}{W} F_1 \right] da \quad (2.249)$$

Resolvendo esta expressão para o comprimento de trinca, "da", obtém-se:

$$da = \frac{\frac{b^2}{W^2} \frac{\partial F_1}{\partial \left( \frac{\Delta_{pl}}{W} \right)} d\Delta_{pl} - dP}{\frac{2b}{W} F_1 - \frac{b^2}{W^2} \frac{\partial F_1}{\partial \left( \frac{a}{W} \right)}} \quad (2.250)$$

Assumindo que "F1" pode ser encontrada e o comprimento de trinca inicial,  $a$ , é conhecido, então a variação no comprimento de trinca pode ser determinado durante o incremento ao longo da curva carga-deslocamento,  $dP$  e  $d\Delta pl$ .

Durante tal incremento,  $dJ$  pode também ser encontrado usando a Equação 2.246. Os resultados obtidos a partir das Equações 2.246 e 2.250 são substituídos na Equação 2.251 para a determinação do módulo de rasgamento, ou seja:

$$T_{mat} = \frac{dJ}{da} \frac{E}{\sigma_0^2} \quad (2.251)$$

Portanto, o módulo de rasgamento do material,  $T_{mat}$ , pode ser encontrado para um incremento do gráfico carga-deslocamento.

### 2.3.2.5 - DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DE $J_i$ E $J_{IC}$ .

#### 2.3.2.5.1 - MÉTODO DOS MÚLTIPLOS CORPOS DE PROVA - MÉTODO DE BEGLEY-LANDES [58]

O método original de BEGLEY-LANDES [58] para a determinação experimental da Integral  $J$ , para um material elástico linear ou não linear, baseia-se, no conceito de energia, ou seja:

$$J = - \frac{\partial U}{\partial a} \quad (2.252)$$

A Equação 2.252 permite inferir com facilidade uma interpretação física para  $J$ : ela é a diferença entre as energias potenciais de dois corpos de prova de mesmas dimensões, contendo trincas de tamanhos próximos e carregados identicamente.

Raciocinando, então, com o gráfico carga x deslocamento do ponto de aplicação de carga, tem-se que a área sob a curva determinada para um certo valor de deslocamento é igual a variação da energia potencial, Figura 2.26a.

$$dU = -JBda \quad (2.253)$$

São ensaiados: Vários pares de corpos de prova idênticos, exceto pelas profundidades das trincas,  $a_1$  e  $a_1 + da$ ,  $a_2$  e  $a_2 + da$ ,  $a_3$  e  $a_3 + da$  e assim sucessivamente. Em cada par de curvas de carga x deslocamento do ponto de aplicação de carga, mede-se a diferença entre as áreas sob as curvas para deslocamentos sucessivamente maiores (1,2,3,4, etc). Esses valores de área são divididos pela espessura para se obter valores de variação de energia potencial por unidade de espessura. Traça-se, então, as curvas  $dU/B$  x  $a$ , cujas inclinações (derivadas) representam  $\frac{1}{B} \frac{dU}{da}$ , ou seja, o simétrico de  $J$ , Figura 2.26b.

$$J = -\frac{1}{B} \frac{dU}{da} \quad (2.254)$$

Com os valores de  $J$  assim obtidos levanta-se o gráfico  $J$  x  $\Delta$ , Figura 2.26c. Tem-se, portanto, o valor da Integral  $J$  para cada deslocamento aplicado.



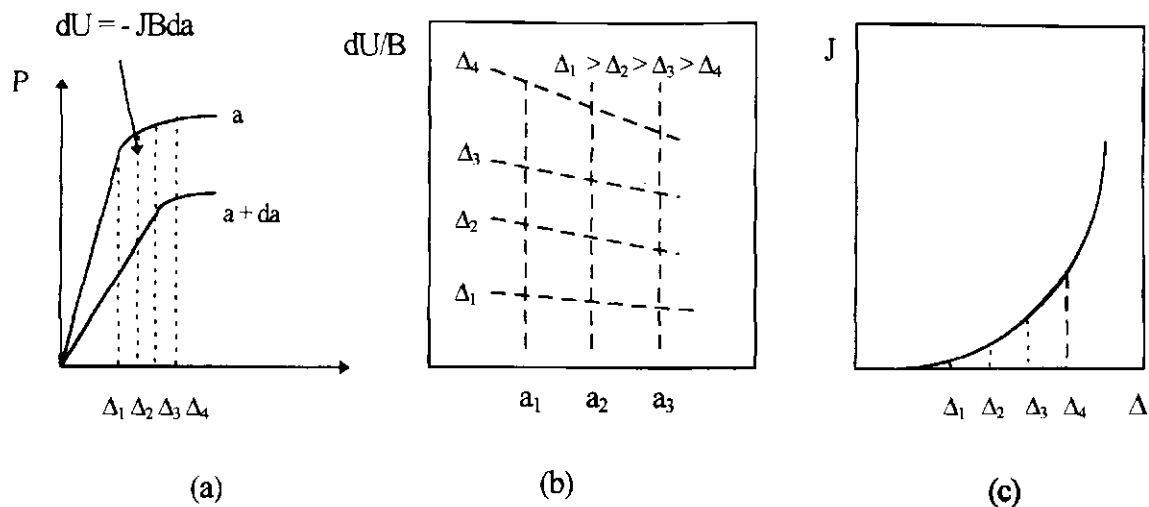


Figura 2.26 - Método tradicional de determinação de J. a) Gráficos carga (P) x deflexão ( $\Delta$ ) obtidos experimentalmente para vários corpos de prova. b) A partir dos gráficos em (a), traçam-se curvas de variação da energia potencial x tamanho de trinca. c) A partir de (b), traça-se a curva Integral J x deflexão.

Os gráficos apresentados na Figuras 2.26 são representativos do comportamento linear elástico, ou, na pior das hipóteses, de plasticidade muito restrita. Quando o material se encontra no regime elasto-plástico, as retas da Figura 2.26 tomam-se curvas, obtendo-se gráficos semelhantes aos da Figura 2.27.

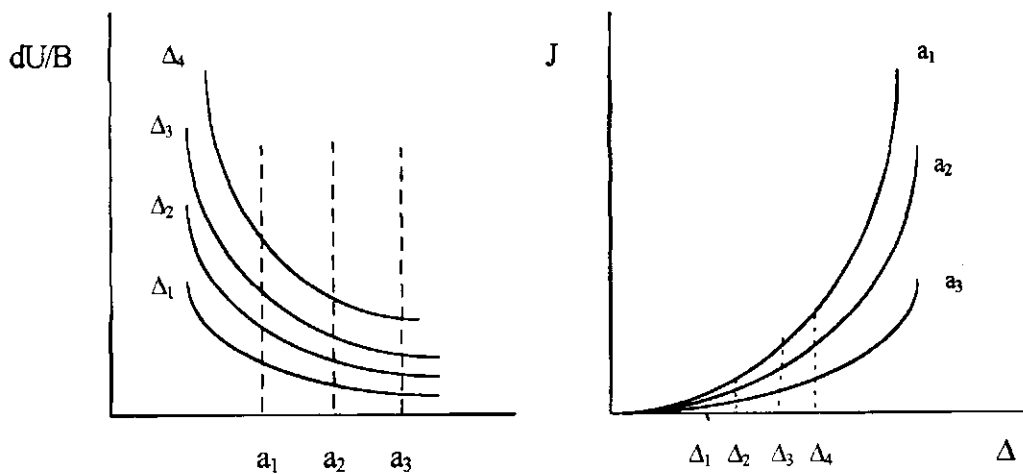


Figura 2.27 - Obtenção de gráficos J x  $\Delta$  para materiais elasto-plástico.

### 2.3.2.5.2 - MÉTODO DOS MÚLTIPLOS CORPOS DE PROVA - MÉTODO DE LANDES e BEGLEY [59] PARA DETERMINAÇÃO DE $J_{IC}$ .

LANDES e BEGLEY [59], desenvolveram um método que consiste no ensaio de vários corpos de prova (quatro a seis) de idêntica configuração geométrica e com trincas suficientemente profundas para aplicar a análise de RICE et al [56], estes autores desenvolveram uma fórmula simples para o cálculo da Integral J, em que se usa um único corpo de prova para determinar o valor de J, Equação 2.255.

$$J = \frac{2A}{B(W - a)} \quad (2.255)$$

onde:  $a$  é o comprimento inicial de trinca;

$A$  é a área sob a curva carga x deflexão, em unidades de energia;

$B$  é a espessura do corpo de prova;

$W$  é a altura do corpo de prova.

Os corpos de prova são ensaiados da seguinte forma: cada um é carregado até um certo deslocamento que se escolhido antecipadamente e para cada corpo de prova o deslocamento é diferente, de tal maneira que com os corpos de prova ensaiados cobre um campo de deslocamento de interesse. A Figura 2.28, mostra esquematicamente o carregamento usado para cada corpo de prova.

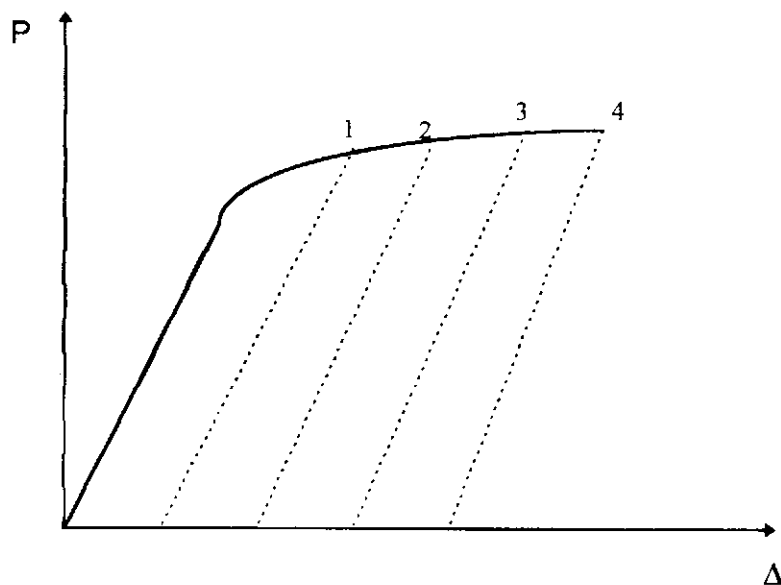


Figura 2.28 - Pontos de carregamento a um determinado deslocamento, para determinação de  $J_{IC}$ . Técnica dos múltiplos corpos de prova.

Após carregado e descarregado, cada corpo de prova é aquecido em torno de 300 °C, durante 10 a 15 minutos. O objetivo que se busca com este aquecimento é a marcação do crescimento de trinca ( $\Delta a$ ) para cada deslocamento aplicado. Logo em seguida cada corpo de prova é submetido à ruptura para se proceder o exame da superfície de fratura e, determinar o crescimento de trinca ( $\Delta a$ ) verificado.

A Figura 2.29, mostra de forma esquemática o que ocorre durante o carregamento do corpo de prova. Antes do início de propagação de trinca observa-se uma zona deformada na ponta da trinca que foi denominada de zona embotada (stretch zone).

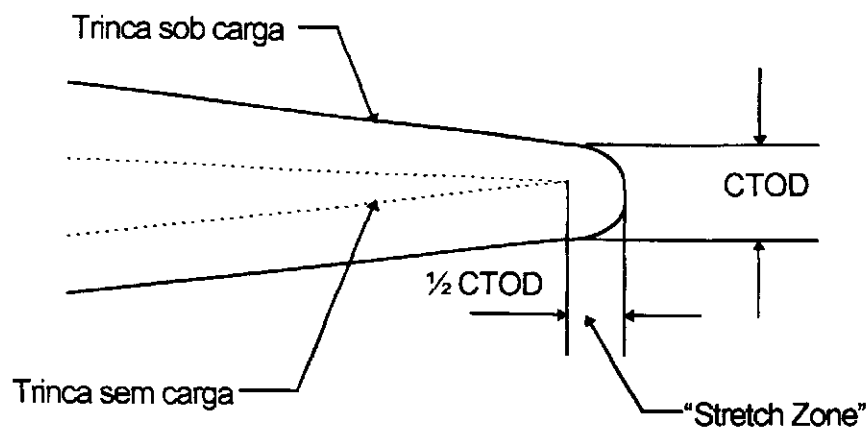


Figura 2.29 - Forma esquemática de representação da zona embotada (stretch zone).

Na Figura 2.29 considera-se que a zona deformada na ponta da trinca tem uma geometria circular e, portanto, a magnitude da "stretch zone" será igual a metade do valor do CTOD correspondente.

Em geral, a marcação entre a "stretch zone" e a zona de extensão real não é suficientemente clara, portanto, normalmente na medição desta última se inclui também a primeira. Visto que, o que se quer determinar é o valor de  $J_I$  e/ou  $J_{IC}$  correspondente ao início da extensão propriamente dita da trinca, é conveniente estabelecer uma relação funcional entre o valor de  $\delta$  (CTOD) e a "stretch zone", a fim de se poder efetuar a correção correspondente.

Sabe-se que a relação entre  $\delta$  e  $J$  segundo TURNER [60], é:

$$J = \sigma_y \delta \quad (2.256)$$

onde,  $\delta$  é o valor do CTOD na ponta da trinca no início da extensão de trinca propriamente dita.

Se agora levar-se em conta o modelo simplificado que adotou-se para descrever a geometria da ponta da trinca durante a deformação que precede a propagação, tem-se:

$$J_I = 2 \sigma_y \Delta a \quad (2.257)$$

onde  $\Delta a$  representa a magnitude da "stretch zone" e é igual ao avanço que experimenta, pela deformação, a ponta da trinca quando carregada, antes de começar a extensão, propriamente dita, pela separação do material.

Para determinar  $J_i$  e/ou  $J_{IC}$  é necessário construir a curva  $J \times \Delta a$ , a partir dos dados obtidos com os corpos de prova ensaiados, e encontrar a interseção com a reta definida pela Equação  $J = 2 \sigma_y \Delta a$ , que representa a zona embotada na ponta da trinca (stretch zone). A Figura 2.30 mostra a correspondente construção gráfica que resulta a partir dos dados dos ensaios esquematizados pela Figura 2.28.

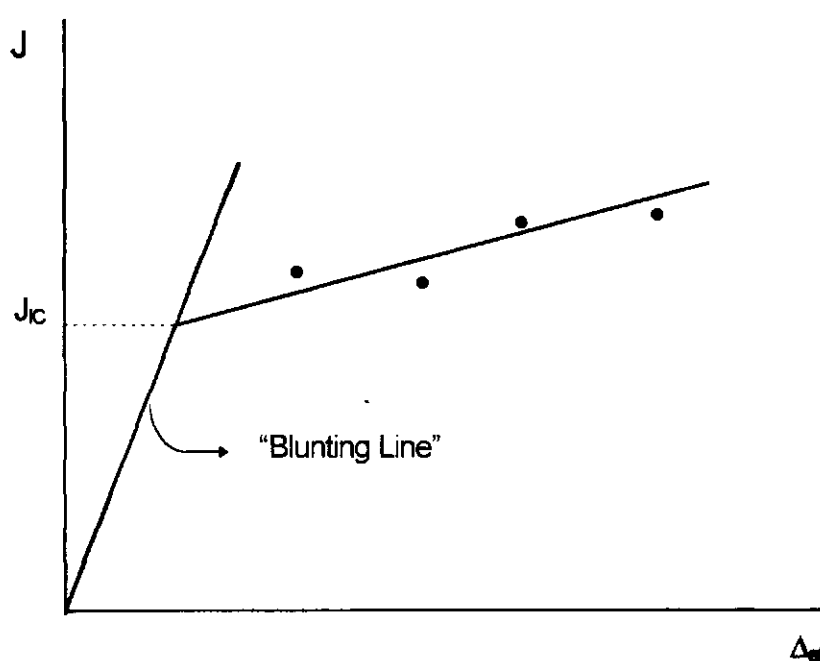


Figura 2.30 - Construção gráfica usada na determinação de  $J_i$  e/ou  $J_{IC}$ .

Os valores de  $J$  correspondentes a cada corpo de prova são calculados a partir da área sob a curva  $P \times \Delta$ . Os valores de propagação de trinca estável ( $\Delta a$ ) obtém-se por medição direta sobre a superfície de fratura de cada corpo de prova.

O traçado da reta de Equação  $J = 2 \sigma_y \Delta a$  (chamada geralmente de "blunting line") tem por objetivo efetuar a correção correspondente a formação da "stretch zone", a fim de localizar o início de extensão de trinca propriamente dita.

Este método serviu de base para a norma atualmente existente para o ensaio e determinação de  $J_{IC}$ , ASTM E 813-81 [7], onde certas condições devem ser satisfeitas.

SUMPTER e TURNER [61] desenvolveram um método alternativo para a determinação de  $J_{IC}$ , a partir do gráfico da curva carga x abertura do clip gauge ( $P \times V$ ), do ensaio de CTOD, Figura 2.31 e Equação 2.258.

$$J = \frac{K^2(1 - \vartheta^2)}{E} + \frac{2U_v S / 4}{(0,4W + 0,6a + z)(W - a)B} \quad (2.258)$$

onde:  $U_v$  é a área sob a curva  $P \times v$ . Figura 2.31.

$S$  é o vão do corpo de prova, e,

$K$  é o Fator de Intensidade de Tensão.

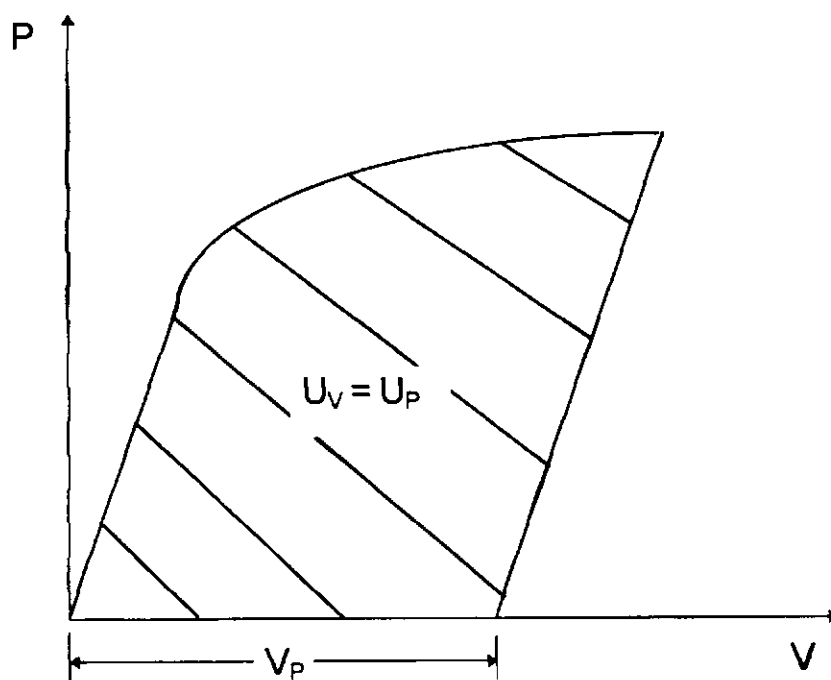


Figura 2.31 - Curva de carga ( $P$ ) versus deslocamento do "clip gauge" ( $V$ ) para determinar a integral  $J$ , método de SUMPTER e TURNER [61].

### 2.3.2.5.3 - MÉTODO DE UM ÚNICO CORPO DE PROVA PARA DETERMINAÇÃO DA INTEGRAL J.

A Integral J, pode ser determinada a partir da área sob a curva carga x deslocamento do ponto de aplicação de carga. As Equações são brevemente resumidas a seguir. Nestas Equações, P é a carga por unidade de espessura líquida e por ponta de trinca, ou seja:

$$P = \frac{P_{tot}}{iB_N} \quad (2.259)$$

onde:  $i = 1$  para CT, SENB, SENT;

$i = 2$  para CNT, DENT;

$P_{tot}$  = a carga total no corpo de prova, e,

$B_N$  = valor líquido de espessura do corpo de prova, quando o corpo de prova é do tipo contendo entalhes laterais (side-groove).

Para uma trinca estacionária ( $b = b_0$ ) e em flexão, tem-se:

$$J = \frac{\eta}{b_0} \int P d\Delta \quad (2.260)$$

com  $\eta = 2$  para SENB e

$\eta = 2 + 0.522 b/W$  para CT

Enquanto que em tensão, obtém-se:

$$J = G + \frac{2}{b} \left( \int_0^{\Delta_p} P d\Delta_p - \frac{P\Delta_p}{2} \right) \quad (2.261)$$

Para uma trinca em crescimento ( $b < b_0$ ) e em flexão, tem-se:

$$J = \int_0^{\eta} \frac{\eta}{b} P d\Delta - \int_{a_0}^a \gamma \frac{J}{b} da \quad (2.262)$$

com  $\gamma = 1$  para SENB e

$\gamma = 1 + 0.76 b/W$  para CT.

Enquanto que em tensão, obtém-se:

$$J = G + 2 \int_0^{\Delta_p} \frac{P}{b} d\Delta_p - \frac{P\Delta_p}{b} - \int_{a_0}^a \frac{J - G}{b} da \quad (2.263)$$

As Equações 2.262 e 2.263, podem ser numericamente integradas, escrevendo-as sob a forma incremental, ou seja, em flexão:

$$J_{i+1} = \left\{ J_i + \left( \frac{\eta}{b} \right)_i A_{i,i+1} \right\} \left\{ 1 - \left( \frac{\gamma}{b} \right)_i (a_{i+1} - a_i) \right\} \quad (2.264)$$

e em tensão:

$$J_{i+1} = G_{i+1} + \frac{b_{i+1}}{b_i} (J_i - G_i) + \frac{P_i \Delta_{pl,i+1} - P_{i+1} \Delta_{pl,i}}{b_i} \quad (2.265)$$



Na Equação 2.264,  $A_{i+1}$  representa a área sob a curva  $P \times \Delta$  entre as linhas de deslocamento constante  $\Delta_i$  e  $\Delta_{i+1}$ , enquanto que  $\eta$  e  $\gamma$  são definidos para cada geometria. O incremento de área  $A_{i+1}$  poderá ser corrigido para deslocamentos estranhos que não contribuem para  $J$ , tais como a deformação das garras e as indentações provocadas pelos rolos nos corpos de prova sob flexão, BUZZARD e FISHER [62].

Existe três possibilidades aproximadas para a determinação de  $\Delta a$  durante o ensaio do corpo de prova:

1ª - O primeiro, método indireto de medida a partir do qual o crescimento de trinca pode ser determinado, por exemplo, queda de potencial ou método de carregamentos e descarregamentos contínuos (compliance). Alternativamente técnicas de medidas baseadas em emissão acústica ou ultrassônica;

2ª - A terceira possibilidade envolve repetidas marcações diretas da frente de trinca durante o teste, por exemplo, por tinta penetrante.

3ª - Determinação do  $\Delta a$  analiticamente a partir do gráfico  $P \times \Delta$ , usando uma curva de calibração experimental e/ou numérica. Esta aproximação é chamada método da curva de calibração (curve key).

#### 2.3.2.5.4 - CONCLUSÃO

Os métodos mais utilizados para a determinação da curva de resistência J-R são os métodos de múltiplos corpos de prova e de um único corpo de prova ( método dos múltiplos carregamentos e descarregamentos ou método da "compliance" ).

O método dos múltiplos corpos de prova tem como vantagem, simplicidade, por não requerer equipamentos de medição complicados e subsequentes processamentos de dados. Entretanto, esta metodologia apresenta inconvenientes, tais como:

1º - A necessidade de diversos corpos de prova para estabelecer a curva J-R, o que determina um aumento nos custos devido a preparação dos corpos de prova e o aumento do tempo de ensaio, podendo ainda não haver material suficiente para a confecção dos mesmos, especialmente quando se trata de material irradiado;

2º - Muitos materiais apresentam uma significativa dispersão na tenacidade à fratura de corpo de prova para corpo de prova e, portanto, para se obter uma avaliação própria desta dispersão do material e sua influência sobre a curva J-R, mais corpos de prova deverão ser ensaiados;

3º - Nos ensaios de Integral J não é possível corrigir J com o crescimento de trinca, já que para se obter a Integral J corrigida, o comprimento da trinca para cada ponto de  $P \times \Delta$  deve ser conhecido, e, nos ensaios com múltiplos corpos de prova somente os comprimentos inicial e final da trinca são conhecidos. Embora a diferença entre os valores de J corrigidos e não corrigidos muitas vezes permaneça pequena ou desprezível, para extensões de trincas próximo ao início de propagação, este não é o caso para grandes extensões de trinca ou quando corpos de prova muito pequenos são ensaiados, STEENKAMP [8].

Para o caso em que se deseje determinar a curva J-R a partir de um único corpo de prova, o valor da Integral J deverá ser avaliado em cada ponto da curva  $P \times \Delta$ , devendo a extensão de trinca ser conhecida. Entretanto para que o método de um único corpo de prova seja eficiente é necessário a determinação precisa da extensão de trinca durante o carregamento do corpo de prova.

Conforme já foi visto existe pelo menos três possibilidades para se determinar a extensão de trinca durante o teste do corpo de prova, entretanto estas metodologias apresentam algumas desvantagens.

A primeira metodologia requer equipamentos de alta sensibilidade para detecção do crescimento da trinca durante o ensaio o que aumenta demasiadamente os custos de aplicação da mesma.

A segunda requer necessariamente que a tinta tenha uma viscosidade adequada e tempo de secagem suficiente para que se possa perceber as diferentes marcações dos tamanhos de trinca e ainda requer um controle eficiente do sistema de injeção da tinta durante o ensaio.

Já a terceira tem como desvantagens a definição de uma equação que represente a curva de calibração do material em estudo e a necessidade de determinação do ponto de início de fratura, sendo feito de forma um tanto quanto subjetiva.

Entretanto no presente trabalho estudou-se a aplicabilidade do método desenvolvido por HERRERA e LANDES [19], para a determinação do crescimento estável de trinca e conseqüentemente da curva J-R para os aços, da classe API 5LX 70, aplicado em tubulações, e ASTM A516-GR65, utilizado em vasos de pressão. O método também denominado de método da "normalização" é baseado no princípio da separação da carga mecânica, inicialmente desenvolvido por ERNST et al [17,18] e denominado de "key curve" JOYCE et al [16].

A curva de calibração (curva de referência) utilizada neste trabalho foi determinada analiticamente segundo a metodologia desenvolvida por HERRERA e LANDES [19]. Desta forma os resultados foram comparados com os obtidos pelo método dos múltiplos corpos de prova.

## **CAPÍTULO III**

### **3 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA ESPECÍFICA**

#### **3.1 - INTRODUÇÃO**

Neste capítulo apresenta-se a revisão bibliográfica realizada com o propósito de entender as facilidades e limitações dos métodos que utilizam o princípio da separação de carga de ERNST et all [17,18] para que, então, a partir da relação entre a carga e o deslocamento do ponto de aplicação de carga, durante o ensaio (o desenvolvimento matemático foi visto no capítulo 2 sub-ítem 2.2.2.4, página76), a curva de resistência J-R possa ser determinada. Estes métodos são também conhecidos como métodos da "normalização".

#### **3.2 - MÉTODOS DA NORMALIZAÇÃO**

Nos últimos anos tem-se verificado a tendência para utilização de aços de graus de resistência cada vez mais elevados, aliados a boa soldabilidade e tenacidade, para aplicações estruturais na construção mecânica de modo geral, visando-se a redução de peso e o custo global do projeto.

Por outro lado, para a análise do comportamento à fratura destes materiais duas metodologias vêm sendo amplamente utilizadas, o CTOD e a Integral J. Estas duas metodologias descrevem o comportamento à fratura destes materiais, pois elas fornecem, as curvas de resistência para materiais com comportamento elasto-plástico. Estas curvas são chamadas de curvas de resistência, curvas-R ( $\delta$ -R, J-R) e definem os parâmetros fundamentais para a

determinação da tenacidade à fratura, da resistência a propagação de trinca e do módulo de resistência, servindo ainda para análise da instabilidade à fratura.

Um ponto importante nestas curvas é o valor da tenacidade em que se dá o início de propagação de trinca ( $\delta_i$ ,  $J_i$ ). No caso da Integral J, se o valor de  $J_i$  for determinado sob condição de deformação plana, o mesmo é chamado de  $J_{IC}$ .

Segundo YIN et al [15] duas abordagens diferentes podem ser seguidas para determinar  $J_{IC}$ :

- a) Estabelecimento de uma curva (J-R), definindo um ponto inicial de trinca através da intersecção de duas retas, sendo que a curva que define a intersecção com a curva J-R é chamada de "Blunting Line".
- b) Determinação direta da extensão inicial de trinca por um método de detecção de alta sensibilidade.

Várias técnicas de detecção foram utilizadas, tais como: Queda de Potencial, SCHWALBE et al [13], Varredura Ultrasônica e Emissão acústica, YIN et al [15].

Entretanto para a determinação das curvas J-R as técnicas mais utilizadas são as dos Múltiplos Corpos de Prova, LANDES e BEGLEY [59], e a dos Múltiplos Carregamentos e Descarregamentos (compliance), JOYCE e GUDAS [11] e WILLOUGHBY e GARWOOD [12].

A vantagem do método dos múltiplos corpos de prova é a sua simplicidade por não requerer equipamentos de medição complicados e subsequentes processamentos de dados, STEENKAMP [8]. Contudo, esta metodologia apresenta inconvenientes tais como: a necessidade de um determinado número de corpos de prova, o que determina um aumento nos custos devido a preparação dos corpos de prova e um aumento no tempo de

ensaio, podendo ainda não haver material suficiente para a confecção dos mesmos, especialmente quando se trata de material irradiado.

Segundo TARPANI e SPINELLI [63] os resultados obtidos segundo esta metodologia podem ser influenciados pelas heterogeneidades microestruturais inerentes aos materiais; muitos materiais apresentam uma significativa dispersão na tenacidade à fratura de corpo de prova para corpo de prova e, portanto, para se obter uma avaliação própria desta dispersão do material e sua influência sobre a curva J-R, mais corpos de prova deverão ser ensaiados.

Nos ensaios de Integral J não é possível corrigir J para o crescimento de trinca, já que para se obter a integral J corrigida, o comprimento da trinca deve ser conhecido em cada estágio do ensaio, e nos ensaios com múltiplos corpos de prova somente os comprimentos iniciais e finais da trinca são conhecidos. Embora a diferença entre os valores de J corrigidos e não corrigidos muitas vezes permaneça pequena ou desprezível, para extensões de trincas próximo ao início de propagação, este não é o caso para grandes extensões de trinca ou quando corpos de prova muito pequenos são ensaiados, STEENKAMP [8].

KUMAR [64] estudou a influência do número de medidas feitas na determinação dos valores de  $\Delta a$ . O número de medidas para estimar o valor de  $\Delta a$  tem sido mostrado ser dependente de fatores como: perfil da frente da trinca e grau de precisão das medidas. Nove ou sete pontos de medidas como recomendados pelas metodologias da ASTM E813-81 [7] e BS 5762/79 [6], respectivamente, não são suficientes para uma determinação precisa do tamanho da propagação de trinca. Estas metodologias são adequadas para corpos de prova com frente de trinca regular, por outro lado, quando a frente de trinca é irregular e o material apresenta uma certa heterogeneidade microestrutural uma quantidade maior de medidas são necessárias.

SANTOS [20], utilizou ainda o método de medida da razão entre a área da superfície de fratura pela espessura do corpo de prova, para minimizar os erros do operador quando da utilização do método de medida linear.

Já as técnicas dos múltiplos carregamentos e descarregamentos (compliance) e de queda de potencial, embora reduzam drasticamente o consumo de material e a tempo de ensaio, possuem certas desvantagens que podem até mesmo inviabilizá-las em determinadas ocasiões.

O efeito deletério da plasticidade do material ensaiado e das consequentes variações dimensionais do corpo de prova, em ambas as técnicas, reduz a capacidade de predição de comprimentos de trinca pelas mesmas, o que se acentua à medida em que se produzem maiores extensões relativas de trinca ( $\Delta a/b_0$ ), TARPANI e SPINELLI [63].

Segundo REESE e SCHWALBE [65] o método da queda de potencial requer que o material exiba uma certa condutibilidade elétrica, e para materiais que exibem comportamento de deformação dependente do tempo (viscoelasticidade) ou fluência o método de "compliance" pode levar a valores de comprimento de trinca incorretos.

Questiona-se ainda o efeito da aplicação dos ciclos de descarregamento/recarregamento parciais na indução de propagação de trinca por fadiga de baixo ciclo (altas deformações) KAISER [66]. Outro fator que é levado em conta é a inexistência de extensômetros (clips-gauges) comercialmente disponíveis que possuam grandes capacidades de abertura, e, conseqüentemente, permitam grandes extensões de trincas, limitando-se a sua aplicabilidade aos materiais menos tenazes e aos corpos de prova de menor porte, que não refletem o comportamento real de fratura dos componentes estruturais, mais robustos.

Os ensaios de “compliance” e queda de potencial são também limitados por fatores que incluem taxa de carregamento, temperatura de ensaio e agressividade do ambiente onde se realizam os mesmos, MARSCHALL et al [67] e SAXENA e HUDAK [68].

Finalmente cabe ressaltar os altos custos de implementação de ambas as técnicas, o que se torna inviável para os laboratórios mais simples de mecânica da fratura.

Assim, numa tentativa de aumentar a rapidez e diminuir os custos dos ensaios, vem se desenvolvendo técnicas essencialmente analíticas para a obtenção das curvas J-R, denominadas técnicas de normalização, HERRERA e LANDES [19], LANDES et al [69], REESE e SCHWALBE [65] e YIN [70].

As técnicas de normalização baseiam-se na demonstração de ERNST et al [17,18] de que a carga durante um ensaio  $P \times \Delta$  pode ser descrita como uma função multiplicativa separável do tamanho de trinca, “a”, e do deslocamento plástico, “ $\Delta_{pl}$ ”, dada por  $P=G(a/W) H(\Delta_{pl}/W)$ , ou seja, uma função dependente da geometria  $G(a/W)$  e uma função que incorpora as características plásticas da deformação  $H(\Delta_{pl}/W)$ . Esta função é também chamada de função de calibração do material.

O método da normalização baseado na curva de calibração (key curve) desenvolvido inicialmente, utiliza dois corpos de prova, sendo um deles um corpo de prova do tipo entalhe rombudo (blunt notch) e um outro entalhado, com pré-trinca de fadiga, preparado conforme a norma ASTM E813-81 [7]. Nesse método o corpo de prova de entalhe rombudo é carregado para obtenção de uma curva  $P \times \Delta$ , em que se atinge deslocamentos elevados sem que haja iniciação da trinca. Os valores de carga  $P$  deste gráfico são então normalizados pela função  $P_N = P/G(a/W) = H(\Delta_{pl}/W)$ , tornando a carga normalizada, “ $P_N$ ”, função apenas



de  $H(\Delta_p/W)$ . A curva assim obtida é a chamada curva de calibração na qual as propriedades plásticas do material para uma trinca estacionária são descritas sem a interferência de crescimento de trinca.

A extensão de trinca é avaliada comparando-se os pares  $P \times \Delta$  do corpo de prova pré-trincado com os da curva de calibração estacionária, obtendo-se assim, as relações entre carga, deslocamento e tamanho de trinca.

Segundo YIN [70], o uso de corpos de prova com entalhe rombudo, para a determinação da curva de calibração, poderiam influenciar a relação carga versus deslocamento plástico do material, uma vez que esses corpos de prova desenvolvem grande deformação plástica, o que pode tornar o campo de tensão-deformação diferente daquele apresentado por um corpo de prova pré-trincado.

Já LI XIAO-WEI e LIU YI [71] usando corpos de prova do tipo flexão a três pontos, com entalhe rombudo em comparação com a técnica dos múltiplos corpos de prova chegaram a resultados satisfatórios.

Para a determinação da função de calibração do material, JOYCE et all [18], utilizaram corpos de prova do tipo tração compacta (compact tension) reduzidos (sub-size) e verificaram que para situações onde haja grandes extensões de trinca é necessário o uso de corpos de prova com o entalhe rombudo (blunt notch).

Já segundo YIN [70], a utilização de corpos de prova reduzidos é desvantajosa, pois traz a dificuldade em obter-se uma frente de trinca bem definida no plano de simetria e por outro lado, a grande dispersão na relação  $P \times \Delta$  devido as heterogeneidades nos materiais, torna desaconselhável a determinação da curva de calibração.

BRÜNINGHAUS et all [72], colocam que o principal problema do método da normalização é a determinação da curva de calibração. Eles mostraram que a curva de calibração pode ser obtida por métodos numéricos, ou seja, utilizaram o

Método dos Elementos Finitos para diversos aços com diferentes tensões de escoamento e compararam com a curva J-R utilizando o método dos múltiplos corpos de prova. STEENKAMP [8], também utilizou o Método dos Elementos Finitos para determinação da curva de calibração.

Desta forma, métodos para determinação da curva de calibração diretamente a partir da curva  $P \times \Delta$  vêm sendo propostos, o que dispensa a determinação experimental da função calibração. Inicialmente, utilizando esta idéia, HERRERA e LANDES [19] desenvolveram um método para a determinação da curva de calibração. Neste método a determinação do comprimento de trinca foi semelhante ao utilizado pelo método da normalização inicial (key curve), entretanto, curvas de calibração individuais foram determinadas para cada corpo de prova.

A curva de calibração é obtida separando-se o deslocamento em uma componente elástica e uma componente plástica. A relação entre carga e deslocamento elástico é descrita por uma função "compliance" e entre carga e deslocamento plástico por uma lei de potência com duas constantes, um coeficiente e um expoente.

Neste trabalho, HERRERA e LANDES [19], fizeram o ajuste da curva de calibração utilizando a forma funcional da relação de Ramberg -Osgood. Três métodos podem ser utilizados para determinação das constantes e consequentemente da curva de calibração: um, utilizando-se o expoente da curva tensão-deformação e um ponto da curva  $P \times \Delta$ , onde se conhece simultaneamente o valor da carga, deslocamento plástico e o comprimento de trinca, para a partir daí determinar-se o coeficiente; o segundo, determinando-se as constantes diretamente da curva  $P \times \Delta$ , sendo necessário o conhecimento de dois pontos de calibração nos quais a carga, o deslocamento plástico e o comprimento de trinca têm que ser simultaneamente conhecidos e a terceira é

simplesmente adicionando uma correção da zona plástica na componente elástica do deslocamento e completando-se a análise como no segundo método. Neste trabalho o método utilizando dois pontos para selecionar o expoente diretamente de  $P \times \Delta$ , deu melhores resultados, HERRERA e LANDES [19].

LANDES et all [69], trabalharam com uma segunda forma funcional para determinar a curva de calibração. Esta combina uma lei de potência e uma linha reta, que utiliza três constantes de ajuste ("função LMN"). Neste caso é necessário, portanto, a avaliação das mesmas em três distintos pontos de calibração, nos quais a carga, o deslocamento aplicado e o comprimento de trinca têm que ser simultaneamente conhecidos.

Segundo TARPANI e SPINELLI [63] a subjetividade intrínseca à avaliação do ponto intermediário entre a iniciação e o final do processo de rasgamento dúctil da trinca, assim como a problemática da detecção do ponto de iniciação de propagação dúctil da trinca (em virtude dos complexos fenômenos de arredondamentos e estiramento na ponta da trinca original de fadiga, típico de materiais mais tenazes), que associados à limitação da aplicação do método somente aos materiais metálicos que seguem o comportamento de fluxo ditado pela lei de Ramberg-Osgood ( ou seja, com comportamento aproximado a elástico-perfeitamente plástico), parecem ter se transformado em obstáculos intransponíveis ao método de ajuste LMN ("função LMN").

Mais recentemente, REESE e SCHWALBE [65] propuseram um procedimento mais simples denominado normalização linear, onde, ao invés de correlacionarem a carga mecânica normalizada ao deslocamento plástico normalizado, tal como o fizeram LANDES et all [69], optaram pela correlação entre o gradiente da carga normalizada ( $\Delta P_N$ ), devida ao crescimento dúctil da trinca, e o nível de extensão desta última ( $\Delta a$ ). A vantagem desse método sobre o de LANDES et all [69] está basicamente no fato dele necessitar somente de

dois pontos de ajuste, o primeiro estando vinculado ao início do rasgamento dúctil (o qual é suposto se dar na carga máxima suportada pelo corpo de prova - uma hipótese razoável principalmente em se tratando de corpos de prova de porte laboratorial, HERRERA e LANDES [19]) e o segundo à carga final do ensaio e portanto à máxima propagação dúctil gerada no mesmo. REESE e SCHWALBE [65] obtiveram excelentes correlações de dados de propagação dúctil de trincas em ligas metálicas e materiais compósitos com matriz polimérica, para diversas geometrias e tamanhos de corpos de prova, sob condições de grandes extensões de trinca (de até 20% do comprimento do ligamento original dos corpos de prova).

YIN [70] também, propôs a análise direta da curva  $P \times \Delta$ , por um método iterativo que também dispensa a determinação da curva de calibração experimentalmente. A determinação dos pares  $J \times \Delta a$  é feita diretamente de uma única curva  $P \times \Delta$ , obtida durante o ensaio de corpos de prova padrão, conforme a norma ASTM E813-81 [7].

ANDRADE e SOARES [73], utilizando o método proposto por YIN [70], aplicado a um aço ferrítico A36 e ajustando os pontos da curva  $P \times \Delta$  a uma lei de potência do tipo  $P=a(\Delta + b)^c$ , mostraram que a diferença nos valores de tamanho de trinca calculado pelo método de YIN [70] e os determinados diretamente na superfície da trinca foi de 20% . Por outro lado, comparando-se a curva J-R determinada pelo método dos múltiplos corpos de prova com o método iterativo, este se mostrou mais conservador. Os valores de J aproximaram-se dos obtidos experimentalmente, a medida que a extensão de trinca aumenta.

Desta forma, espera-se que os resultados encontrados utilizando-se o método de um único corpo de prova, de HERRERA e LANDES [19] para determinação da curva J-R, seja compatível com os do método recomendado

pela norma ASTM E813-81 [7], que utiliza múltiplos corpos de prova, viabilizando portanto a aplicação do mesmo para os materiais estudados e/ou com propriedades semelhantes.

### **3.3 - CONCLUSÃO**

Pode-se notar que a dificuldade maior dos métodos da normalização está relacionada com o fato de não haver uma equação que defina com precisão a curva de calibração dos materiais em estudo.

A função de potência usada pelo método de HERRERA e LANDES [19] para definir a curva de calibração nem sempre representa o comportamento do material em todo o campo de carregamento. Portanto, novas funções devem ser testadas de tal forma que, se possível, possam representar o comportamento do material em toda a faixa de carregamento e, então tornar o método mais viável e aplicativo.

# CAPÍTULO IV

## 4 - MATERIAIS E MÉTODOS

### 4.1 - INTRODUÇÃO

Os objetivos deste trabalho foram separados em duas partes; os de caráter mais gerais que se preocuparam com o “Estudo e o Domínio dos Fundamentos da Mecânica da Fratura e do Método de um Único Corpo de Prova para Determinar a Curva de Resistência J-R” e os de caráter mais específicos que se preocuparam com o “Estudo e a Aplicabilidade do Método de Herrera e Landes de um Único Corpo de Prova para Determinar a Curva de Resistência J-R” de dois aços de procedência nacional.

Os objetivos de caráter mais gerais seguem uma linha bastante teórica e a metodologia usada, conforme Capítulo 2, foi:

1º - Revisão bibliográfica profunda em mecânica da fratura, com ênfase na Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) e na Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP);

2º - O estudo e o domínio teórico, através de seminários e discussões interdisciplinares, adquiridos durante a pesquisa bibliográfica;

3º - A interpretação e o desenvolvimento dos fundamentos teóricos da mecânica da fratura através do domínio matemático e mecânico de suas equações e relações fundamentais, e

4<sup>o</sup> - O estudo dos fundamentos do método de um único corpo de prova para determinar a curva de resistência J-R.

Os objetivos de caráter mais específicos seguem uma linha teórico-prática e a metodologia usada, conforme o Capítulo 3 e o presente Capítulo foi:

1<sup>o</sup> - Revisão bibliográfica específica sobre o método de um único corpo de prova para levantar a curva de resistência J-R;

2<sup>o</sup> - O estudo e a análise do método de HERRERA e LANDES [19], para determinar a curva de resistência J-R com um único corpo de prova;

3<sup>o</sup> - A aplicabilidade do método de HERRERA e LANDES [19] para determinar a curva de resistência J-R de dois aços de procedência nacional: um aço usado em tubulações da classe API 5L-X70 e um aço da classe ASTM A516-GR65, usado em vasos de pressão, e

4<sup>o</sup> - A análise e comparação do método de HERRERA e LANDES [19] com o método de múltiplos corpos de prova de LANDES e BEGLEY [59], para levantar a curva de resistência J-R dos dois aços estudados.

Os itens 3<sup>o</sup> e 4<sup>o</sup> dos objetivos de caráter mais específicos foram desenvolvidos da seguinte maneira:

1<sup>o</sup> - Os ensaios relativos ao aço da classe ASTM A516-GR65 foram desenvolvidos neste trabalho e o comportamento verificado foi analisado e discutido;

2<sup>o</sup> - As curvas de resistência obtidas pelo método de múltiplos corpos de prova, relativas aos ensaios realizados com o aço da classe API 5L-X70, foram gentilmente cedidas, para fins de análise do método de HERRERA e LANDES[19], por SANTOS [20].

Os resultados obtidos por SANTOS [20], para o aço da classe API 5L-X70, apresentaram um comportamento variável durante os ensaios realizados. Como a geometria dos corpos de prova foi mantida a mesma, a variação apresentada no comportamento foi principalmente devido as condições metalúrgicas do material advindas do processo de fabricação das chapas (laminação controlada).

Os valores de tenacidade à máxima carga variaram muito e SANTOS [20] atribui este comportamento, principalmente, a presença de separações (delaminations) durante os ensaios. Isto denota por sua vez a variação nas condições metalúrgicas do material estudado por SANTOS [20].

O efeito da inclusão de corpos de prova com separações na curva de resistência foi observado por SANTOS e BASTIAN [74].

Mesmo não incluindo os corpos de prova com separações na curva de resistência J-R, obtida pelo método de múltiplos corpos de prova, SANTOS [20] observou que na curva de resistência alguns pontos apresentavam uma dispersão maior quando comparados com outros. Novamente, portanto, o efeito das condições metalúrgicas do material se fez presente.

Diante do exposto, a dispersão nos resultados encontrados por SANTOS [20], principalmente com relação a curva J-R, é interessante e, por outro lado, não só importante para testar a aplicabilidade do método de Herrera e Landes, pela dispersão apresentada, como também para uma melhor interpretação do material estudado pelo referido autor.



Os motivos apresentados levaram-nos, portanto, a solicitar a autorização de SANTOS [20] para usar os resultados, relativos a curva J-R, de um dos ensaios realizados à temperatura ambiente e a baixas temperaturas (233 K).

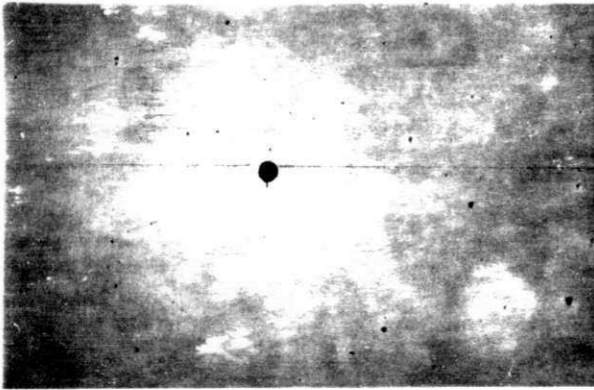
## 4.2 - MATERIAIS

Os materiais usados neste estudo foram dois aços do tipo ARBL (Alta Resistência e Baixa Liga). Um que atende as especificações da classe API 5L-X70, utilizado para tubulações, o outro da classe ASTM A516-GR 65, usado em vasos de pressão, suas composições químicas podem ser vistas na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 - Composição Química dos Aços (porcentagem em peso)

| AÇO  | %C    | %Mn   | %Si   | %P    | %S    | %Al   | %Cu   | %Ni   | %Cr   | %Nb   | %V    | %Mo   |
|------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| API  | 0,110 | 1,510 | 0,329 | 0,016 | 0,002 | 0,037 | <0,01 | 0,016 | 0,155 | 0,044 | 0,064 | <0,01 |
| ASTM | 0,250 | 0,920 | 0,200 | 0,002 | 0,006 | -     | -     | -     | -     | -     | -     | -     |

Nas Figuras 4.1a e 4.1b pode-se notar a distribuição de inclusões nos materiais estudados. No aço usado para a fabricação de tubulações (classe API 5L-X70), as inclusões foram submetidas a um tratamento de globulização.



(a)



(b)

Figura 4.1 - Distribuição de inclusões: (a) - Morfologia das inclusões no aço da classe API 5L-X70; (b) - Morfologia das inclusões no aço da classe ASTM A516-GR65. Sem ataque aumento 100x.

A microestrutura do aço de laminação controlada (Classe API 5L-X70) é constituída de bandas de ferrita e perlita, Figura 4.2a. Na Figura 4.2b, observa-se a microestrutura do aço usado na fabricação de vasos de pressão (Classe ASTM A516-GR65). A microestrutura do material é semelhante, mas com granulação mais grosseira.



(a)



(b)

Figura 4.2 - Microestrutura dos aços em estudo. (a) - Aço de laminação controlada usado na fabricação de tubulações (Classe API 5L-X70); (b) - Aço usado na fabricação de vasos de pressão (Classe ASTM A516-GR65). Ataque: Nital 2%. Aumento 100x.

As propriedades mecânicas convencionais estão listadas na Tabela 4.2 e 4.3. Os corpos de prova de tração foram dimensionados segundo a norma ASTM E8-81 [75] com diâmetro nominal igual  $6,25 \times 10^{-3}$  m e comprimento útil de  $37,0 \times 10^{-3}$  m, tanto para o aço da classe API 5L-X70 como para o da classe ASTM A516-GR65. Os ensaios de tração e os de Integral J para o aço da classe API 5L-X70 foram realizados numa máquina Instron modelo 1125, e os ensaios de tração e os de Integral J do aço da classe ASTM A516-GR65 foram realizados em uma máquina servo-hidráulica, MTS 810, Figura 4.3. Em ambas as máquinas os ensaios foram realizados sob controle de deslocamento, com velocidade de deslocamento da mesa da máquina de ensaio de  $V_t = 3,33 \times 10^{-6}$  m/s, o que equivale a uma taxa de deformação elástica durante o carregamento na região elástica de  $\dot{\epsilon} = 8,96 \times 10^{-5}$  s<sup>-1</sup>.

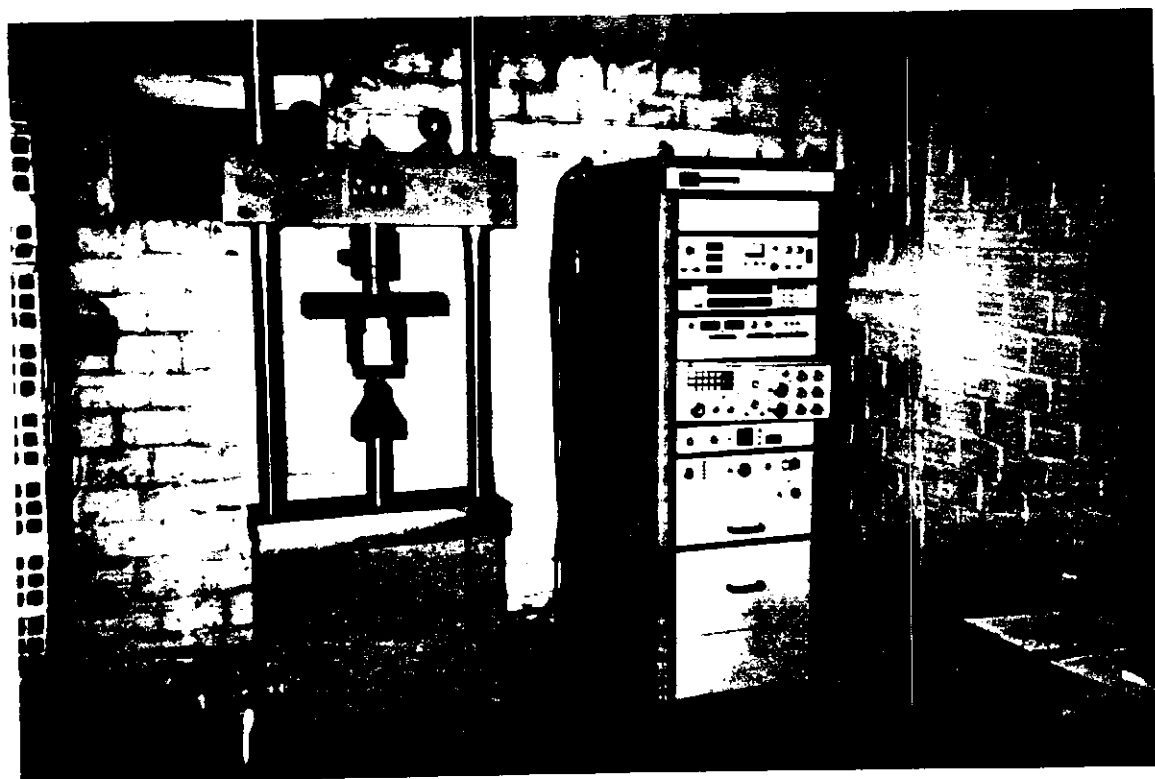


Figura 4.3 - Máquina universal de ensaios MTS-810.

Tabela 4.2 - Propriedade Mecânicas dos Aços

| TIPO                         | $v_t$ (m/s)           | $\sigma_y$ (MPa) | $\sigma_R$ (MPa) | $\epsilon$ (*) | $\psi$ (%) |
|------------------------------|-----------------------|------------------|------------------|----------------|------------|
| API 5L-X70, SANTOS [20] (**) | $3,33 \times 10^{-6}$ | 522,93           | 616,21           | 28,15          | 72,80      |
| ASTM A516-GR65               | $3,33 \times 10^{-6}$ | 335,73           | 567,47           | 25,19          | 35,57      |

\* -  $\epsilon$  em  $37 \times 10^{-3}$  m.

\*\* - Com permissão do autor.

Na Tabela 4.3 estão listadas as propriedades mecânicas convencionais, dos ensaios realizados a 233 K (-40°C).

Tabela 4.3 - Propriedade Mecânicas do Aço API 5L-X70 à 233 K (-40°C).

| TIPO                         | $v_t$ (m/s)           | $\sigma_y$ (MPa) | $\sigma_R$ (MPa) | $\epsilon$ (*) | $\psi$ (%) |
|------------------------------|-----------------------|------------------|------------------|----------------|------------|
| API 5L-X70, SANTOS [20] (**) | $3,33 \times 10^{-6}$ | 566,14           | 670,20           | 29,61          | 69,05      |

\* -  $\epsilon$  em  $37 \times 10^{-3}$  m

\*\* - Com permissão do autor.

## 4.3 - MÉTODOS

### 4.3.1 - DETERMINAÇÃO DO COEFICIENTE DE ENCRUAMENTO "n".

O método da curva de calibração (Key Curve) para levantar a curva de resistência J-R, utiliza a função  $H(\Delta_{pl}/W)$  como função representativa das propriedades plásticas do material, KUMAR et all [76].

A forma funcional de  $H(\Delta_{pl}/W)$  depende das propriedades plásticas do material, da forma e das dimensões estruturais e, portanto, não se tem uma forma funcional geral para a função  $H(\Delta_{pl}/W)$ .

Na literatura técnica, KUMAR et all [76], as curvas de calibração usam a lei de potência para o encruamento plástico do material, nas soluções de problemas deste tipo. Portanto, a função  $H(\Delta_{pl}/W)$  pode ser descrita por uma lei de potência, ou seja:

$$\frac{\Delta_{pl}}{W} = \beta P_N^n \quad (4.1)$$

onde:  $n$  pode ser considerado o mesmo expoente da lei de fluxo plástico do material de Ramberg-Osgood e  $\beta$  é uma constante que reflete as propriedades do material, HERRERA e LANDES [19].

Pela técnica da curva de calibração (Key curve), uma forma funcional para a curva de calibração, do tipo da Equação 4.1, é usada no desenvolvimento de um método que permite analisar a curva de resistência J-R diretamente a partir do registro gráfico da curva de carga ( $P$ ) versus deslocamento do ponto de aplicação de carga ( $\Delta$ ).

Como veremos adiante três métodos de análise são previstos por HERRERA e LANDES [19] para a solução do problema, ou seja, a determinação e a análise da curva J-R a partir do registro gráfico  $P \times \Delta$ . Em todo os três é necessário que se determine " $n$ ", podendo ser diretamente da curva tensão versus deformação verdadeira do ensaio de tração ou, então, diretamente da curva de ensaio de carga ( $P$ ) versus deslocamento do ponto de aplicação de carga ( $\Delta$ ).

Portanto, o que foi exposto, justifica porque determinar-se o coeficiente de encruamento dos materiais em estudo.

O método de análise da curva J-R a partir do registro gráfico  $P \times \Delta$ , pela busca do coeficiente " $n$ " diretamente na curva tensão versus deformação verdadeira, embora mais fácil, é por outro lado, menos preciso, HERRERA e LANDES [19].

A equação a seguir foi usada para determinar o valor do coeficiente de encruamento dos aços estudados:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n, \text{ RAMBERG-OSGOOD} \quad (4.2)$$

onde:  $\sigma$  e  $\varepsilon$  são as tensões e deformações plásticas respectivamente, e os outros parâmetros são constantes do material.

Todos os ensaios de tração foram realizados de acordo com a norma ASTM E8-81 [75]. Os resultados de ensaios de tração de SANTOS [20] foram cedidos para a análise, levantamento das curvas tensão versus deformação e determinação do coeficiente "n" do aço API 5L-X70. Os ensaios de tração do aço ASTM A516-GR65 foram realizados neste trabalho.

A Equação 4.2, foi resolvida tomando-se o logaritmo em ambos os lados e aplicando-se a regressão linear, aos pares de pontos, pelo método dos mínimos quadrados, BARROSO et al [77], método este estudado por SANTOS e SANTOS [78], ou seja:

$$\ln \varepsilon = n \ln \sigma - \ln F \quad (4.3)$$

Na Equação 4.3 o método adotado foi o utilizado por BROEK [79], usando-se o segundo termo do lado direito da Equação 4.2 e desprezando-se o primeiro termo, de tal forma que:

$$F = \frac{\sigma_0^n}{\alpha \varepsilon_0} \quad (4.4)$$

e

$$\varepsilon_0 = \frac{\sigma_0}{E}$$

onde :  $\sigma_0$  é a tensão limite de escoamento do material.

e, portanto, tem-se:

$$\varepsilon = \frac{\alpha \varepsilon_0 \sigma^n}{\sigma_0^n} = \frac{\sigma^n}{F} \quad (4.5)$$

que ao aplicar-se o logaritmo em ambos os lados obtém-se a Equação 4.3.

#### 4.3.2 - ENSAIOS DE INTEGRAL J - CORPOS DE PROVA, TIPO E DIMENSÕES.

Os corpos de prova para o ensaio de Integral J foram posicionados segundo a direção T-L, ASTM E616-81 [80], em relação a direção de laminação. O corpo de prova usado foi o de seção retangular, dimensionado segundo a norma ASTM E813-81[7] com espessura nominal de  $B=15 \times 10^{-3}$  m e altura  $W=30 \times 10^{-3}$  m, Figura 4.4.

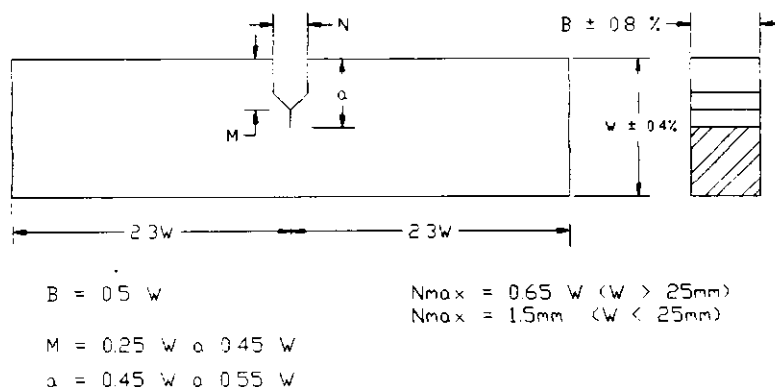


Figura 4.4 - Corpo de prova utilizado nos ensaios realizados.

Todos os ensaios foram realizados sob flexão a três pontos, Figura 4.5, e a velocidade de deslocamento do travessão da máquina de ensaios,  $V_t$ , foi de  $3,33 \times 10^{-6}$  m/s (0,2 mm/min), o que equivale no ensaio de Integral J, durante a fase inicial de deformação elástica, a uma taxa de acréscimo no Fator de Intensidade de Tensão ( $K_I$ ) de  $0,32 \text{ MPa m}^{1/2}\text{s}^{-1}$ .

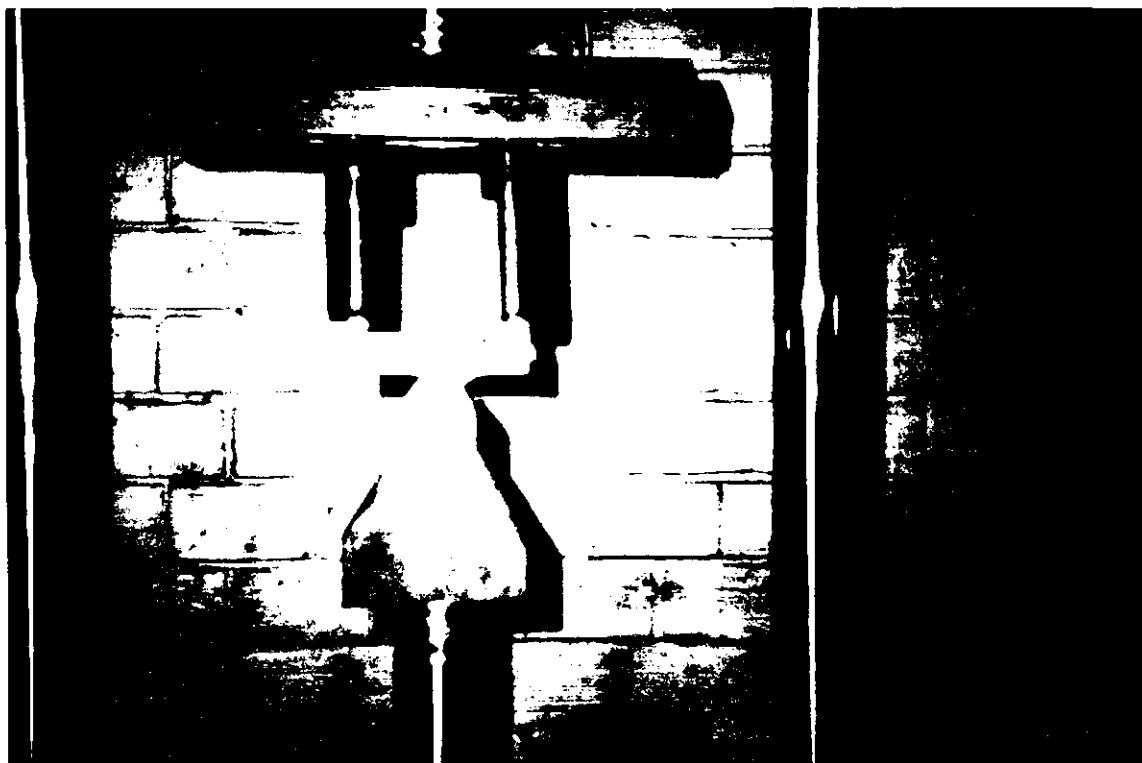


Figura 4.5 - Corpo de prova posicionado na máquina para o ensaio sob flexão a três pontos.

O aço da classe API 5L-X70 foi ensaiado à temperatura ambiente e à 233

K.

A descrição que se segue, ensaio à temperatura de 233 (-40 °C) K, foi

fornecida por SANTOS [20]: "o ensaio à temperatura de 233 K foi realizado em uma câmara de resfriamento, conforme a Figura 4.6; um termopar foi inserido no corpo de prova, na altura da ponta da pré-trinca de fadiga, para que fosse possível acompanhar a temperatura durante o ensaio; usou-se como líquido refrigerante álcool etílico e gelo seco e o tempo de encharcamento foi de 15 minutos, antes que o carregamento fosse iniciado".



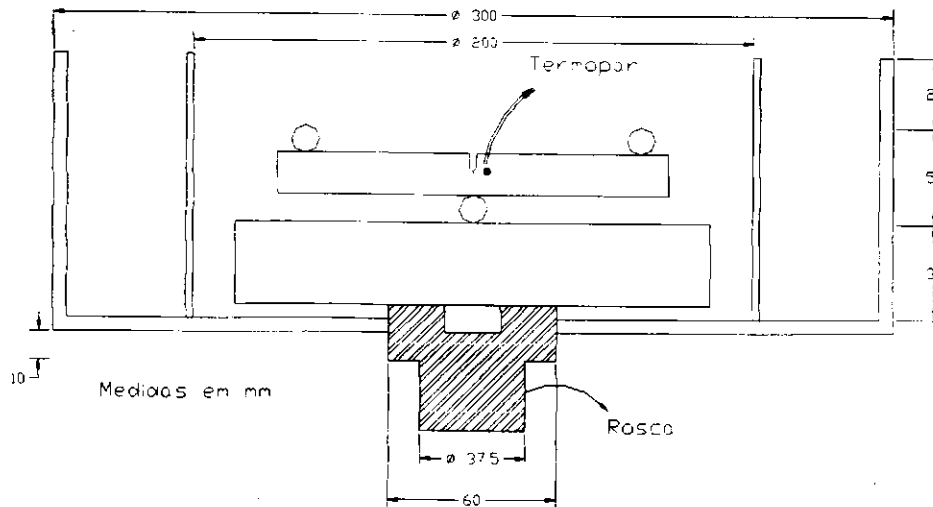


Figura 4.6 - Câmara de resfriamento para o ensaio à baixa temperatura, SANTOS[20].

O  $K_{Imáx}$  aplicado durante a abertura da pré-trinca de fadiga nos corpos de prova foram de  $24 \text{ MPa m}^{1/2}$  para o aço da classe API 5L-X70 e de  $18 \text{ MPa m}^{1/2}$  para o aço da classe ASTM A516-GR65.

Os corpos de prova após os ensaios foram mantidos durante 1500 s (25 min) num forno de resistência elétrica à temperatura de 693 K (420 °C) e, logo após, quebrados à temperatura de nitrogênio líquido. Isto permitiu que tanto a pré-trinca de fadiga como o  $\Delta_a$  propagado durante o ensaio de Integral J fosse facilmente diferenciado da fratura sob nitrogênio líquido. Desta forma a pré-trinca de fadiga e a propagação de trinca foram medidas com o auxílio de um projetor de perfil Nikon com aumento de 20x e precisão na casa milesimal para o aço da classe API 5L-X70, e um projetor de perfil Schunk com aumento de 20x e precisão na casa centesimal para o aço da classe ASTM A516-GR65, Figura 4.7.

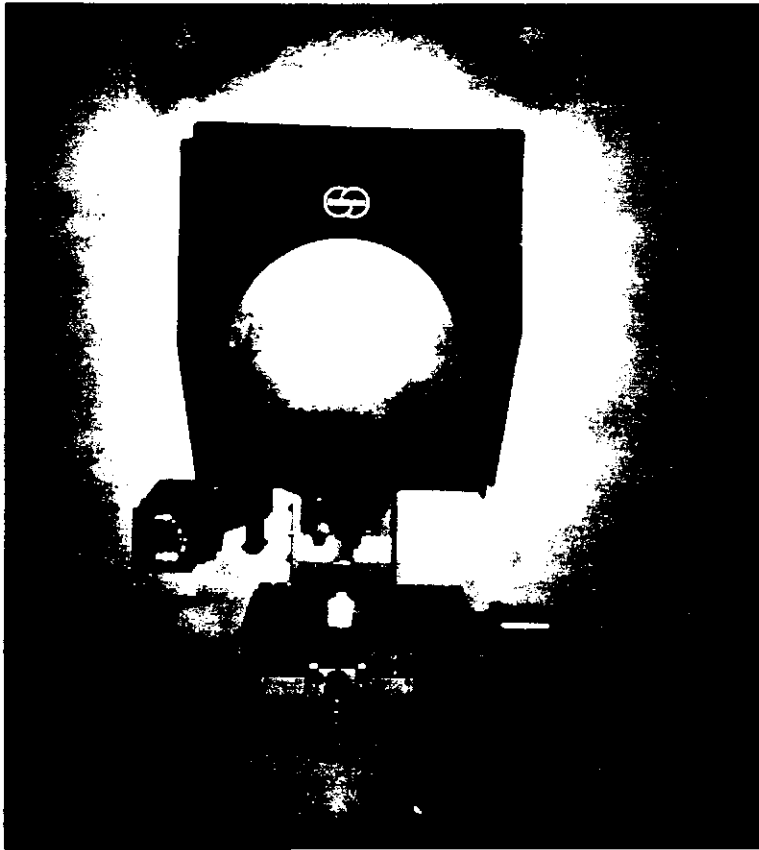


Figura 4.7 - Projetor de perfil, utilizado para medição da propagação de trinca.

A pré-trinca de fadiga e a propagação de trinca ( $\Delta a$ ), contendo a zona embotada na ponta da trinca (stretch-zone), foram medidas pelo método linear conforme a norma ASTM E813-81 [7], Figura 4.8. O valor médio de propagação de trinca ( $\Delta a$ ) foi determinado pela Equação 4.6, ASTM E813-81 [7].

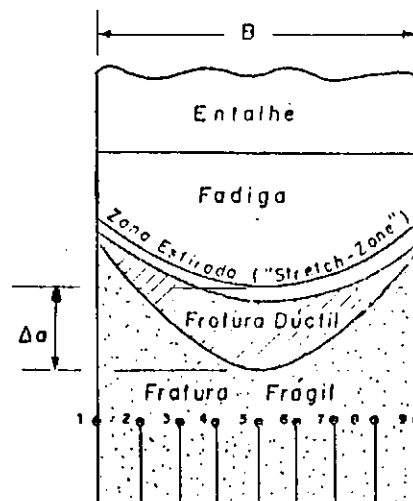


Figura 4.8 - Método linear de medida de propagação de trinca.

$$\Delta_a = \frac{[\frac{(\Delta_{a1} + \Delta_{a9})}{2} + (\Delta_{a2} + \Delta_{a3} + \Delta_{a4} + \Delta_{a5} + \Delta_{a6} + \Delta_{a7} + \Delta_{a8})]}{2} \quad (4.6)$$

### 4.3.3 - CURVA DE RESISTÊNCIA J-R PELO MÉTODO DE UM ÚNICO CORPO DE PROVA-MÉTODO DE HERRERA E LANDES [19]

#### 4.3.3.1 - CONSIDERAÇÕES GERAIS

O método de HERRERA e LANDES [19] para levantar a curva de resistência J-R, durante o ensaio de Integral J, exige um único corpo de prova.

Neste trabalho a aplicabilidade e a viabilidade do método de HERRERA e LANDES [19] para determinar a curva de resistência J-R dos aços da classe API 5L-X70 e ASTM A516-GR65 foi testada. Este é um dos principais objetivos específicos deste estudo e, portanto, a metodologia a ser usada passará a ser agora descrita.

Neste método é necessário determinar uma curva de calibração, que relaciona a carga obtida durante o ensaio (P), o deslocamento do ponto de aplicação de carga ( $\Delta$ ) e o comprimento de trinca (a).

A forma funcional da curva de calibração depende das propriedades do material, da forma e das dimensões dos corpos de prova.

Por outro lado, um passo importante dado por ERNST et al [17,18] para a determinação da curva de calibração, foi quando estabeleceram que a carga (P) pode ser separada em duas funções multiplicativas, onde uma depende de (a/W) e a outra de ( $\Delta/W$ ). Desta forma quando se separa o deslocamento em uma componente elástica e outra plástica, pode-se estabelecer com mais facilidade a relação entre as três variáveis (P,  $\Delta$ , a), ou seja, para:

$$\Delta = \Delta_{el} + \Delta_{pl} \quad (4.7)$$

Pode-se determinar a relação entre  $(P, \Delta_{el}, a)$  e  $(P, \Delta_{pl}, a)$  individualmente e então, determinar-se a relação geral entre  $(P, \Delta, a)$ .

A relação entre  $(P, \Delta_{el}, a)$  pode ser dada por:

$$\Delta_{el} = PC(a/W) \quad (4.8)$$

onde: C é a função flexibilidade (compliance).

Já para  $(P, \Delta_{pl}, a)$ , seguindo-se o princípio estabelecido por ERNST et al [17,18] de separação das funções, tem-se:

$$P = G(a/W)H(\Delta_{pl}/W) \quad (4.9)$$

Para corpos de prova em flexão  $G(a/W)$  pode ser escrita em termos do ligamento remanescente  $b$  ( $b=W-a$ ), ou seja:

$$P = \frac{Bb^2}{W} g(b/W)H(\Delta_{pl}/W) \quad (4.10)$$

onde : B é a espessura do corpo de prova;

W é a altura do corpo de prova e

$g(b/W)$  é uma função dependente da geometria do corpo de prova, ou seja,

para corpos de prova CT,  $g(b/W) = \exp[0,522(b/W)]$  e

para corpos de prova SENB,  $g(b/W) = 1$ .

As propriedades de deformação do material estão agora contidas nas funções  $C(a/W)$ , para o comportamento elástico, e  $H(\Delta_{pl}/W)$  para o comportamento plástico.

$C(a/W)$  é uma função do módulo de elasticidade e da espessura do corpo de prova, tabelada para inúmeras geometrias, TADA et al [81].  $H(\Delta_{pl}/W)$  é uma função das propriedades de fluxo plástico do material, podendo ser obtida de maneira geral separando-se a Equação 4.10 de tal forma que:

$$P_N = \frac{PW}{Bb^2g(b/W)} = H(\Delta_{pl}/W) \quad (4.11)$$

Plotando-se uma curva  $P_N$  versus  $\Delta_{pl}/W$  obtém-se graficamente a forma funcional de  $H$ , Figura 4.9.

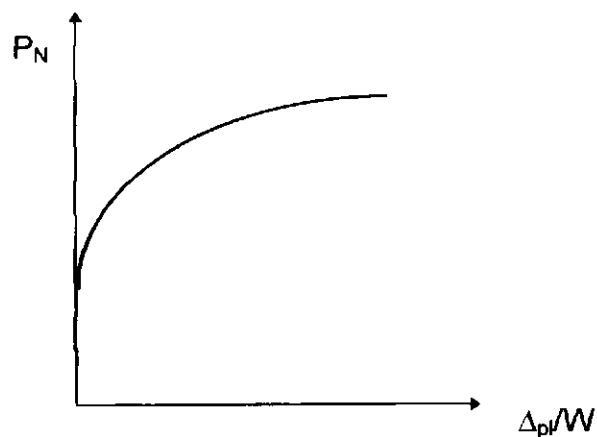


Figura 4.9 - Gráfico esquemático da curva de calibração, HERRERA e LANDES [19].

Neste trabalho utilizou-se a forma funcional da equação de Ramberg-Osgood, para a determinação da curva de calibração, ou seja:

$$\frac{\Delta_{pl}}{W} = \beta P_N^n \quad (4.12)$$

onde :  $P_N$  é a carga normalizada ( $P_N = \frac{PW}{Bb^2g(b/W)}$ );

$\Delta_{pl}$  é o deslocamento plástico e

$n$  e  $\beta$  são constantes do material.

Substituindo-se  $\Delta_{el}$  e  $\Delta_{pl}$ , Equações 4.8 e 4.12, na Equação 4.7, tem-se:

$$\Delta = PC(a/W) + W\beta P_N^n \quad (4.13)$$

$$\Delta = PC(a/W) + W\beta \left[ \frac{PW}{Bb^2g(b/W)} \right]^n \quad (4.14)$$

Na Equação 4.14 tem-se agora a relação entre as variáveis, carga ( $P$ ), deslocamento ( $\Delta$ ) e tamanho de trinca ( $a$ ).

Na Equação 4.14, as únicas variáveis que não se conhece são as constantes "n" e "β". Segundo HERRERA e LANDES [19] há pelo menos três métodos para se determinar a curva de resistência J-R a partir da curva de calibração:

1<sup>o</sup> - Obtém-se "n", coeficiente de encruamento plástico, a partir da curva tensão versus deformação verdadeira do aço. A partir da Equação 4.2 e com este valor de "n", o valor de "β" pode ser determinado conhecendo-se os valores de ( $P$ ,  $\Delta$ ,  $a$ ) de um ponto da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J, por exemplo, o ponto final de um ensaio ( $P_f$ ,  $\Delta_f$ ,  $a_f$ ).

2<sup>o</sup> - Obtém-se “n” e “β” diretamente da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J, tendo-se como base dois pontos do gráfico  $P \times \Delta$ , de tal forma que  $(P, \Delta, a)$  sejam conhecidos simultaneamente, por exemplo, o ponto de início de propagação de trinca  $(P_0, \Delta_0, a_0)$  e o ponto final do ensaio  $(P_f, \Delta_f, a_f)$ . Convém notar-se que nem sempre é fácil a identificação direta do ponto de iniciação de propagação de trinca.

3<sup>o</sup> - A partir da curva de calibração, EPRI Handbook encontrado em KUMAR et al [76], em que o deslocamento “ $\Delta$ ” é função de três termos: “ $\Delta_{el}$ ”, “ $\Delta_{pl}$ ” e um outro termo envolvendo a zona plástica na ponta da trinca (termo necessário para se obter uma boa regressão, em concordância com resultados obtidos pelo Método dos Elementos Finitos).

A correlação da zona plástica com o deslocamento não é direta, mas sim indiretamente através de um comprimento de trinca virtual, ou seja,  $a^* = a + r_p$ . O restante da análise é conduzida da mesma maneira que no segundo método, em que “n” e “β” são determinados diretamente do gráfico do ensaio de Integral J.

#### **4.3.3.2 - CURVA DE RESISTÊNCIA J-R PELO MÉTODO DE HERRERA E LANDES [19] - “n” e “β” OBTIDOS DIRETAMENTE DO GRÁFICO $P \times \Delta$**

##### **4.3.3.2.1- CURVA DE CALIBRAÇÃO**

O método usado para levantar a curva de resistência J-R, com “n” e “β” obtidos diretamente do gráfico  $P \times \Delta$  é mais preciso, HERRERA E LANDES [19], e, portanto, concentraremos nossa atenção e análise usando esta metodologia.

A determinação de “n” e “β” diretamente da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J exige o conhecimento de dois pares de pontos, ou seja, um dos pares associado ao início da propagação de trinca ( $P_0, \Delta_0, a_0$ ) e o outro, associado ao final do carregamento do corpo de prova ( $P_f, \Delta_f, a_f$ ).

O ponto final de carregamento é imediato, ou seja, o corpo de prova é descarregado e o “ $a_f$ ” medido, por exemplo, de acordo com a metodologia da Norma ASTM E813-81 [7] ( método de oxidação à quente ). Já “ $P_f$ ” e “ $\Delta_f$ ” são conhecidos no momento de descarregamento do corpo de prova.

O ponto de início de propagação de trinca não é tão simples. O valor de “ $a_0$ ” é conhecido por ser o comprimento inicial de trinca, entretanto, “ $P_0$ ” e “ $\Delta_0$ ” não são conhecidos ( ponto de início de propagação de trinca ) e a determinação dos mesmos, inicialmente, é subjetiva.

Se os pares de pontos ( $P, \Delta$ ) forem normalizados, considerando-se o valor de “ $a_0$ ” e a Equação 4.12, obtém-se a curva da Figura 4.10. Sobrepondo-se à esta, a curva de calibração, que embora inicialmente desconhecida passa pelo ponto final de carregamento do corpo de prova ( $P_f, \Delta_f, a_f$ ), observa-se: as duas curvas coincidem ao longo do carregamento inicial, entretanto, tão logo inicie a propagação de trinca, as duas divergem; o ponto em que as duas curvas divergem é o ponto de início de propagação de trinca.

Entretanto, o início de propagação de trinca só pode ser definido após determinar-se “n” e “β” e a análise do crescimento de trinca estar concluída. Como trata-se de um problema que não pode ser solucionado de forma exata, uma metodologia aproximada foi desenvolvida, HERRERA E LANDES [19].



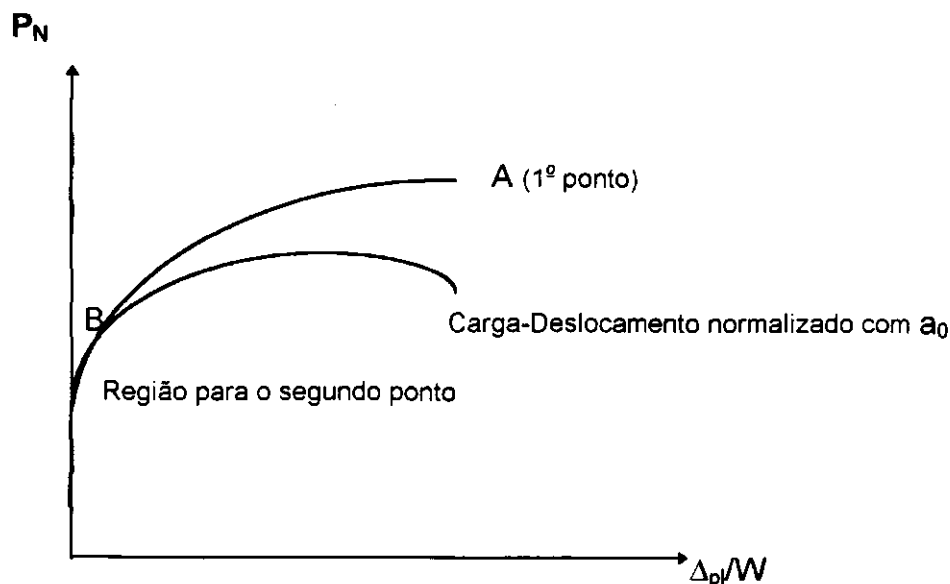


Figura 4.10 - Curva normalizada ( $a_0$ ) e curva de calibração  
Determinação de "n" e " $\beta$ ".

Portanto de acordo com HERRERA E LANDES [19]: "A" é o ponto final de carregamento ( $P_f$ ,  $\Delta_f$ ,  $a_f$ ) e "B" é o ponto onde as duas curvas divergem, Figura 4.10; "n" e " $\beta$ " são determinados plotando-se no formato log-log o ponto "A" e "B", incluindo-se o ponto "B", Figura 4.11. A inclinação obtida a partir dos pontos plotados é o valor de "n" e a interseção em  $(\Delta_{pI}/W)$  igual a unidade, é o valor de " $\beta$ ".

Valores consistentes de "n" e " $\beta$ " foram determinados, embora que desvios (variações) foram encontrados, pela aplicação da Equação 4.18, em alguns pares de pontos ("A" e outro anterior a "B").

HERRERA E LANDES [19] considerando que o ponto de início de propagação de trinca ocorreria antes ou no ponto de carga máxima, assumiram que o ponto "B" pode ser um ponto próximo à carga máxima e usaram este ponto com o ponto "A" para determinar o valor de "n". Em seguida um segundo ponto antes da carga máxima foi considerado como ponto "B" e novamente com o ponto "A" determinaram um novo valor para "n". Este procedimento foi conduzido para

todos os pares de pontos possíveis, ou seja, até alcançar um par de pontos em que " $\Delta_{pl}$ " = 0 (na parte inicial da curva de carregamento  $\Delta = \Delta_{el}$ ), Figura 4.11.

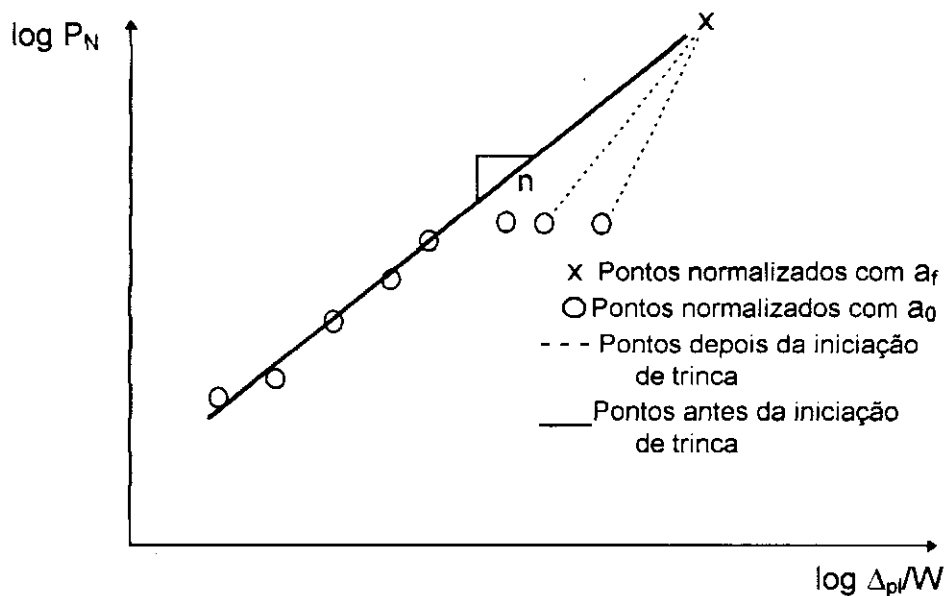


Figura 4.11 - Método para determinar "n" e " $\beta$ ", HERRERA e LANDES [19].

Para os pontos que caem na curva, pela Equação 4.12, o valor de "n" não varia de maneira significativa e uma linha reta será encontrada. Portanto, um valor médio de "n" é determinado para todos os pares de pontos considerados e, finalmente, "n" é escolhido eliminando-se os pontos que apresentam um desvio maior em relação ao valor médio encontrado.

Após encontrado o valor de "n", o coeficiente " $\beta$ " pode ser determinado e, então, a curva de resistência J-R pode ser levantada, como se verá mais adiante.

Na Figura 4.11, esquemática, observam-se pontos que não se situam na curva de calibração (linha reta). Geralmente, pontos na carga máxima e/ou próximos à carga máxima apresentam crescimento de trinca, e, isto explica o desvio em relação a curva de calibração (valores de "n" bem menores que o valor médio). Por outro lado, pontos próximos ao início de propagação de trinca em que,

" $\Delta_{pi}=0$ ", não são suficientemente precisos para se obter um valor constante de "n", HERRERA E LANDES [19].

Os pontos intermediários aos dois extremos comentados são melhores para a determinação de "n".

#### 4.3.3.2.2 - CURVA DE RESISTÊNCIA J-R / HERRERA E LANDES [19]

Conhecidos os valores de "n" e  $\beta$ ", a curva de resistência J-R (J versus  $\Delta a$ ) agora pode ser determinada e analisada, a partir dos pares de valores de carga e deslocamento do ponto de aplicação de carga ( $P \times \Delta$ ), usando-se as Equações 4.7, 4.8 e 4.12. Dado um par arbitrário de valores ( $P_i, \Delta_i$ ) as Equações 4.7, 4.8 e 4.12 podem ser combinadas de tal forma que:

$$\Delta_i = P_i C(a_i / W) + W \beta \left[ \frac{P_i W}{B(W - a_i)^2 g(b_i / W)} \right]^n \quad (4.15)$$

onde:  $b_i = (W - a_i)$  e  $g(b_i/W)$  para um corpo de prova do tipo flexão a três pontos é igual a unidade, ERNST et all [18].

Por outro lado, a função  $C(a_i/W)$  pode ser escrita na forma polinomial, ou seja:

$$C(a_i/W) = \frac{1}{EB_e} \left( \frac{S}{W - a_i} \right)^2 [1,193 - 1,980(a_i/W) + 4,478(a_i/W)^2 - 4,443(a_i/W)^3 + 1,739(a_i/W)^4] \quad (4.16)$$

de  $H(\Delta_p/W)$ . A curva assim obtida é a chamada curva de calibração na qual as propriedades plásticas do material para uma trinca estacionária são descritas sem a interferência de crescimento de trinca.

A extensão de trinca é avaliada comparando-se os pares  $P \times \Delta$  do corpo de prova pré-trincado com os da curva de calibração estacionária, obtendo-se assim, as relações entre carga, deslocamento e tamanho de trinca.

Segundo YIN [70], o uso de corpos de prova com entalhe rombudo, para a determinação da curva de calibração, poderiam influenciar a relação carga versus deslocamento plástico do material, uma vez que esses corpos de prova desenvolvem grande deformação plástica, o que pode tornar o campo de tensão-deformação diferente daquele apresentado por um corpo de prova pré-trincado.

Já LI XIAO-WEI e LIU YI [71] usando corpos de prova do tipo flexão a três pontos, com entalhe rombudo em comparação com a técnica dos múltiplos corpos de prova chegaram a resultados satisfatórios.

Para a determinação da função de calibração do material, JOYCE et all [18], utilizaram corpos de prova do tipo tração compacta (compact tension) reduzidos (sub-size) e verificaram que para situações onde haja grandes extensões de trinca é necessário o uso de corpos de prova com o entalhe rombudo (blunt notch).

Já segundo YIN [70], a utilização de corpos de prova reduzidos é desvantajosa, pois traz a dificuldade em obter-se uma frente de trinca bem definida no plano de simetria e por outro lado, a grande dispersão na relação  $P \times \Delta$  devido as heterogeneidades nos materiais, torna desaconselhável a determinação da curva de calibração.

BRÜNINGHAUS et all [72], colocam que o principal problema do método da normalização é a determinação da curva de calibração. Eles mostraram que a curva de calibração pode ser obtida por métodos numéricos, ou seja, utilizaram o

Método dos Elementos Finitos para diversos aços com diferentes tensões de escoamento e compararam com a curva J-R utilizando o método dos múltiplos corpos de prova. STEENKAMP [8], também utilizou o Método dos Elementos Finitos para determinação da curva de calibração.

Desta forma, métodos para determinação da curva de calibração diretamente a partir da curva  $P \times \Delta$  vêm sendo propostos, o que dispensa a determinação experimental da função calibração. Inicialmente, utilizando esta idéia, HERRERA e LANDES [19] desenvolveram um método para a determinação da curva de calibração. Neste método a determinação do comprimento de trinca foi semelhante ao utilizado pelo método da normalização inicial (key curve), entretanto, curvas de calibração individuais foram determinadas para cada corpo de prova.

A curva de calibração é obtida separando-se o deslocamento em uma componente elástica e uma componente plástica. A relação entre carga e deslocamento elástico é descrita por uma função "compliance" e entre carga e deslocamento plástico por uma lei de potência com duas constantes, um coeficiente e um expoente.

Neste trabalho, HERRERA e LANDES [19], fizeram o ajuste da curva de calibração utilizando a forma funcional da relação de Ramberg -Osgood. Três métodos podem ser utilizados para determinação das constantes e conseqüentemente da curva de calibração: um, utilizando-se o expoente da curva tensão-deformação e um ponto da curva  $P \times \Delta$ , onde se conhece simultaneamente o valor da carga, deslocamento plástico e o comprimento de trinca, para a partir daí determinar-se o coeficiente; o segundo, determinando-se as constantes diretamente da curva  $P \times \Delta$ , sendo necessário o conhecimento de dois pontos de calibração nos quais a carga, o deslocamento plástico e o comprimento de trinca têm que ser simultaneamente conhecidos e a terceira é

simplesmente adicionando uma correção da zona plástica na componente elástica do deslocamento e completando-se a análise como no segundo método. Neste trabalho o método utilizando dois pontos para selecionar o expoente diretamente de  $P \times \Delta$ , deu melhores resultados, HERRERA e LANDES [19].

LANDES et all [69], trabalharam com uma segunda forma funcional para determinar a curva de calibração. Esta combina uma lei de potência e uma linha reta, que utiliza três constantes de ajuste ("função LMN"). Neste caso é necessário, portanto, a avaliação das mesmas em três distintos pontos de calibração, nos quais a carga, o deslocamento aplicado e o comprimento de trinca têm que ser simultaneamente conhecidos.

Segundo TARPANI e SPINELLI [63] a subjetividade intrínseca à avaliação do ponto intermediário entre a iniciação e o final do processo de rasgamento dúctil da trinca, assim como a problemática da detecção do ponto de iniciação de propagação dúctil da trinca (em virtude dos complexos fenômenos de arredondamentos e estiramento na ponta da trinca original de fadiga, típico de materiais mais tenazes), que associados à limitação da aplicação do método somente aos materiais metálicos que seguem o comportamento de fluxo ditado pela lei de Ramberg-Osgood ( ou seja, com comportamento aproximado a elástico-perfeitamente plástico), parecem ter se transformado em obstáculos intransponíveis ao método de ajuste LMN ("função LMN").

Mais recentemente, REESE e SCHWALBE [65] propuseram um procedimento mais simples denominado normalização linear, onde, ao invés de correlacionarem a carga mecânica normalizada ao deslocamento plástico normalizado, tal como o fizeram LANDES et all [69], optaram pela correlação entre o gradiente da carga normalizada ( $\Delta P_N$ ), devida ao crescimento dúctil da trinca, e o nível de extensão desta última ( $\Delta a$ ). A vantagem desse método sobre o de LANDES et all [69] está basicamente no fato dele necessitar somente de

dois pontos de ajuste, o primeiro estando vinculado ao início do rasgamento dúctil (o qual é suposto se dar na carga máxima suportada pelo corpo de prova - uma hipótese razoável principalmente em se tratando de corpos de prova de porte laboratorial, HERRERA e LANDES [19]) e o segundo à carga final do ensaio e portanto à máxima propagação dúctil gerada no mesmo. REESE e SCHWALBE [65] obtiveram excelentes correlações de dados de propagação dúctil de trincas em ligas metálicas e materiais compósitos com matriz polimérica, para diversas geometrias e tamanhos de corpos de prova, sob condições de grandes extensões de trinca (de até 20% do comprimento do ligamento original dos corpos de prova).

YIN [70] também, propôs a análise direta da curva  $P \times \Delta$ , por um método iterativo que também dispensa a determinação da curva de calibração experimentalmente. A determinação dos pares  $J \times \Delta a$  é feita diretamente de uma única curva  $P \times \Delta$ , obtida durante o ensaio de corpos de prova padrão, conforme a norma ASTM E813-81 [7].

ANDRADE e SOARES [73], utilizando o método proposto por YIN [70], aplicado a um aço ferrítico A36 e ajustando os pontos da curva  $P \times \Delta$  a uma lei de potência do tipo  $P=a(\Delta + b)^c$ , mostraram que a diferença nos valores de tamanho de trinca calculado pelo método de YIN [70] e os determinados diretamente na superfície da trinca foi de 20% . Por outro lado, comparando-se a curva J-R determinada pelo método dos múltiplos corpos de prova com o método iterativo, este se mostrou mais conservador. Os valores de J aproximaram-se dos obtidos experimentalmente, a medida que a extensão de trinca aumenta.

Desta forma, espera-se que os resultados encontrados utilizando-se o método de um único corpo de prova, de HERRERA e LANDES [19] para determinação da curva J-R, seja compatível com os do método recomendado

pela norma ASTM E813-81 [7], que utiliza múltiplos corpos de prova, viabilizando portanto a aplicação do mesmo para os materiais estudados e/ou com propriedades semelhantes.

### **3.3 - CONCLUSÃO**

Pode-se notar que a dificuldade maior dos métodos da normalização está relacionada com o fato de não haver uma equação que defina com precisão a curva de calibração dos materiais em estudo.

A função de potência usada pelo método de HERRERA e LANDES [19] para definir a curva de calibração nem sempre representa o comportamento do material em todo o campo de carregamento. Portanto, novas funções devem ser testadas de tal forma que, se possível, possam representar o comportamento do material em toda a faixa de carregamento e, então tornar o método mais viável e aplicativo.



# CAPÍTULO IV

## 4 - MATERIAIS E MÉTODOS

### 4.1 - INTRODUÇÃO

Os objetivos deste trabalho foram separados em duas partes; os de caráter mais gerais que se preocuparam com o “Estudo e o Domínio dos Fundamentos da Mecânica da Fratura e do Método de um Único Corpo de Prova para Determinar a Curva de Resistência J-R” e os de caráter mais específicos que se preocuparam com o “Estudo e a Aplicabilidade do Método de Herrera e Landes de um Único Corpo de Prova para Determinar a Curva de Resistência J-R” de dois aços de procedência nacional.

Os objetivos de caráter mais gerais seguem uma linha bastante teórica e a metodologia usada, conforme Capítulo 2, foi:

1º - Revisão bibliográfica profunda em mecânica da fratura, com ênfase na Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) e na Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP);

2º - O estudo e o domínio teórico, através de seminários e discussões interdisciplinares, adquiridos durante a pesquisa bibliográfica;

3º - A interpretação e o desenvolvimento dos fundamentos teóricos da mecânica da fratura através do domínio matemático e mecânico de suas equações e relações fundamentais, e

4<sup>o</sup> - O estudo dos fundamentos do método de um único corpo de prova para determinar a curva de resistência J-R.

Os objetivos de caráter mais específicos seguem uma linha teórico-prática e a metodologia usada, conforme o Capítulo 3 e o presente Capítulo foi:

1<sup>o</sup> - Revisão bibliográfica específica sobre o método de um único corpo de prova para levantar a curva de resistência J-R;

2<sup>o</sup> - O estudo e a análise do método de HERRERA e LANDES [19], para determinar a curva de resistência J-R com um único corpo de prova;

3<sup>o</sup> - A aplicabilidade do método de HERRERA e LANDES [19] para determinar a curva de resistência J-R de dois aços de procedência nacional: um aço usado em tubulações da classe API 5L-X70 e um aço da classe ASTM A516-GR65, usado em vasos de pressão, e

4<sup>o</sup> - A análise e comparação do método de HERRERA e LANDES [19] com o método de múltiplos corpos de prova de LANDES e BEGLEY [59], para levantar a curva de resistência J-R dos dois aços estudados.

Os itens 3<sup>o</sup> e 4<sup>o</sup> dos objetivos de caráter mais específicos foram desenvolvidos da seguinte maneira:

1<sup>o</sup> - Os ensaios relativos ao aço da classe ASTM A516-GR65 foram desenvolvidos neste trabalho e o comportamento verificado foi analisado e discutido;

2<sup>o</sup> - As curvas de resistência obtidas pelo método de múltiplos corpos de prova, relativas aos ensaios realizados com o aço da classe API 5L-X70, foram gentilmente cedidas, para fins de análise do método de HERRERA e LANDES[19], por SANTOS [20].

Os resultados obtidos por SANTOS [20], para o aço da classe API 5L-X70, apresentaram um comportamento variável durante os ensaios realizados. Como a geometria dos corpos de prova foi mantida a mesma, a variação apresentada no comportamento foi principalmente devido as condições metalúrgicas do material advindas do processo de fabricação das chapas (laminação controlada).

Os valores de tenacidade à máxima carga variaram muito e SANTOS [20] atribui este comportamento, principalmente, a presença de separações (delaminations) durante os ensaios. Isto denota por sua vez a variação nas condições metalúrgicas do material estudado por SANTOS [20].

O efeito da inclusão de corpos de prova com separações na curva de resistência foi observado por SANTOS e BASTIAN [74].

Mesmo não incluindo os corpos de prova com separações na curva de resistência J-R, obtida pelo método de múltiplos corpos de prova, SANTOS [20] observou que na curva de resistência alguns pontos apresentavam uma dispersão maior quando comparados com outros. Novamente, portanto, o efeito das condições metalúrgicas do material se fez presente.

Diante do exposto, a dispersão nos resultados encontrados por SANTOS [20], principalmente com relação a curva J-R, é interessante e, por outro lado, não só importante para testar a aplicabilidade do método de Herrera e Landes, pela dispersão apresentada, como também para uma melhor interpretação do material estudado pelo referido autor.

Os motivos apresentados levaram-nos, portanto, a solicitar a autorização de SANTOS [20] para usar os resultados, relativos a curva J-R, de um dos ensaios realizados à temperatura ambiente e a baixas temperaturas (233 K).

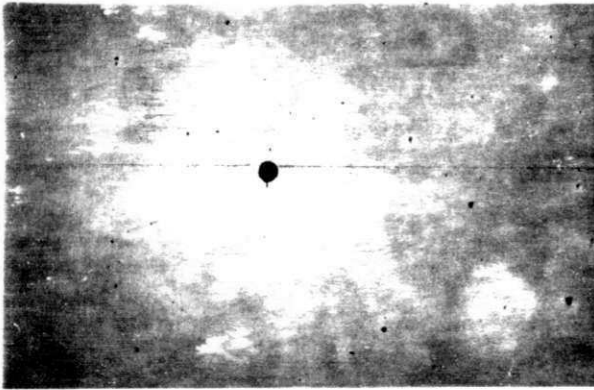
## 4.2 - MATERIAIS

Os materiais usados neste estudo foram dois aços do tipo ARBL (Alta Resistência e Baixa Liga). Um que atende as especificações da classe API 5L-X70, utilizado para tubulações, o outro da classe ASTM A516-GR 65, usado em vasos de pressão, suas composições químicas podem ser vistas na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 - Composição Química dos Aços (porcentagem em peso)

| AÇO  | %C    | %Mn   | %Si   | %P    | %S    | %Al   | %Cu   | %Ni   | %Cr   | %Nb   | %V    | %Mo   |
|------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| API  | 0,110 | 1,510 | 0,329 | 0,016 | 0,002 | 0,037 | <0,01 | 0,016 | 0,155 | 0,044 | 0,064 | <0,01 |
| ASTM | 0,250 | 0,920 | 0,200 | 0,002 | 0,006 | -     | -     | -     | -     | -     | -     | -     |

Nas Figuras 4.1a e 4.1b pode-se notar a distribuição de inclusões nos materiais estudados. No aço usado para a fabricação de tubulações (classe API 5L-X70), as inclusões foram submetidas a um tratamento de globulização.



(a)



(b)

Figura 4.1 - Distribuição de inclusões: (a) - Morfologia das inclusões no aço da classe API 5L-X70; (b) - Morfologia das inclusões no aço da classe ASTM A516-GR65. Sem ataque aumento 100x.

A microestrutura do aço de laminação controlada (Classe API 5L-X70) é constituída de bandas de ferrita e perlita, Figura 4.2a. Na Figura 4.2b, observa-se a microestrutura do aço usado na fabricação de vasos de pressão (Classe ASTM A516-GR65). A microestrutura do material é semelhante, mas com granulação mais grosseira.



(a)



(b)

Figura 4.2 - Microestrutura dos aços em estudo. (a) - Aço de laminação controlada usado na fabricação de tubulações (Classe API 5L-X70); (b) - Aço usado na fabricação de vasos de pressão (Classe ASTM A516-GR65). Ataque: Nital 2%. Aumento 100x.

As propriedades mecânicas convencionais estão listadas na Tabela 4.2 e 4.3. Os corpos de prova de tração foram dimensionados segundo a norma ASTM E8-81 [75] com diâmetro nominal igual  $6,25 \times 10^{-3}$  m e comprimento útil de  $37,0 \times 10^{-3}$  m, tanto para o aço da classe API 5L-X70 como para o da classe ASTM A516-GR65. Os ensaios de tração e os de Integral J para o aço da classe API 5L-X70 foram realizados numa máquina Instron modelo 1125, e os ensaios de tração e os de Integral J do aço da classe ASTM A516-GR65 foram realizados em uma máquina servo-hidráulica, MTS 810, Figura 4.3. Em ambas as máquinas os ensaios foram realizados sob controle de deslocamento, com velocidade de deslocamento da mesa da máquina de ensaio de  $V_t = 3,33 \times 10^{-6}$  m/s, o que equivale a uma taxa de deformação elástica durante o carregamento na região elástica de  $\dot{\epsilon} = 8,96 \times 10^{-5}$  s<sup>-1</sup>.

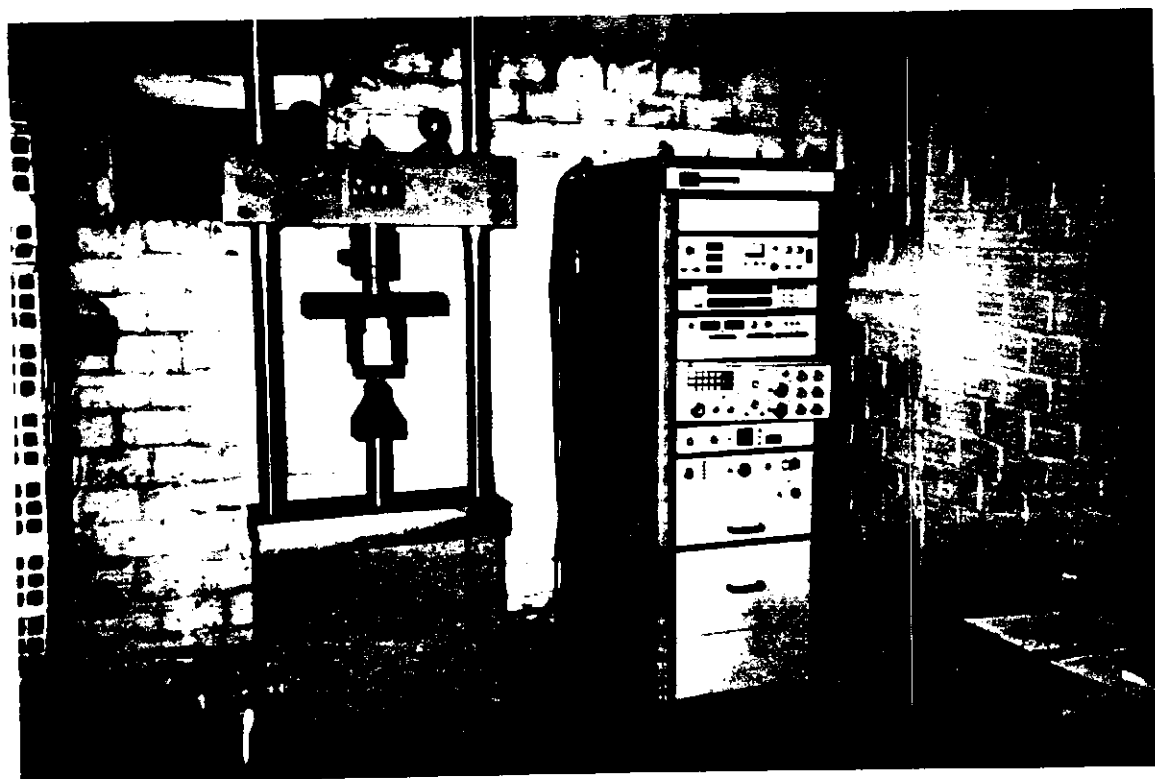


Figura 4.3 - Máquina universal de ensaios MTS-810.

Tabela 4.2 - Propriedade Mecânicas dos Aços

| TIPO                         | $v_t$ (m/s)           | $\sigma_y$ (MPa) | $\sigma_R$ (MPa) | $\epsilon$ (*) | $\psi$ (%) |
|------------------------------|-----------------------|------------------|------------------|----------------|------------|
| API 5L-X70, SANTOS [20] (**) | $3,33 \times 10^{-6}$ | 522,93           | 616,21           | 28,15          | 72,80      |
| ASTM A516-GR65               | $3,33 \times 10^{-6}$ | 335,73           | 567,47           | 25,19          | 35,57      |

\* -  $\epsilon$  em  $37 \times 10^{-3}$  m.

\*\* - Com permissão do autor.

Na Tabela 4.3 estão listadas as propriedades mecânicas convencionais, dos ensaios realizados a 233 K (-40°C).

Tabela 4.3 - Propriedade Mecânicas do Aço API 5L-X70 à 233 K (-40°C).

| TIPO                         | $v_t$ (m/s)           | $\sigma_y$ (MPa) | $\sigma_R$ (MPa) | $\epsilon$ (*) | $\psi$ (%) |
|------------------------------|-----------------------|------------------|------------------|----------------|------------|
| API 5L-X70, SANTOS [20] (**) | $3,33 \times 10^{-6}$ | 566,14           | 670,20           | 29,61          | 69,05      |

\* -  $\epsilon$  em  $37 \times 10^{-3}$  m

\*\* - Com permissão do autor.

## 4.3 - MÉTODOS

### 4.3.1 - DETERMINAÇÃO DO COEFICIENTE DE ENCRUAMENTO "n".

O método da curva de calibração (Key Curve) para levantar a curva de resistência J-R, utiliza a função  $H(\Delta_{pl}/W)$  como função representativa das propriedades plásticas do material, KUMAR et all [76].

A forma funcional de  $H(\Delta_{pl}/W)$  depende das propriedades plásticas do material, da forma e das dimensões estruturais e, portanto, não se tem uma forma funcional geral para a função  $H(\Delta_{pl}/W)$ .

Na literatura técnica, KUMAR et all [76], as curvas de calibração usam a lei de potência para o encruamento plástico do material, nas soluções de problemas deste tipo. Portanto, a função  $H(\Delta_{pl}/W)$  pode ser descrita por uma lei de potência, ou seja:

$$\frac{\Delta_{pl}}{W} = \beta P_N^n \quad (4.1)$$

onde:  $n$  pode ser considerado o mesmo expoente da lei de fluxo plástico do material de Ramberg-Osgood e  $\beta$  é uma constante que reflete as propriedades do material, HERRERA e LANDES [19].

Pela técnica da curva de calibração (Key curve), uma forma funcional para a curva de calibração, do tipo da Equação 4.1, é usada no desenvolvimento de um método que permite analisar a curva de resistência J-R diretamente a partir do registro gráfico da curva de carga ( $P$ ) versus deslocamento do ponto de aplicação de carga ( $\Delta$ ).

Como veremos adiante três métodos de análise são previstos por HERRERA e LANDES [19] para a solução do problema, ou seja, a determinação e a análise da curva J-R a partir do registro gráfico  $P \times \Delta$ . Em todo os três é necessário que se determine " $n$ ", podendo ser diretamente da curva tensão versus deformação verdadeira do ensaio de tração ou, então, diretamente da curva de ensaio de carga ( $P$ ) versus deslocamento do ponto de aplicação de carga ( $\Delta$ ).

Portanto, o que foi exposto, justifica porque determinar-se o coeficiente de encruamento dos materiais em estudo.

O método de análise da curva J-R a partir do registro gráfico  $P \times \Delta$ , pela busca do coeficiente " $n$ " diretamente na curva tensão versus deformação verdadeira, embora mais fácil, é por outro lado, menos preciso, HERRERA e LANDES [19].

A equação a seguir foi usada para determinar o valor do coeficiente de encruamento dos aços estudados:



$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n, \text{ RAMBERG-OSGOOD} \quad (4.2)$$

onde:  $\sigma$  e  $\varepsilon$  são as tensões e deformações plásticas respectivamente, e os outros parâmetros são constantes do material.

Todos os ensaios de tração foram realizados de acordo com a norma ASTM E8-81 [75]. Os resultados de ensaios de tração de SANTOS [20] foram cedidos para a análise, levantamento das curvas tensão versus deformação e determinação do coeficiente "n" do aço API 5L-X70. Os ensaios de tração do aço ASTM A516-GR65 foram realizados neste trabalho.

A Equação 4.2, foi resolvida tomando-se o logaritmo em ambos os lados e aplicando-se a regressão linear, aos pares de pontos, pelo método dos mínimos quadrados, BARROSO et all [77], método este estudado por SANTOS e SANTOS [78], ou seja:

$$\ln \varepsilon = n \ln \sigma - \ln F \quad (4.3)$$

Na Equação 4.3 o método adotado foi o utilizado por BROEK [79], usando-se o segundo termo do lado direito da Equação 4.2 e desprezando-se o primeiro termo, de tal forma que:

$$F = \frac{\sigma_0^n}{\alpha \varepsilon_0} \quad (4.4)$$

e

$$\varepsilon_0 = \frac{\sigma_0}{E}$$

onde :  $\sigma_0$  é a tensão limite de escoamento do material.

e, portanto, tem-se:

$$\varepsilon = \frac{\alpha \varepsilon_0 \sigma^n}{\sigma_0^n} = \frac{\sigma^n}{F} \quad (4.5)$$

que ao aplicar-se o logaritmo em ambos os lados obtém-se a Equação 4.3.

#### 4.3.2 - ENSAIOS DE INTEGRAL J - CORPOS DE PROVA, TIPO E DIMENSÕES.

Os corpos de prova para o ensaio de Integral J foram posicionados segundo a direção T-L, ASTM E616-81 [80], em relação a direção de laminação. O corpo de prova usado foi o de seção retangular, dimensionado segundo a norma ASTM E813-81[7] com espessura nominal de  $B=15 \times 10^{-3}$  m e altura  $W=30 \times 10^{-3}$  m, Figura 4.4.

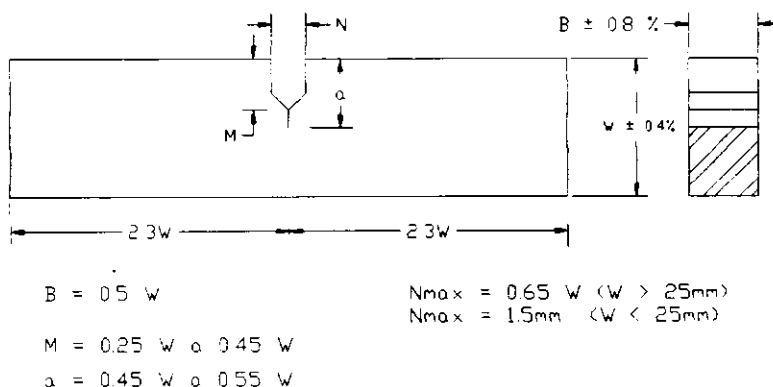


Figura 4.4 - Corpo de prova utilizado nos ensaios realizados.

Todos os ensaios foram realizados sob flexão a três pontos, Figura 4.5, e a velocidade de deslocamento do travessão da máquina de ensaios,  $V_t$ , foi de  $3,33 \times 10^{-6}$  m/s (0,2 mm/min), o que equivale no ensaio de Integral J, durante a fase inicial de deformação elástica, a uma taxa de acréscimo no Fator de Intensidade de Tensão ( $K_I$ ) de  $0,32 \text{ MPa m}^{1/2}\text{s}^{-1}$ .

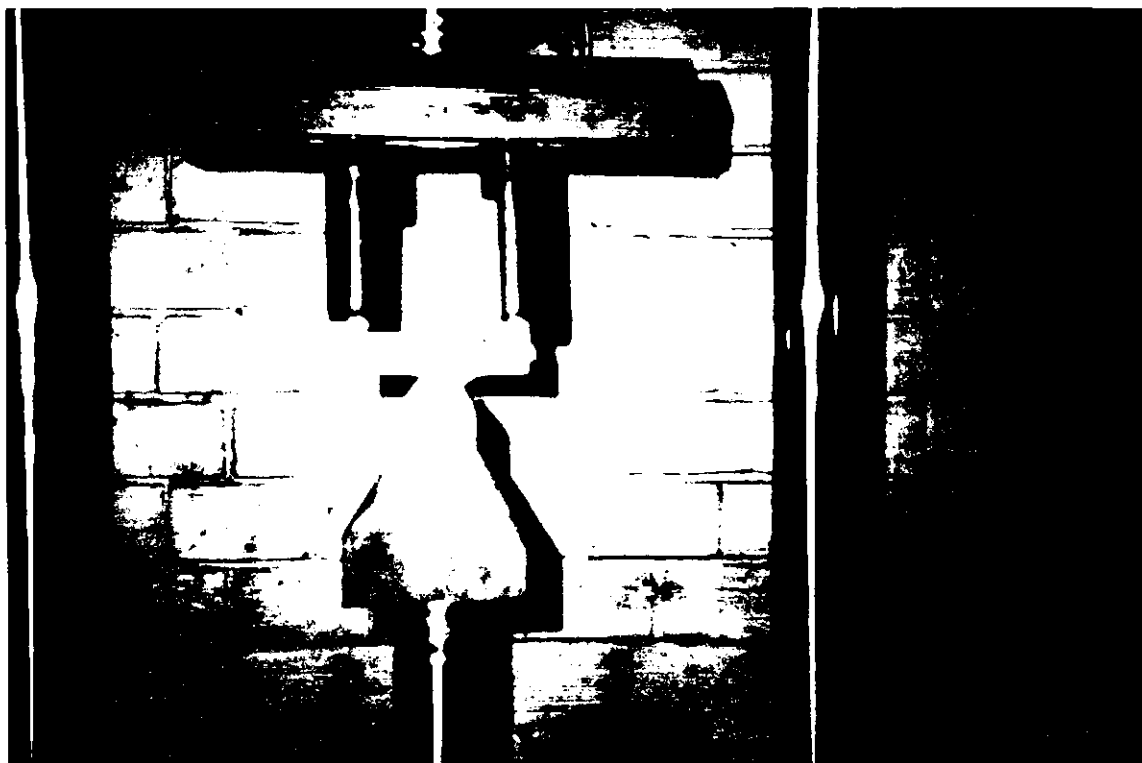


Figura 4.5 - Corpo de prova posicionado na máquina para o ensaio sob flexão a três pontos.

O aço da classe API 5L-X70 foi ensaiado à temperatura ambiente e à 233

K.

A descrição que se segue, ensaio à temperatura de 233 (-40 °C) K, foi

fornecida por SANTOS [20]: "o ensaio à temperatura de 233 K foi realizado em uma câmara de resfriamento, conforme a Figura 4.6; um termopar foi inserido no corpo de prova, na altura da ponta da pré-trinca de fadiga, para que fosse possível acompanhar a temperatura durante o ensaio; usou-se como líquido refrigerante álcool etílico e gelo seco e o tempo de encharcamento foi de 15 minutos, antes que o carregamento fosse iniciado".

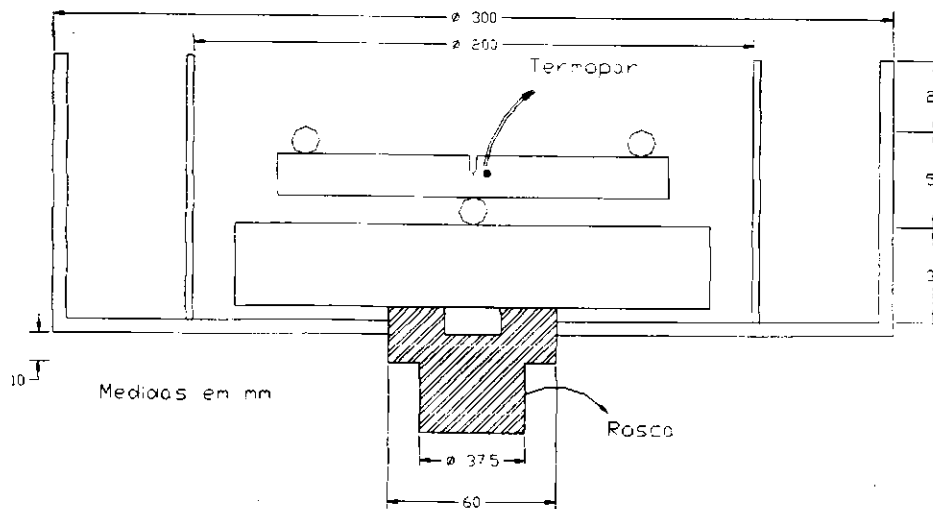


Figura 4.6 - Câmara de resfriamento para o ensaio à baixa temperatura, SANTOS[20].

O  $K_{Imax}$  aplicado durante a abertura da pré-trinca de fadiga nos corpos de prova foram de  $24 \text{ MPa m}^{1/2}$  para o aço da classe API 5L-X70 e de  $18 \text{ MPa m}^{1/2}$  para o aço da classe ASTM A516-GR65.

Os corpos de prova após os ensaios foram mantidos durante 1500 s (25 min) num forno de resistência elétrica à temperatura de 693 K (420 °C) e, logo após, quebrados à temperatura de nitrogênio líquido. Isto permitiu que tanto a pré-trinca de fadiga como o  $\Delta_a$  propagado durante o ensaio de Integral J fosse facilmente diferenciado da fratura sob nitrogênio líquido. Desta forma a pré-trinca de fadiga e a propagação de trinca foram medidas com o auxílio de um projetor de perfil Nikon com aumento de 20x e precisão na casa milesimal para o aço da classe API 5L-X70, e um projetor de perfil Schunk com aumento de 20x e precisão na casa centesimal para o aço da classe ASTM A516-GR65, Figura 4.7.

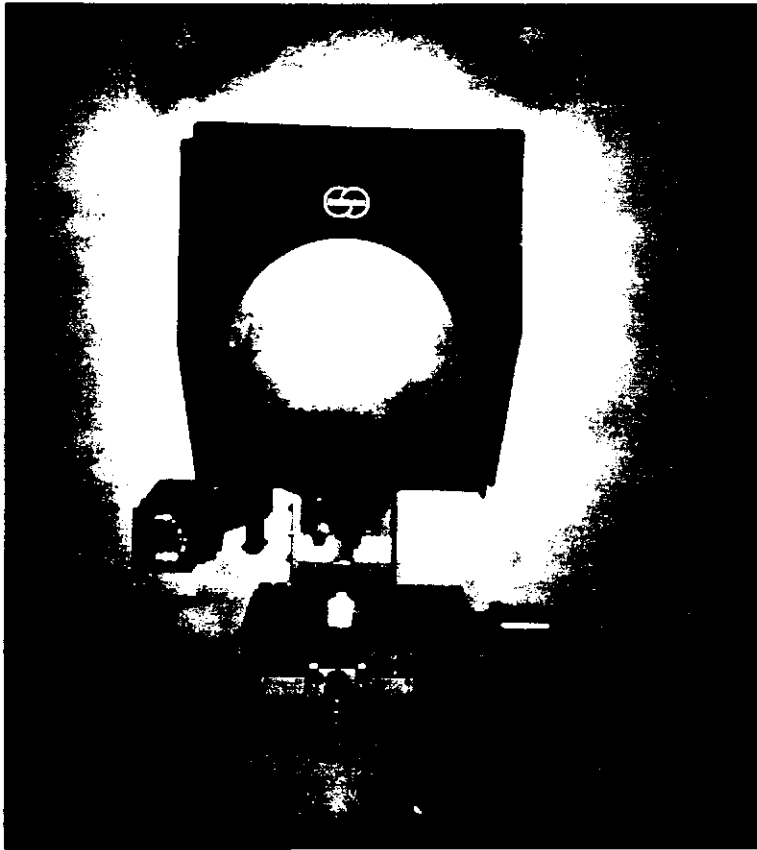


Figura 4.7 - Projetor de perfil, utilizado para medição da propagação de trinca.

A pré-trinca de fadiga e a propagação de trinca ( $\Delta a$ ), contendo a zona embotada na ponta da trinca (stretch-zone), foram medidas pelo método linear conforme a norma ASTM E813-81 [7], Figura 4.8. O valor médio de propagação de trinca ( $\Delta a$ ) foi determinado pela Equação 4.6, ASTM E813-81 [7].

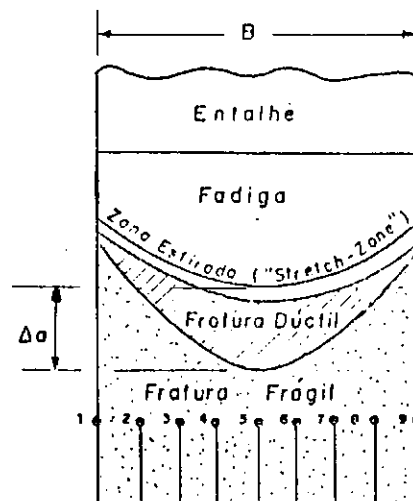


Figura 4.8 - Método linear de medida de propagação de trinca.

$$\Delta_a = \frac{[\frac{(\Delta_{a1} + \Delta_{a9})}{2} + (\Delta_{a2} + \Delta_{a3} + \Delta_{a4} + \Delta_{a5} + \Delta_{a6} + \Delta_{a7} + \Delta_{a8})]}{2} \quad (4.6)$$

### 4.3.3 - CURVA DE RESISTÊNCIA J-R PELO MÉTODO DE UM ÚNICO CORPO DE PROVA-MÉTODO DE HERRERA E LANDES [19]

#### 4.3.3.1 - CONSIDERAÇÕES GERAIS

O método de HERRERA e LANDES [19] para levantar a curva de resistência J-R, durante o ensaio de Integral J, exige um único corpo de prova.

Neste trabalho a aplicabilidade e a viabilidade do método de HERRERA e LANDES [19] para determinar a curva de resistência J-R dos aços da classe API 5L-X70 e ASTM A516-GR65 foi testada. Este é um dos principais objetivos específicos deste estudo e, portanto, a metodologia a ser usada passará a ser agora descrita.

Neste método é necessário determinar uma curva de calibração, que relaciona a carga obtida durante o ensaio (P), o deslocamento do ponto de aplicação de carga ( $\Delta$ ) e o comprimento de trinca (a).

A forma funcional da curva de calibração depende das propriedades do material, da forma e das dimensões dos corpos de prova.

Por outro lado, um passo importante dado por ERNST et al [17,18] para a determinação da curva de calibração, foi quando estabeleceram que a carga (P) pode ser separada em duas funções multiplicativas, onde uma depende de (a/W) e a outra de ( $\Delta/W$ ). Desta forma quando se separa o deslocamento em uma componente elástica e outra plástica, pode-se estabelecer com mais facilidade a relação entre as três variáveis (P,  $\Delta$ , a), ou seja, para:

$$\Delta = \Delta_{el} + \Delta_{pl} \quad (4.7)$$

Pode-se determinar a relação entre  $(P, \Delta_{el}, a)$  e  $(P, \Delta_{pl}, a)$  individualmente e então, determinar-se a relação geral entre  $(P, \Delta, a)$ .

A relação entre  $(P, \Delta_{el}, a)$  pode ser dada por:

$$\Delta_{el} = PC(a/W) \quad (4.8)$$

onde: C é a função flexibilidade (compliance).

Já para  $(P, \Delta_{pl}, a)$ , seguindo-se o princípio estabelecido por ERNST et al [17,18] de separação das funções, tem-se:

$$P = G(a/W)H(\Delta_{pl}/W) \quad (4.9)$$

Para corpos de prova em flexão  $G(a/W)$  pode ser escrita em termos do ligamento remanescente  $b$  ( $b=W-a$ ), ou seja:

$$P = \frac{Bb^2}{W} g(b/W)H(\Delta_{pl}/W) \quad (4.10)$$

onde : B é a espessura do corpo de prova;

W é a altura do corpo de prova e

$g(b/W)$  é uma função dependente da geometria do corpo de prova, ou seja,

para corpos de prova CT,  $g(b/W) = \exp[0,522(b/W)]$  e

para corpos de prova SENB,  $g(b/W) = 1$ .

As propriedades de deformação do material estão agora contidas nas funções  $C(a/W)$ , para o comportamento elástico, e  $H(\Delta_{pl}/W)$  para o comportamento plástico.

$C(a/W)$  é uma função do módulo de elasticidade e da espessura do corpo de prova, tabelada para inúmeras geometrias, TADA et all [81].  $H(\Delta_{pl}/W)$  é uma função das propriedades de fluxo plástico do material, podendo ser obtida de maneira geral separando-se a Equação 4.10 de tal forma que:

$$P_N = \frac{PW}{Bb^2g(b/W)} = H(\Delta_{pl}/W) \quad (4.11)$$

Plotando-se uma curva  $P_N$  versus  $\Delta_{pl}/W$  obtém-se graficamente a forma funcional de  $H$ , Figura 4.9.

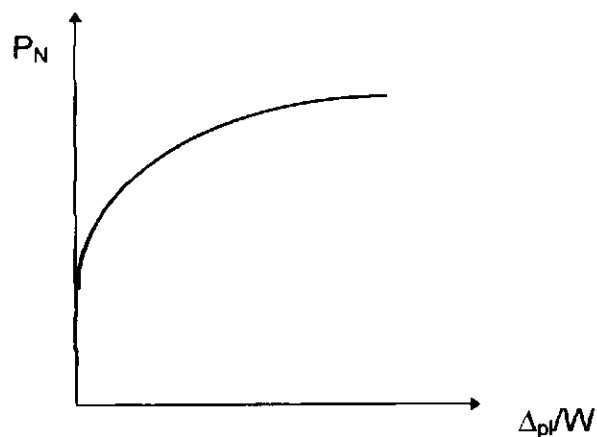


Figura 4.9 - Gráfico esquemático da curva de calibração, HERRERA e LANDES [19].

Neste trabalho utilizou-se a forma funcional da equação de Ramberg-Osgood, para a determinação da curva de calibração, ou seja:



$$\frac{\Delta_{pl}}{W} = \beta P_N^n \quad (4.12)$$

onde :  $P_N$  é a carga normalizada ( $P_N = \frac{PW}{Bb^2g(b/W)}$ );

$\Delta_{pl}$  é o deslocamento plástico e

$n$  e  $\beta$  são constantes do material.

Substituindo-se  $\Delta_{el}$  e  $\Delta_{pl}$ , Equações 4.8 e 4.12, na Equação 4.7, tem-se:

$$\Delta = PC(a/W) + W\beta P_N^n \quad (4.13)$$

$$\Delta = PC(a/W) + W\beta \left[ \frac{PW}{Bb^2g(b/W)} \right]^n \quad (4.14)$$

Na Equação 4.14 tem-se agora a relação entre as variáveis, carga ( $P$ ), deslocamento ( $\Delta$ ) e tamanho de trinca ( $a$ ).

Na Equação 4.14, as únicas variáveis que não se conhece são as constantes "n" e "β". Segundo HERRERA e LANDES [19] há pelo menos três métodos para se determinar a curva de resistência J-R a partir da curva de calibração:

1<sup>o</sup> - Obtém-se "n", coeficiente de encruamento plástico, a partir da curva tensão versus deformação verdadeira do aço. A partir da Equação 4.2 e com este valor de "n", o valor de "β" pode ser determinado conhecendo-se os valores de ( $P$ ,  $\Delta$ ,  $a$ ) de um ponto da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J, por exemplo, o ponto final de um ensaio ( $P_f$ ,  $\Delta_f$ ,  $a_f$ ).

2<sup>o</sup> - Obtém-se “n” e “β” diretamente da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J, tendo-se como base dois pontos do gráfico  $P \times \Delta$ , de tal forma que (P,  $\Delta$ , a) sejam conhecidos simultaneamente, por exemplo, o ponto de início de propagação de trinca ( $P_0$ ,  $\Delta_0$ ,  $a_0$ ) e o ponto final do ensaio ( $P_f$ ,  $\Delta_f$ ,  $a_f$ ). Convém notar-se que nem sempre é fácil a identificação direta do ponto de iniciação de propagação de trinca.

3<sup>o</sup> - A partir da curva de calibração, EPRI Handbook encontrado em KUMAR et al [76], em que o deslocamento “ $\Delta$ ” é função de três termos: “ $\Delta_{el}$ ”, “ $\Delta_{pl}$ ” e um outro termo envolvendo a zona plástica na ponta da trinca (termo necessário para se obter uma boa regressão, em concordância com resultados obtidos pelo Método dos Elementos Finitos).

A correlação da zona plástica com o deslocamento não é direta, mas sim indiretamente através de um comprimento de trinca virtual, ou seja,  $a^* = a + r_p$ . O restante da análise é conduzida da mesma maneira que no segundo método, em que “n” e “β” são determinados diretamente do gráfico do ensaio de Integral J.

#### **4.3.3.2 - CURVA DE RESISTÊNCIA J-R PELO MÉTODO DE HERRERA E LANDES [19] - “n” e “β” OBTIDOS DIRETAMENTE DO GRÁFICO $P \times \Delta$**

##### **4.3.3.2.1- CURVA DE CALIBRAÇÃO**

O método usado para levantar a curva de resistência J-R, com “n” e “β” obtidos diretamente do gráfico  $P \times \Delta$  é mais preciso, HERRERA E LANDES [19], e, portanto, concentraremos nossa atenção e análise usando esta metodologia.

A determinação de "n" e "β" diretamente da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J exige o conhecimento de dois pares de pontos, ou seja, um dos pares associado ao início da propagação de trinca ( $P_0, \Delta_0, a_0$ ) e o outro, associado ao final do carregamento do corpo de prova ( $P_f, \Delta_f, a_f$ ).

O ponto final de carregamento é imediato, ou seja, o corpo de prova é descarregado e o "a<sub>f</sub>" medido, por exemplo, de acordo com a metodologia da Norma ASTM E813-81 [7] ( método de oxidação à quente ). Já "P<sub>f</sub>" e "Δ<sub>f</sub>" são conhecidos no momento de descarregamento do corpo de prova.

O ponto de início de propagação de trinca não é tão simples. O valor de "a<sub>0</sub>" é conhecido por ser o comprimento inicial de trinca, entretanto, "P<sub>0</sub>" e "Δ<sub>0</sub>" não são conhecidos ( ponto de início de propagação de trinca ) e a determinação dos mesmos, inicialmente, é subjetiva.

Se os pares de pontos (P, Δ) forem normalizados, considerando-se o valor de "a<sub>0</sub>" e a Equação 4.12, obtém-se a curva da Figura 4.10. Sobrepondo-se à esta, a curva de calibração, que embora inicialmente desconhecida passa pelo ponto final de carregamento do corpo de prova ( $P_f, \Delta_f, a_f$ ), observa-se: as duas curvas coincidem ao longo do carregamento inicial, entretanto, tão logo inicie a propagação de trinca, as duas divergem; o ponto em que as duas curvas divergem é o ponto de início de propagação de trinca.

Entretanto, o início de propagação de trinca só pode ser definido após determinar-se "n" e "β" e a análise do crescimento de trinca estar concluída. Como trata-se de um problema que não pode ser solucionado de forma exata, uma metodologia aproximada foi desenvolvida, HERRERA E LANDES [19].

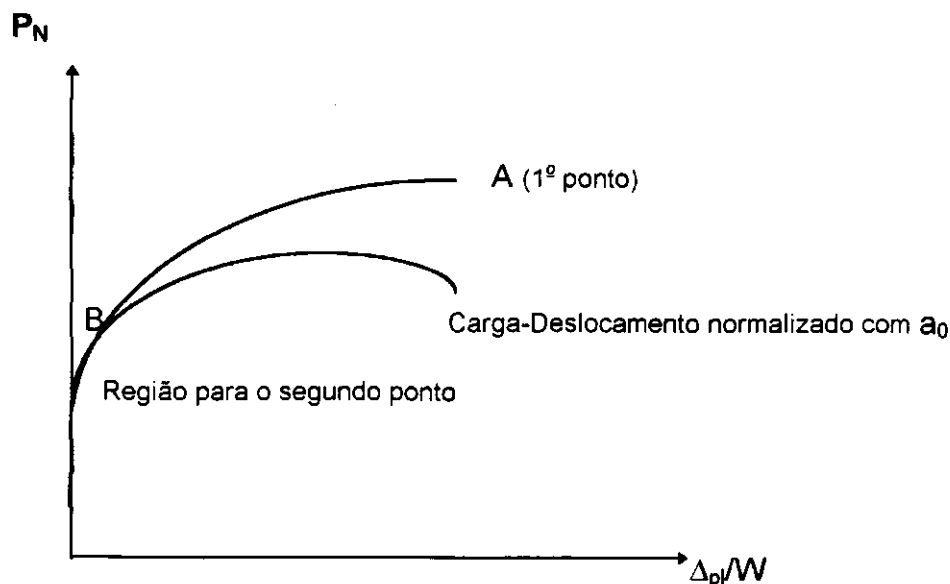


Figura 4.10 - Curva normalizada ( $a_0$ ) e curva de calibração  
Determinação de "n" e " $\beta$ ".

Portanto de acordo com HERRERA E LANDES [19]: "A" é o ponto final de carregamento ( $P_f$ ,  $\Delta_f$ ,  $a_f$ ) e "B" é o ponto onde as duas curvas divergem, Figura 4.10; "n" e " $\beta$ " são determinados plotando-se no formato log-log o ponto "A" e "B", incluindo-se o ponto "B", Figura 4.11. A inclinação obtida a partir dos pontos plotados é o valor de "n" e a interseção em  $(\Delta_{pl}/W)$  igual a unidade, é o valor de " $\beta$ ".

Valores consistentes de "n" e " $\beta$ " foram determinados, embora que desvios (variações) foram encontrados, pela aplicação da Equação 4.18, em alguns pares de pontos ("A" e outro anterior a "B").

HERRERA E LANDES [19] considerando que o ponto de início de propagação de trinca ocorreria antes ou no ponto de carga máxima, assumiram que o ponto "B" pode ser um ponto próximo à carga máxima e usaram este ponto com o ponto "A" para determinar o valor de "n". Em seguida um segundo ponto antes da carga máxima foi considerado como ponto "B" e novamente com o ponto "A" determinaram um novo valor para "n". Este procedimento foi conduzido para

todos os pares de pontos possíveis, ou seja, até alcançar um par de pontos em que " $\Delta_{pl}$ " = 0 (na parte inicial da curva de carregamento  $\Delta = \Delta_{el}$ ), Figura 4.11.

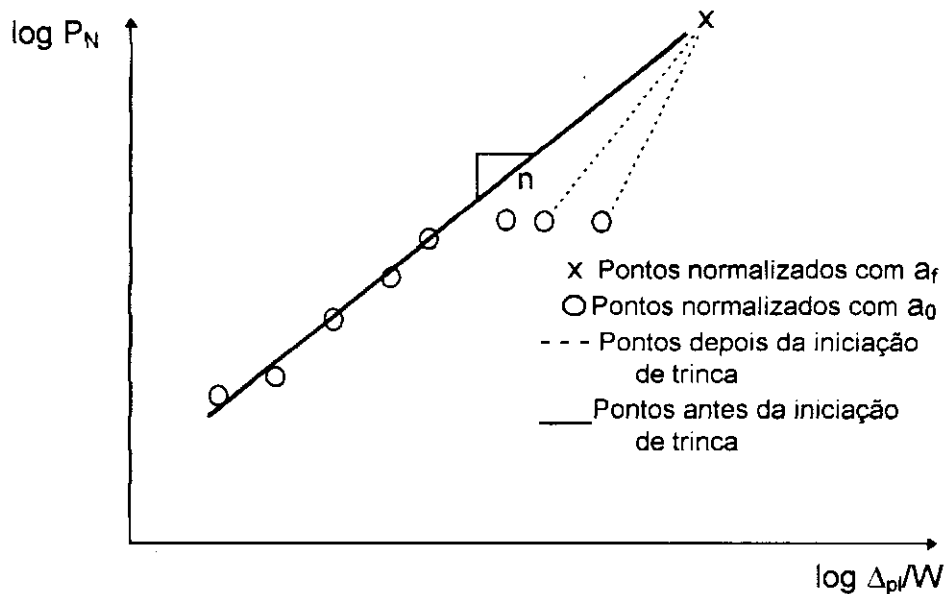


Figura 4.11 - Método para determinar "n" e " $\beta$ ", HERRERA e LANDES [19].

Para os pontos que caem na curva, pela Equação 4.12, o valor de "n" não varia de maneira significativa e uma linha reta será encontrada. Portanto, um valor médio de "n" é determinado para todos os pares de pontos considerados e, finalmente, "n" é escolhido eliminando-se os pontos que apresentam um desvio maior em relação ao valor médio encontrado.

Após encontrado o valor de "n", o coeficiente " $\beta$ " pode ser determinado e, então, a curva de resistência J-R pode ser levantada, como se verá mais adiante.

Na Figura 4.11, esquemática, observam-se pontos que não se situam na curva de calibração (linha reta). Geralmente, pontos na carga máxima e/ou próximos à carga máxima apresentam crescimento de trinca, e, isto explica o desvio em relação a curva de calibração (valores de "n" bem menores que o valor médio). Por outro lado, pontos próximos ao início de propagação de trinca em que,

" $\Delta_{pi}=0$ ", não são suficientemente precisos para se obter um valor constante de "n", HERRERA E LANDES [19].

Os pontos intermediários aos dois extremos comentados são melhores para a determinação de "n".

#### 4.3.3.2.2 - CURVA DE RESISTÊNCIA J-R / HERRERA E LANDES [19]

Conhecidos os valores de "n" e  $\beta$ ", a curva de resistência J-R (J versus  $\Delta a$ ) agora pode ser determinada e analisada, a partir dos pares de valores de carga e deslocamento do ponto de aplicação de carga ( $P \times \Delta$ ), usando-se as Equações 4.7, 4.8 e 4.12. Dado um par arbitrário de valores ( $P_i, \Delta_i$ ) as Equações 4.7, 4.8 e 4.12 podem ser combinadas de tal forma que:

$$\Delta_i = P_i C(a_i / W) + W \beta \left[ \frac{P_i W}{B(W - a_i)^2 g(b_i / W)} \right]^n \quad (4.15)$$

onde:  $b_i = (W - a_i)$  e  $g(b_i/W)$  para um corpo de prova do tipo flexão a três pontos é igual a unidade, ERNST et all [18].

Por outro lado, a função  $C(a_i/W)$  pode ser escrita na forma polinomial, ou seja:

$$C(a_i/W) = \frac{1}{EB_e} \left( \frac{S}{W - a_i} \right)^2 [1,193 - 1,980(a_i/W) + 4,478(a_i/W)^2 - 4,443(a_i/W)^3 + 1,739(a_i/W)^4] \quad (4.16)$$

onde: "B<sub>e</sub>" é a espessura equivalente do corpo de prova, obtida pela relação  $B_e = B - [(B - B_N)^2 / B]$ , SAXENA e HUDAK [68]. Neste trabalho a espessura do corpo de prova considerada foi a nominal, ou seja,  $B_e = B$ .

O comprimento de trinca "a<sub>i</sub>", desconhecido, é determinado a partir da Equação 4.15 pelo método iterativo. Inicia-se com um valor de  $a = a_0$  e incrementa-se a este valor um "contador" até que o valor de "Δ<sub>i</sub>" para o ponto "P<sub>i</sub>" (carga P<sub>i</sub>) seja atingido. Este valor de "a<sub>i</sub>", correspondente ao par ("P<sub>i</sub>", "Δ<sub>i</sub>") encontrado, é o valor desejado de comprimento de trinca "a<sub>i</sub>" procurado. Desta forma, obtém-se para cada par ("P<sub>i+n</sub>", "Δ<sub>i+n</sub>") um determinado valor de a<sub>i+n</sub>.

Com "a<sub>i</sub>" conhecido determina-se o valor de J para (P<sub>i</sub>, Δ<sub>i</sub>, a<sub>i</sub>), usando-se a aproximação de ERNST et all [18], ou seja:

$$J_i = [J_{i-1} + (\frac{\eta}{b})_{i-1} \frac{A_{i-1,i}}{B_e}] [1 - (\frac{\gamma}{b})_{i-1} (a_i - a_{i-1})] \quad (4.17)$$

ou, então, separando-se "J" em uma componente elástica (J<sub>el</sub>) e plástica (J<sub>pl</sub>) de tal forma que:

$$J_i = J_{eli} + J_{pli} \quad (4.18)$$

e

$$J_{pli} = [J_{pli-1} + (\frac{\eta}{b})_{i-1} \frac{A_{pli-1,i}}{B_e}] [1 - (\frac{\gamma}{b})_{i-1} (a_i - a_{i-1})] \quad (4.19)$$

onde para corpos de prova do tipo flexão a três pontos (SENB),

$$\eta = 2 \text{ e } \gamma = 1.$$

$A_{pli-1,i}$ , é o incremento da área plástica, sob a curva carga versus deslocamento do ponto de aplicação de carga, entre as linhas de deslocamento plástico constante " $\Delta_{pli-1}$ ", " $\Delta_{pli}$ ", ou seja,

$$A_{i-1,i} = \frac{(P_i + P_{i-1})(\Delta_{pli} - \Delta_{pli-1})}{2} \quad (4.20)$$

A componente elástica da Integral J ( $J_{el}$ ) pode ser determinada pelas Equações 4.21 e 4.22, de acordo com as condições de carregamento.

$$J_{el} = \frac{K_i^2(1-\nu^2)}{E}, \quad \text{Deformação Plana} \quad (4.21)$$

$$J_{el} = \frac{K_i^2}{E}, \quad \text{Tensão Plana} \quad (4.22)$$

e

$$K_i = \frac{P_i f(a_i/W)}{BW^{\frac{1}{2}}} \quad (4.23)$$

Na Equação 4.23  $f(a_i/W)$  é uma função do fator geométrico, TADA et al [81].

Com os valores de " $a_i$ " e " $J_i$ ", assim determinados, levanta-se a curva de resistência J-R, Figura 4.12.



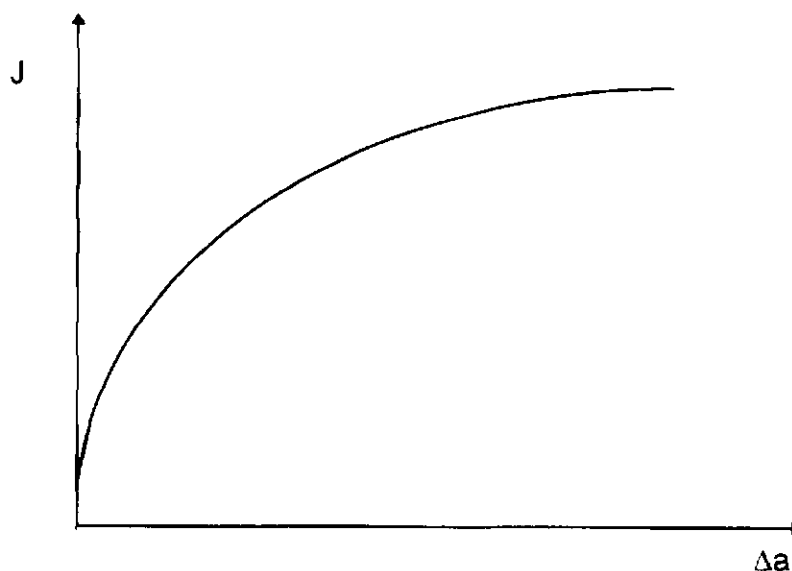


Figura 4.12 - Representação esquemática da curva de resistência J-R.

#### 4.3.4 - DETERMINAÇÃO DA INTEGRAL J CRÍTICA - $J_i/J_{IC}$

Em geral, obtida a curva de resistência, a Integral J crítica ( $J_i$  e/ou  $J_{IC}$ ) pode ser determinada pelo método de LANDES e BEGLEY [59], sistematizada pela norma ASTM E813-81 [7].

Os dados e resultados iniciais para o aço da classe API 5L-X70, curva de resistência J-R e Integral J crítica ( $J_i$  e/ou  $J_{IC}$ ), foram determinados por SANTOS [20] de acordo com o método de LANDES e BEGLEY [59] e cedidos, a este trabalho, para a análise pelo método de HERRERA e LANDES [19].

As metodologias que serão descritas a seguir, para determinar a Integral J crítica:

1ª - LANDES e BEGLEY [59], seguindo a metodologia constante na norma ASTM E813-81 [7], Figura 4.13, com a curva de resistência J-R determinada pelo método de múltiplos corpos de prova.

Os valores da Integral J foram determinados pela Equação 4.24 de RICE et al [56].

$$J = \frac{2A}{Bb} \quad (4.24)$$

onde: A é a área sob o gráfico da curva P x  $\Delta$ , em unidades de energia;

B é a espessura do corpo de prova (m) e

b = (W-a) é o ligamento na ponta da trinca do corpo de prova, em unidades de comprimento (m).

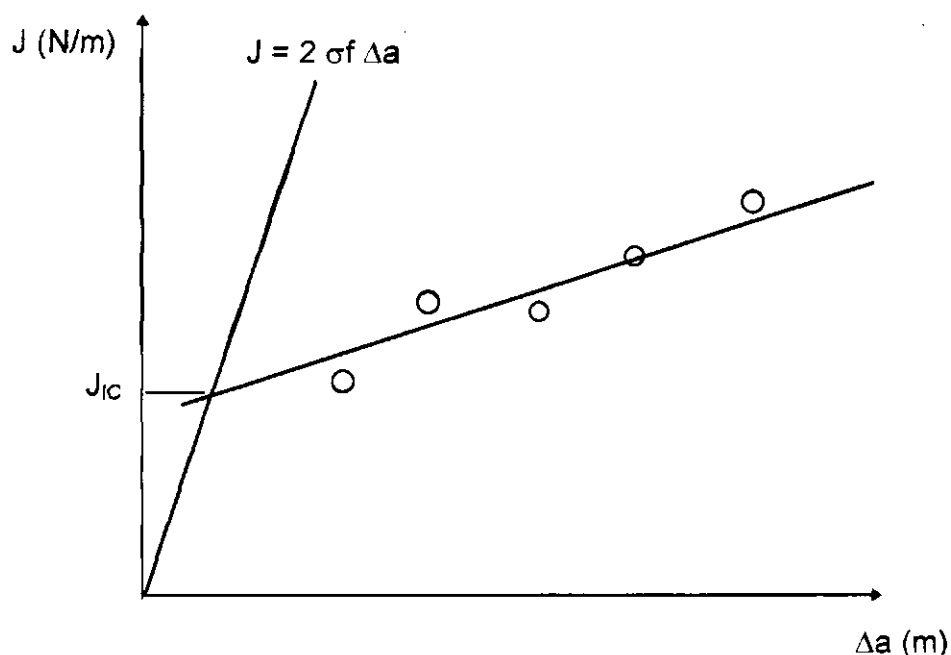


Figura 4.13 - Determinação da Integral J crítica ( $J_{IC}$ ), ASTM E813-81 [7].

Para cada ensaio, após o registro da curva carga (P) versus deslocamento do ponto de aplicação de carga ( $\Delta$ ), a área (A) sob a curva "P x  $\Delta$ " foi determinada com auxílio de um planímetro. Após as devidas correções, em função da rigidez do sistema e das indentações do corpo de prova nos pontos de apoio e de

carregamento BUZZARD e FISHER [62], foi convertida em unidades de energia e levada a Equação 4.24 para a determinação da Integral J.

Os pares de pontos  $J \times \Delta_a$  assim determinados são, então, usados para levantar a curva de resistência J-R, Figura 4.13. O valor crítico de J ( $J_i$ ) é o ponto de interseção da linha de regressão linear, obtida a partir dos pares de pontos  $J \times \Delta_a$ , com a linha de adoçamento,  $J = 2 \Delta_a \sigma_{fluxo}$ , (blunting line).

2ª - HERRERA e LANDES [19], a partir da curva de calibração conhecidos os valores de "n" e "β". Ou seja, sobrepondo-se à curva " $P_N \times \Delta_p/W$ " normalizada com relação ao comprimento " $a_0$ ", a curva de calibração de HERRERA e LANDES [19]. O ponto em que as duas curvas divergem uma da outra, é o ponto que determina o início de propagação de trinca, ou seja, " $J_i$ ", Figura 4.10.

A última metodologia permite testar mais de um corpo de prova independentemente e, portanto, avaliar o comportamento do material, em relação ao valor crítico de J ( $J_i$ ), dentro de uma amostragem maior.

Espera-se que a aplicabilidade do método de HERRERA e LANDES [19] para determinar e analisar a curva de resistência J-R, possa ser confirmada para os materiais estudados neste trabalho.

# CAPÍTULO V

## 5 - RESULTADOS

### 5.1 - ENSAIOS DE TRAÇÃO - DETERMINAÇÃO DO COEFICIENTE DE ENCRUAMENTO "n"

As propriedades mecânicas convencionais, podem ser vistas na Tabela 5.1. Os ensaios foram realizados à temperatura ambiente (aços da classe API 5L-X70 e classe ASTM A516-GR65) e à temperatura de 233 K (aço da classe API 5L-X70).

Tabela 5.1 - Propriedades mecânicas de tração.

| Aço Classe     | 298 K (25 °C)       |                     |                |            | 233 K (-40 °C)      |                     |                |            |
|----------------|---------------------|---------------------|----------------|------------|---------------------|---------------------|----------------|------------|
|                | $\sigma_y$<br>(MPa) | $\sigma_R$<br>(MPa) | $\epsilon$ (%) | $\psi$ (%) | $\sigma_y$<br>(MPa) | $\sigma_R$<br>(MPa) | $\epsilon$ (%) | $\psi$ (%) |
| API 5L-X70     | 522,93              | 616,21              | 28,15          | 72,80      | 566,14              | 670,20              | 29,61          | 69,05      |
| ASTM A516-GR65 | 335,73              | 567,47              | 25,19          | 35,57      | -                   | -                   | -              | -          |

$$V_t = 3,33 \times 10^{-6} \text{ m/s e/ou } \dot{\epsilon} = 8,96 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}.$$

Os coeficientes de encruamento "n" e os coeficientes de determinação "R<sup>2</sup>", determinados a partir da Equação 4.3 utilizando o método de BARROSO et al [77], podem ser vistos nas Tabelas 5.2 e 5.3, respectivamente.

Tabela 5.2 - Coeficiente de encruamento à temperatura ambiente, 298 K (25 °C).

| Aço Classe     | n        | R <sup>2</sup> |
|----------------|----------|----------------|
| API 5L-X70     | 16,16821 | 0,93506        |
| ASTM A516-GR65 | 3,59904  | 0,98835        |

$$V_t = 3,33 \times 10^{-6} \text{ m/s e/ou } \dot{\epsilon} = 8,96 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}.$$

Tabela 5.3 - Coeficiente de encruamento à temperatura ambiente, 298 K (25 °C).

| Aço Classe | n        | R <sup>2</sup> |
|------------|----------|----------------|
| API 5L-X70 | 14,39359 | 0,91112        |

$$V_t = 3,33 \times 10^{-6} \text{ m/s e/ou } \dot{\epsilon} = 8,96 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}.$$

Nas Figuras 5.1 a 5.4, podem ser observadas as curvas tensão versus deformação verdadeira para os ensaios realizados à temperatura ambiente.

Nestas figuras estão representadas as curvas obtidas experimentalmente e as curvas obtidas analiticamente, utilizando a Equação 4.2.

Nas Figuras 5.5 e 5.6, podem ser observadas as curvas tensão versus deformação verdadeira para os ensaios realizados a 233 K (-40 °C), aço da classe API 5L-X70.

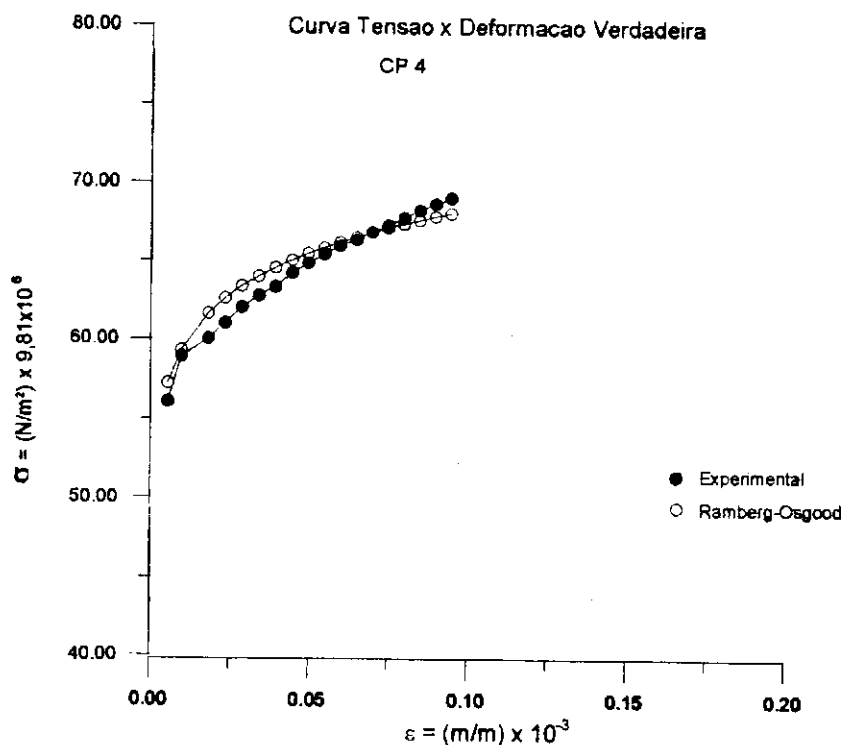


Figura 5.1 - Curva Tensão versus Deformação verdadeira. Ensaio à temperatura ambiente. Aço da classe API 5L-X70.

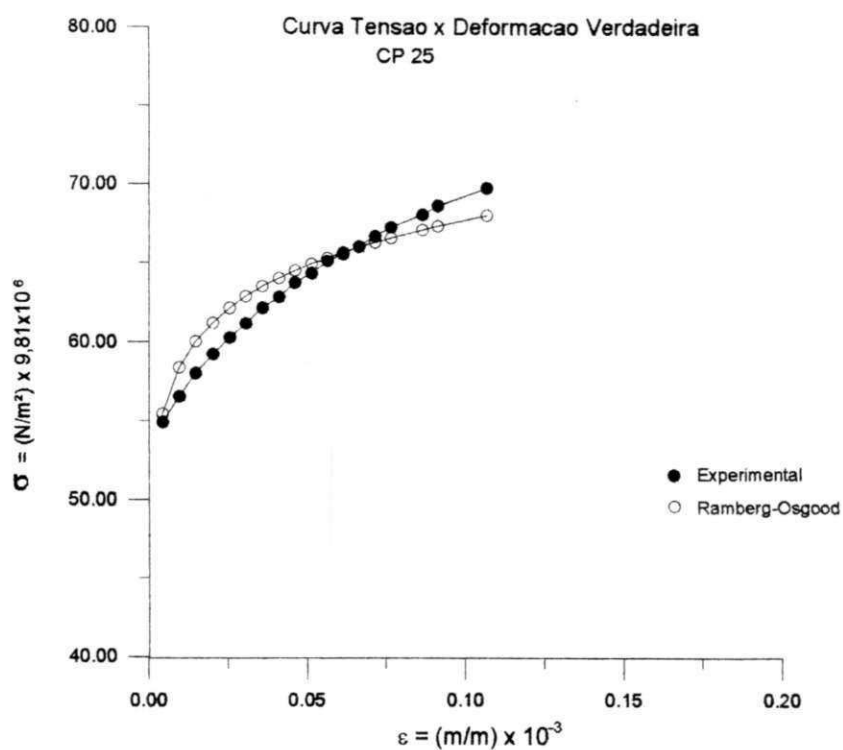


Figura 5.2 - Curva Tensão versus Deformação verdadeira. Ensaio à temperatura ambiente. Aço da classe API 5L-X70.

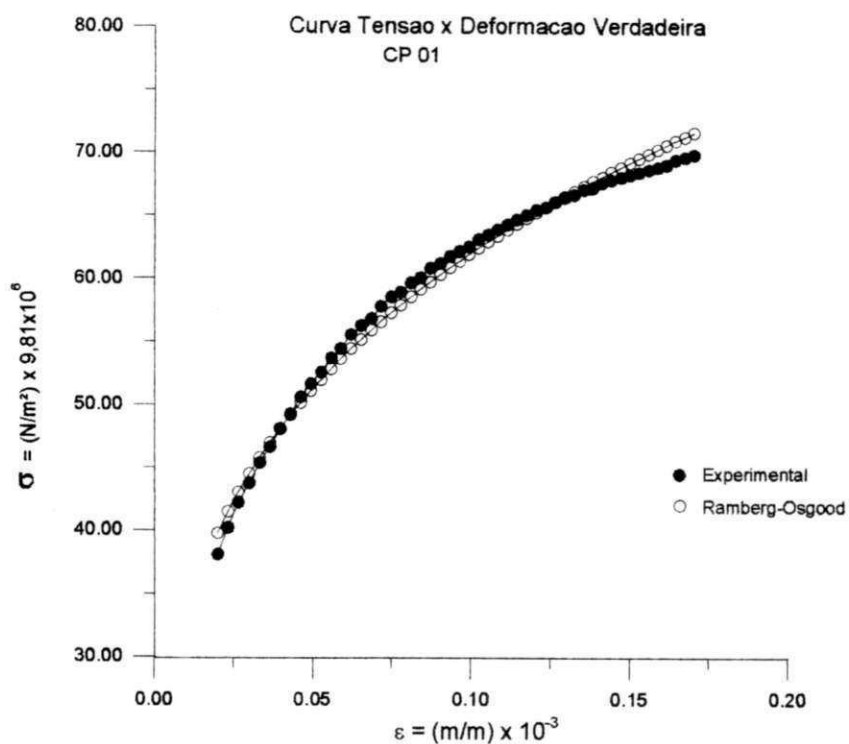


Figura 5.3 - Curva Tensão versus Deformação verdadeira. Ensaio à temperatura ambiente. Aço da classe ASTM A516-GR65.

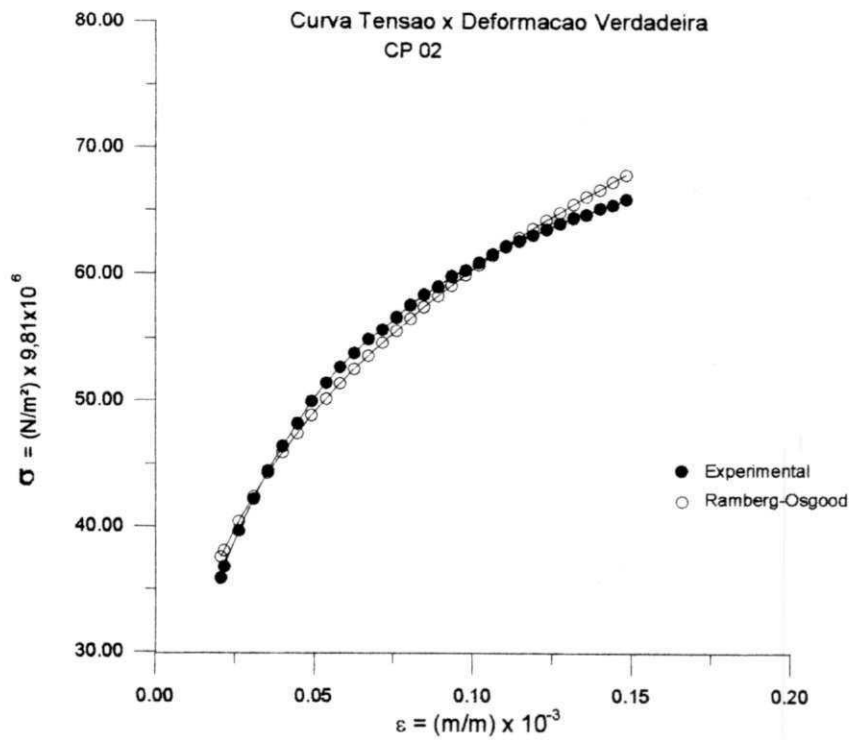


Figura 5.4 - Curva Tensão versus Deformação verdadeira. Ensaio à temperatura ambiente. Aço da classe ASTM A516-GR65.

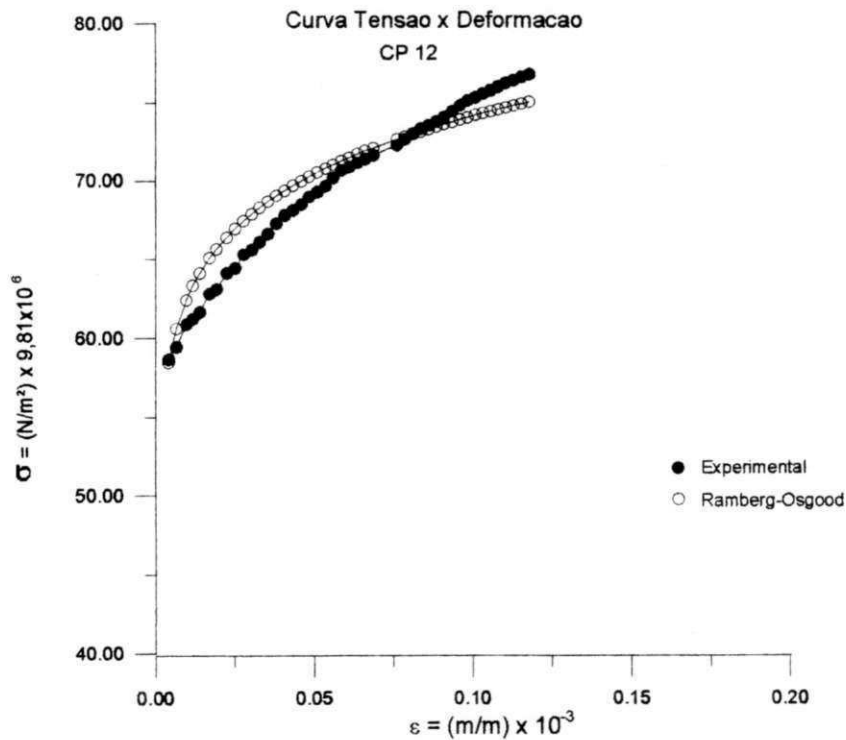


Figura 5.5 - Curva Tensão versus Deformação verdadeira. Ensaio a baixa temperatura (233 K). Aço da classe API 5L-X70.

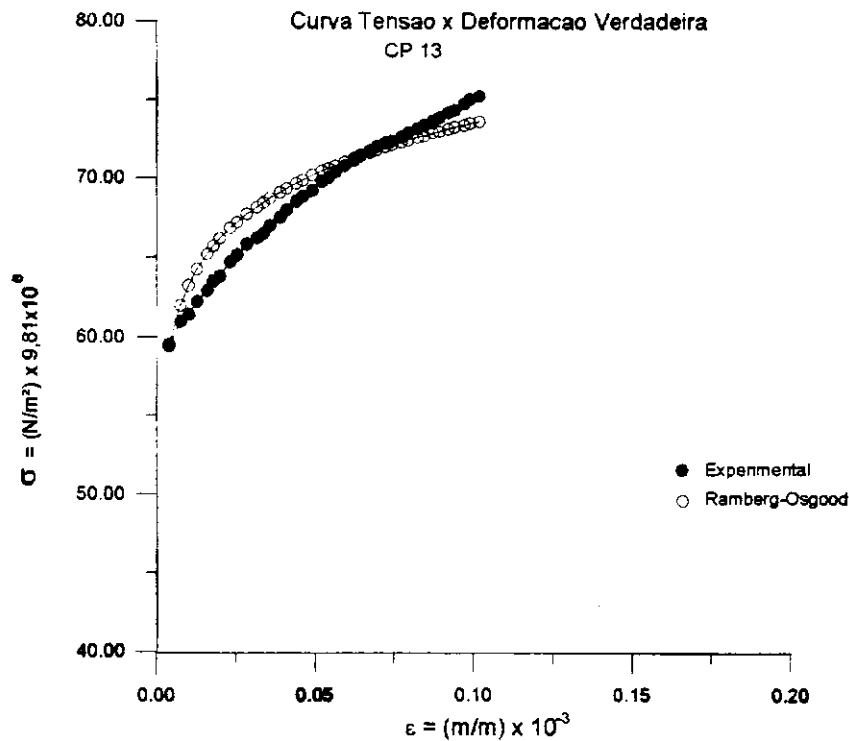


Figura 5.6 - Curva Tensão versus Deformação verdadeira. Ensaio a baixa temperatura (233 K). Aço da classe API 5L-X70.

## 5.2 - DETERMINAÇÃO DA CURVA DE CALIBRAÇÃO

### 5.2.1 - DETERMINAÇÃO DE "n" E "β" DIRETAMENTE DA CURVA TENSÃO VERSUS DEFORMAÇÃO VERDADEIRA

Nas Tabelas 5.4, 5.5 e 5.6 podem ser observados os valores de "n" determinados a partir da curva tensão versus deformação verdadeira e de "β", determinados a partir da Equação 4.12, para os aços da classe API 5L-X70 e ASTM A516-GR65. Ensaio realizados à temperatura ambiente, Tabelas 5.4 e 5.5, e à temperatura de 233 K (-40 °C), Tabela 5.6.



Os valores de "n" e "β" das Tabelas 5.4 a 5.6 serão usados para levantar as curvas de resistência J-R pelo método de HERRERA e LANDES [19].

Tabela 5.4 - Valores de "n" e "β" determinados a partir da curva tensão versus deformação verdadeira. Aço da classe API 5L-X70, T = 298 K (25 °C).

| CP<br>Nº | n        | β                           |
|----------|----------|-----------------------------|
| 12       | 16,16821 | $4,2697637 \times 10^{-40}$ |
| 25       | 16,16821 | $8,5006191 \times 10^{-40}$ |
| 56       | 16,16821 | $3,1234932 \times 10^{-39}$ |
| 100      | 16,16821 | $2,5489605 \times 10^{-38}$ |
| 123      | 16,16821 | $9,0379809 \times 10^{-40}$ |
| 133      | 16,16821 | $2,1419355 \times 10^{-39}$ |
| 134      | 16,16821 | $2,2679837 \times 10^{-39}$ |
| 171      | 16,16821 | $1,3294162 \times 10^{-39}$ |

Tabela 5.5 - Valores de "n" e "β" determinados a partir da curva tensão versus deformação verdadeira. Aço ASTM A516-GR65, T = 298 K (25 °C).

| CP<br>Nº | n       | β                           |
|----------|---------|-----------------------------|
| 8        | 3,59904 | $6,0572932 \times 10^{-10}$ |
| 9        | 3,59904 | $3,9260240 \times 10^{-10}$ |
| 12       | 3,59904 | $5,7351755 \times 10^{-10}$ |
| 15       | 3,59904 | $5,4857420 \times 10^{-10}$ |
| 16       | 3,59904 | $7,0145057 \times 10^{-10}$ |
| 18 A     | 3,59904 | $6,5115354 \times 10^{-10}$ |
| 18 B     | 3,59904 | $6,4878329 \times 10^{-10}$ |
| 19       | 3,59904 | $6,1841824 \times 10^{-10}$ |

Tabela 5.6 - Valores de "n" e "β" determinados a partir da curva tensão versus deformação verdadeira. Aço da classe API 5L-X70, T = 233 K (-40 °C).

| CP<br>Nº | n        | β                           |
|----------|----------|-----------------------------|
| 1        | 14,39359 | $5,4570313 \times 10^{-36}$ |
| 2        | 14,39359 | $3,1331593 \times 10^{-36}$ |
| 17       | 14,39359 | $1,0156271 \times 10^{-35}$ |
| 33       | 14,39359 | $4,7421253 \times 10^{-36}$ |
| 106      | 14,39359 | $1,3114080 \times 10^{-35}$ |

## 5.2.2 - DETERMINAÇÃO DE "n" E "β" DIRETAMENTE DA CURVA P x Δ DO ENSAIO DE INTEGRAL J

Nas Figuras 5.7 a 5.10 podem ser observadas as curvas  $\log P_N \times \log \Delta_p/W$ , obtidas a partir do registro gráfico de  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J, usadas para determinar "n" e "β". Ensaio realizado à temperatura ambiente.

No Anexo I foram incluídos as curvas  $\log P_N \times \log \Delta_p/W$  dos demais corpos de prova ensaiados e que também foram usadas para levantar a curva de resistência J-R pelo método de HERRERA e LANDES [19].

Nas Figuras 5.7 a 5.12 e A.1.1 a A.1.15 verifica-se também as equações usadas para determinação dos valores de "n" e "β".

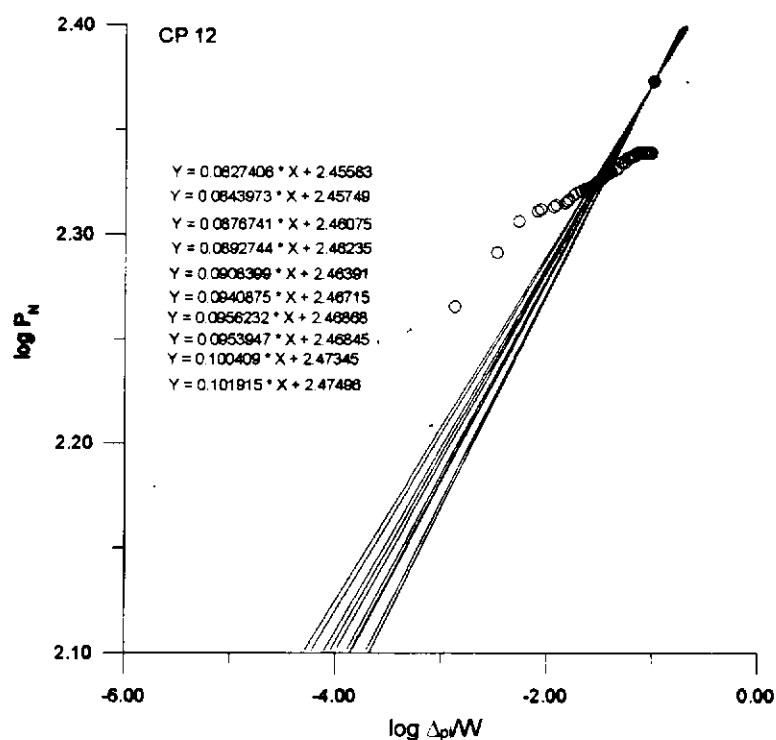


Figura 5.7 - Curva  $\log P_N \times \log \Delta_p/W$  usada para a determinação de "n" e "β". Aço da classe API 5L-X70, ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C).

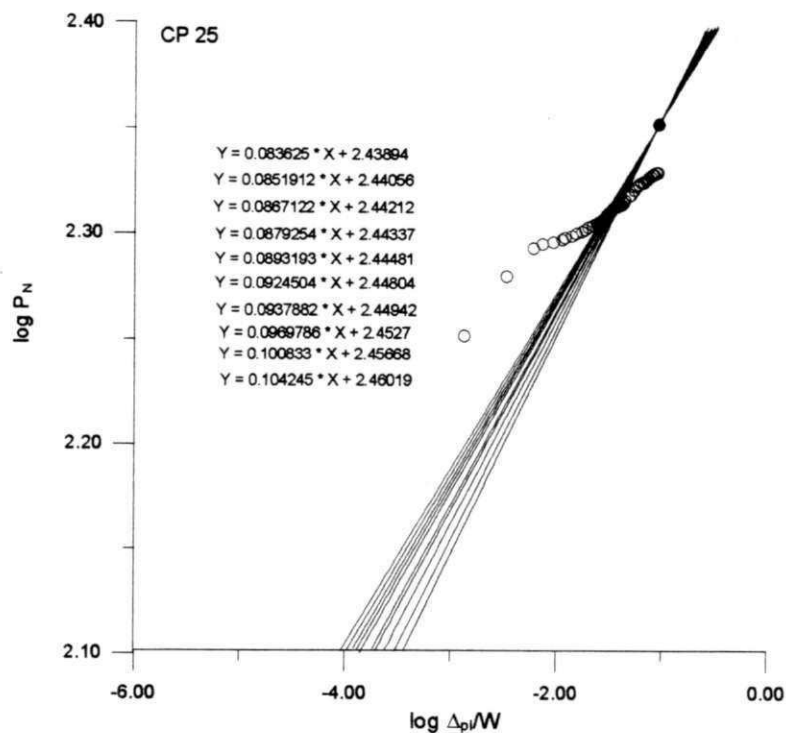


Figura 5.8 - Curva  $\log P_N \times \log \Delta_{pI}/W$  usada para a determinação de "n" e "β". Aço da classe API 5L-X70, ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C).

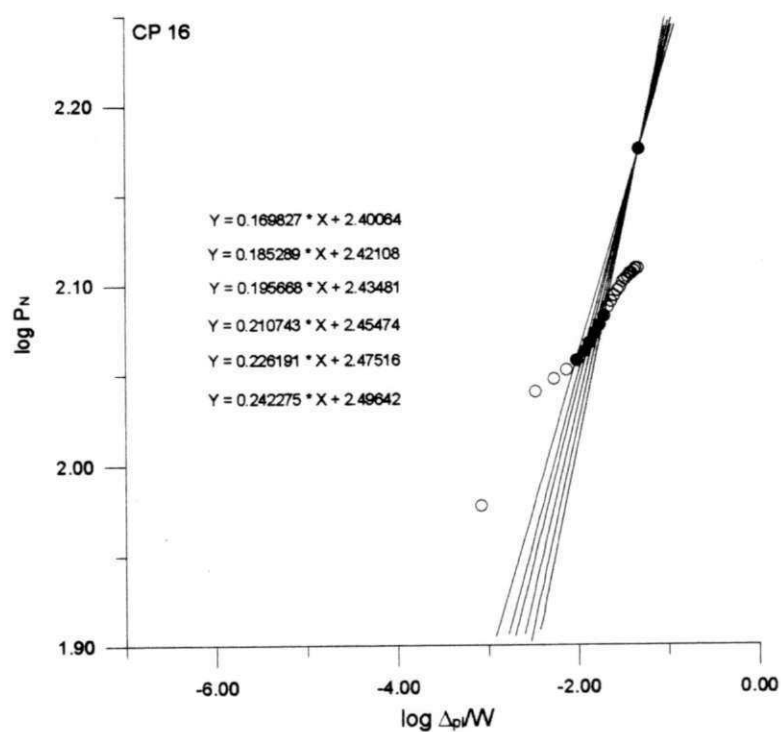


Figura 5.9 - Curva  $\log P_N \times \log \Delta_{pI}/W$ , usada para a determinação de "n" e "β". Aço da classe ASTM A516-GR65, ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C).

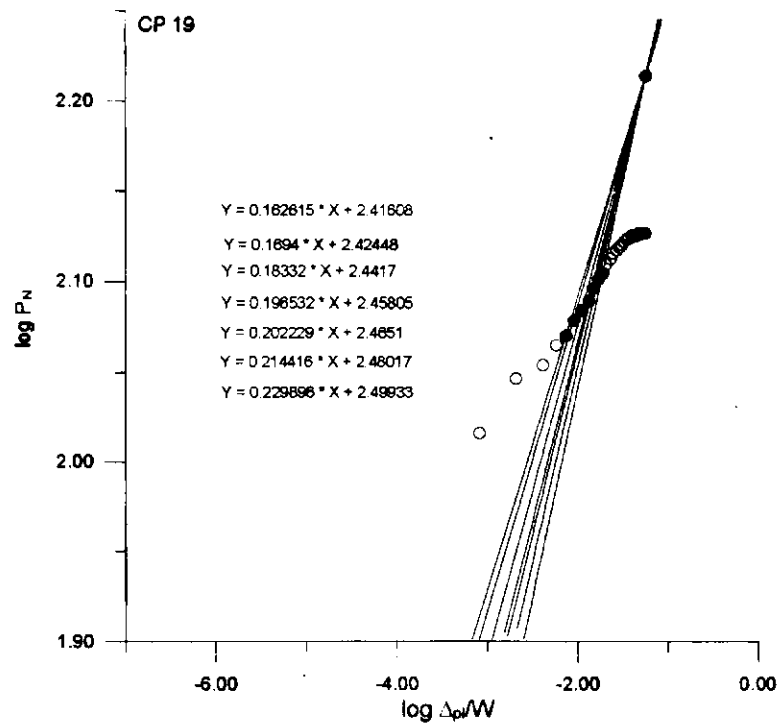


Figura 5.10 - Curva  $\log P_N \times \log \Delta_{pI}/W$ , usada para a determinação de "n" e "β". Aço da classe ASTM A516-GR65, ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C).

Nas Figuras 5.11 e 5.12 podem ser observadas as curvas  $\log P_N \times \log \Delta_{pI}/W$ , obtidas a partir do registro gráfico de  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J, usadas para determinar "n" e "β". Ensaios realizados à temperatura de 233 K (-40 °C) com o aço da classe API 5L-X70.

No Anexo I foram incluídas as curvas  $\log P_N \times \log \Delta_{pI}/W$  dos demais corpos de prova ensaiados e que também foram usados para levantar a curva de resistência J-R pelo método de HERRERA e LANDES [19].

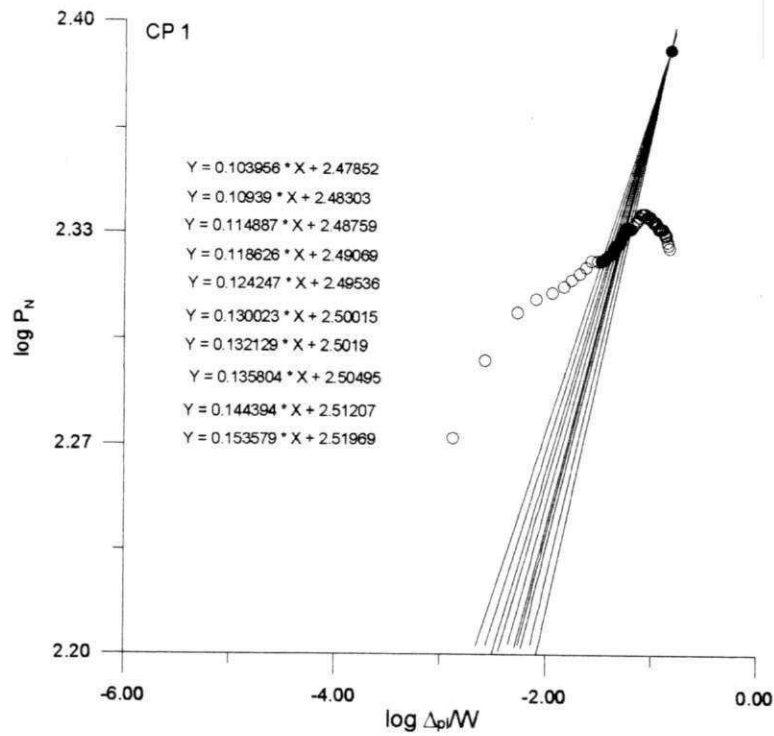


Figura 5.11 - Curva  $\log P_N \times \log \Delta_{pl}/W$ , usada para a determinação de “n” e “ $\beta$ ”. Aço da classe ASTM API 5L-X70, ensaiado à temperatura de 233 K (-40 °C).

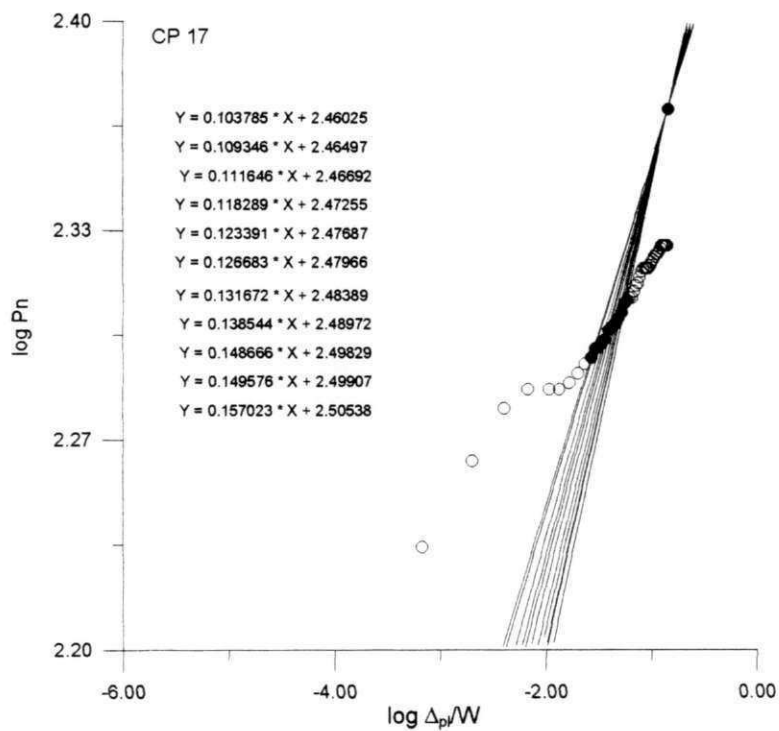


Figura 5.12 - Curva  $\log P_N \times \log \Delta_{pl}/W$ , usada para a determinação de “n” e “ $\beta$ ”. Aço da classe ASTM API 5L-X70, ensaiado à temperatura de 233 K (-40 °C).

Nas Tabelas 5.7 e 5.8, podem ser observadas os valores de "n" e "β" determinados a partir da curva P x Δ do ensaio de Integral J, Figuras 5.7 a 5.10 e Anexo I, usadas para levantar a curva de resistência J-R pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Ensaio realizado à temperatura ambiente com os aços da classe API 5L-X70 e ASTM A516-GR65.

Tabela 5.7 - Valores de "n" e "β" determinados a partir da curva P x Δ do ensaio de Integral J. Corpo de prova padrão (ASTM E813-81), aço API 5L-X70,  $\dot{K}=0,32$  MPa m<sup>1/2</sup> s<sup>-1</sup>, T = 298 K (25 °C).

| CP<br>Nº | n           | β                           |
|----------|-------------|-----------------------------|
| 12       | 10,84180431 | 1,8692569x10 <sup>-27</sup> |
| 25       | 10,85695816 | 2,6644313x10 <sup>-27</sup> |
| 56       | 10,65415102 | 2,2756527x10 <sup>-26</sup> |
| 100      | 11,93424880 | 2,1063351x10 <sup>-29</sup> |
| 123      | 9,047353720 | 5,8525478x10 <sup>-23</sup> |
| 133      | 13,67002047 | 1,2644422x10 <sup>-33</sup> |
| 134      | 11,52051170 | 1,4164841x10 <sup>-28</sup> |
| 171      | 9,257015913 | 2,1011799x10 <sup>-23</sup> |

Tabela 5.8 - Valores de "n" e "β" determinados a partir da curva P x Δ do ensaio de Integral J. Corpo de prova padrão (ASTM E813-81), aço ASTM A516-GR65,  $\dot{K}=0,32$  MPa m<sup>1/2</sup> s<sup>-1</sup>, T = 298 K (25 °C).

| CP<br>Nº | n           | β                           |
|----------|-------------|-----------------------------|
| 8        | 3,943424996 | 1,0560836x10 <sup>-10</sup> |
| 9        | 6,492354171 | 1,2919659x10 <sup>-16</sup> |
| 12       | 4,913057310 | 8,0362420x10 <sup>-13</sup> |
| 15       | 4,687172264 | 2,1725844x10 <sup>-12</sup> |
| 16       | 4,878076542 | 1,1552076x10 <sup>-12</sup> |
| 18 A     | 4,168090764 | 3,6886269x10 <sup>-11</sup> |
| 18 B     | 5,234231876 | 1,6675105x10 <sup>-13</sup> |
| 19       | 5,153090971 | 2,2347571x10 <sup>-13</sup> |

Na Tabela 5.9, podem ser observados os valores de "n" e "β" determinados a partir da curva P x Δ do ensaio de Integral J, Figuras 5.11, 5.12 e Anexo I, usadas para levantar a curva de resistência J-R pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Ensaio realizado a baixa temperatura, 233 K (-40 °C) para o aço da classe API 5L-X70.

Tabela 5.9 - Valores de "n" e "β" determinados a partir da curva P x Δ do ensaio de Integral J. Corpo de prova padrão (ASTM E813-81), aço API 5L-X70,  $\dot{K}=0,32$  MPa m<sup>1/2</sup> s<sup>-1</sup>, T = 233 K (-40 °C).

| CP<br>Nº | n           | β                           |
|----------|-------------|-----------------------------|
| 1        | 7,892441803 | 1,9474138x10 <sup>-20</sup> |
| 2        | 7,630973344 | 5,2534742x10 <sup>-20</sup> |
| 17       | 7,754008999 | 5,7237351x10 <sup>-20</sup> |
| 33       | 7,570299696 | 9,2855326x10 <sup>-20</sup> |
| 106      | 7,275628705 | 9,6169054x10 <sup>-19</sup> |

### 5.2.3 - DETERMINAÇÃO DA CURVA DE CALIBRAÇÃO COM "n" E "β"

#### DETERMINADOS A PARTIR DA CURVA TENSÃO VERSUS

#### DEFORMAÇÃO VERDADEIRA

Nas Figuras 5.13 a 5.16, podem ser observadas as curvas de calibração obtidas com os valores de "n" determinados a partir da curva de tensão versus deformação verdadeira e "β" determinados a partir da Equação 4.12, para os aços da classe API 5L-X70 e ASTM A516-GR65. Ensaio realizado à temperatura ambiente.

Uma vez que este método é menos preciso, HERRERA e LANDES [19] foram tomados como exemplos e para fins de comparação apenas dois casos para cada um dos aços estudados.

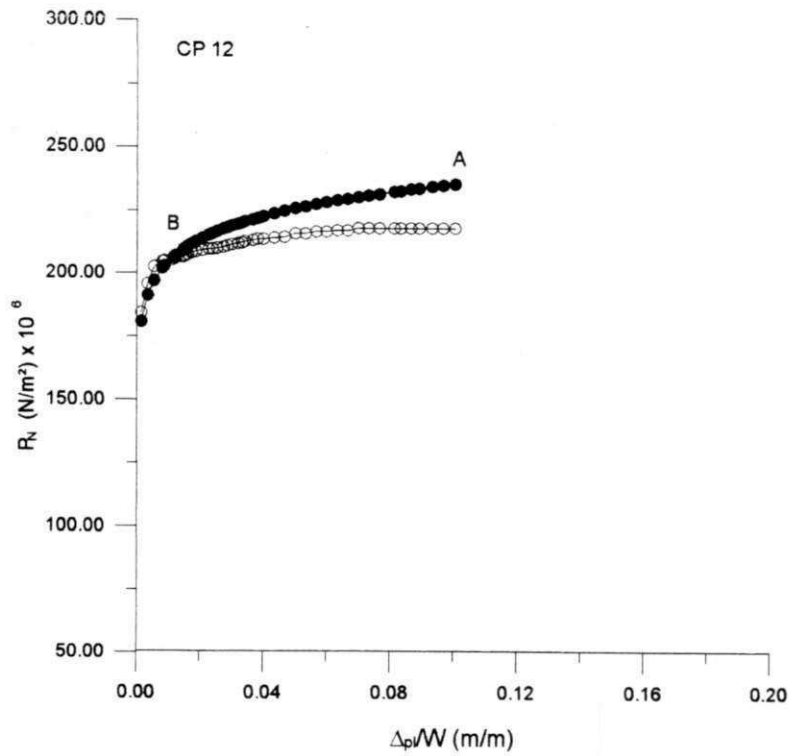


Figura 5.13 - Curva de calibração obtida com “n” e “β” determinados a partir da curva tensão versus deformação verdadeira. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C).

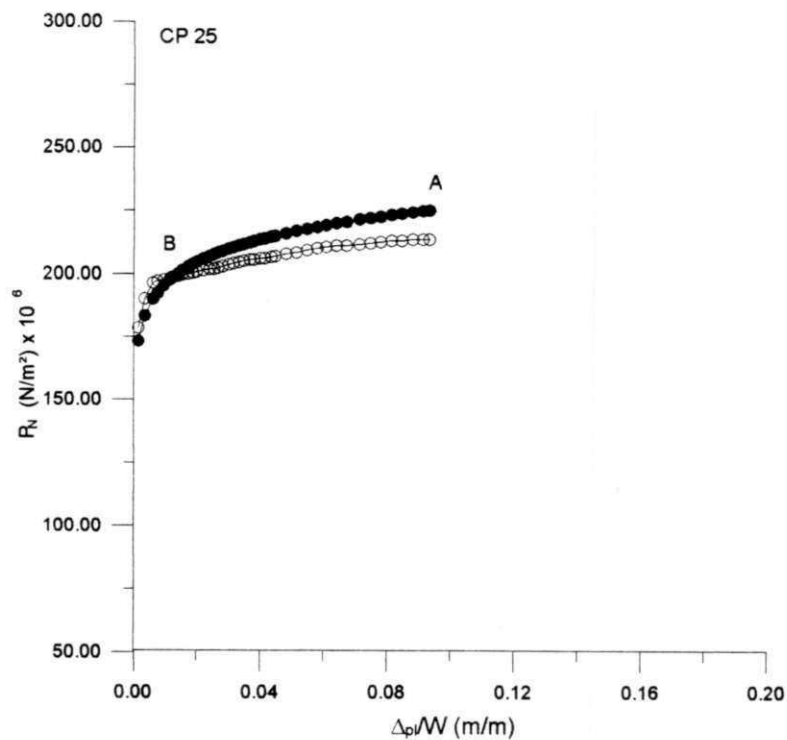


Figura 5.14 - Curva de calibração obtida com “n” e “β” determinados a partir da curva tensão versus deformação verdadeira. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C).



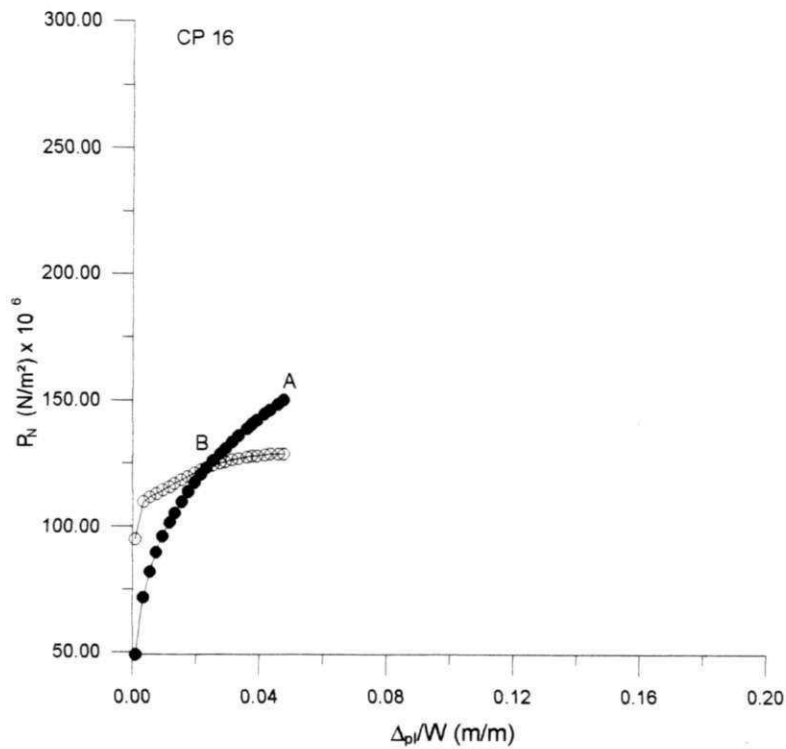


Figura 5.15 - Curva de calibração obtida com “n” e “ $\beta$ ” determinados a partir da curva tensão versus deformação verdadeira. Aço da classe ASTM A516-GR65, ensaio realizado a temperatura de 298 K (25 °C).

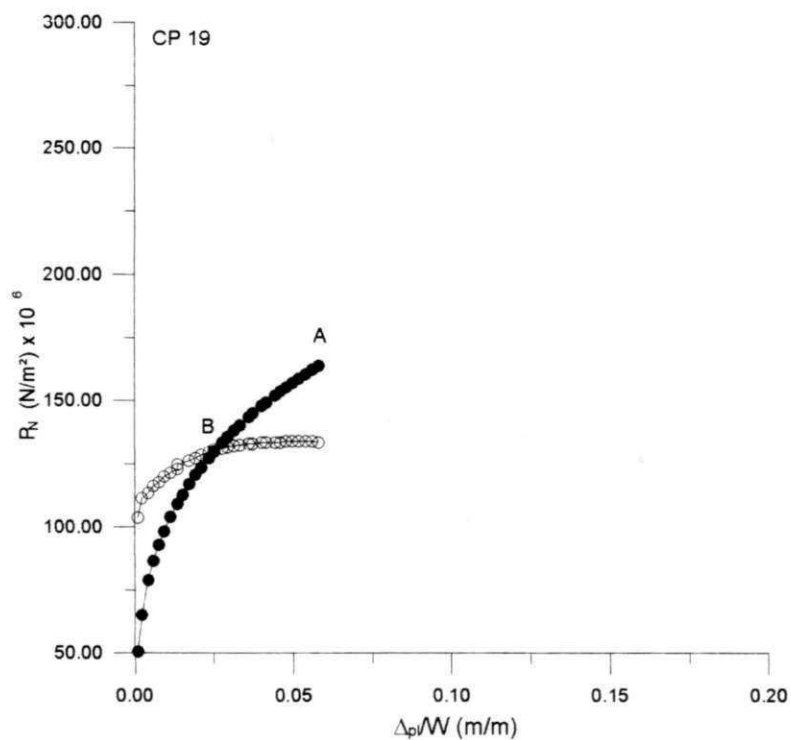


Figura 5.16 - Curva de calibração obtida com “n” e “ $\beta$ ” determinados da curva tensão versus deformação verdadeira. Aço da classe ASTM A516-GR65, ensaio realizado a temperatura de 298 K (25 °C).

Nas Figuras 5.17 e 5.18, podem ser observadas as curvas de calibração obtidas com os valores de "n" determinados a partir da curva de tensão versus deformação verdadeira e de "β" determinados a partir da Equação 4.12, para o aço da classe API 5L-X70. Ensaio realizado a 233 K (-40 °).

Uma vez que este método é menos preciso, HERRERA e LANDES [19], foram tomados como exemplos para fins de comparação apenas dois casos para o aço estudado.

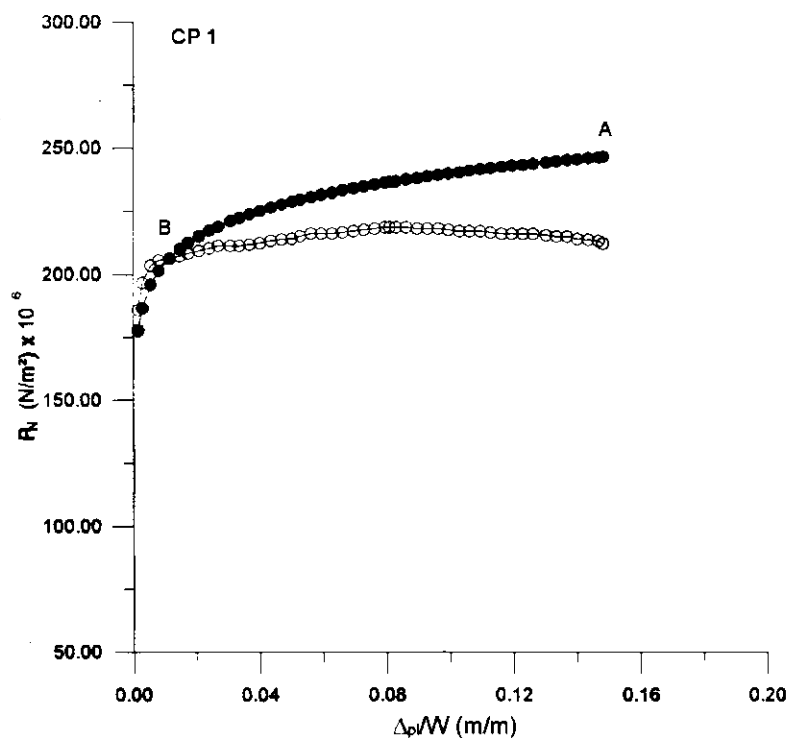


Figura 5.17 - Curva de calibração obtida com "n" e "β" determinados a partir da curva tensão versus deformação verdadeira. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura de 233 K (-40 °C).

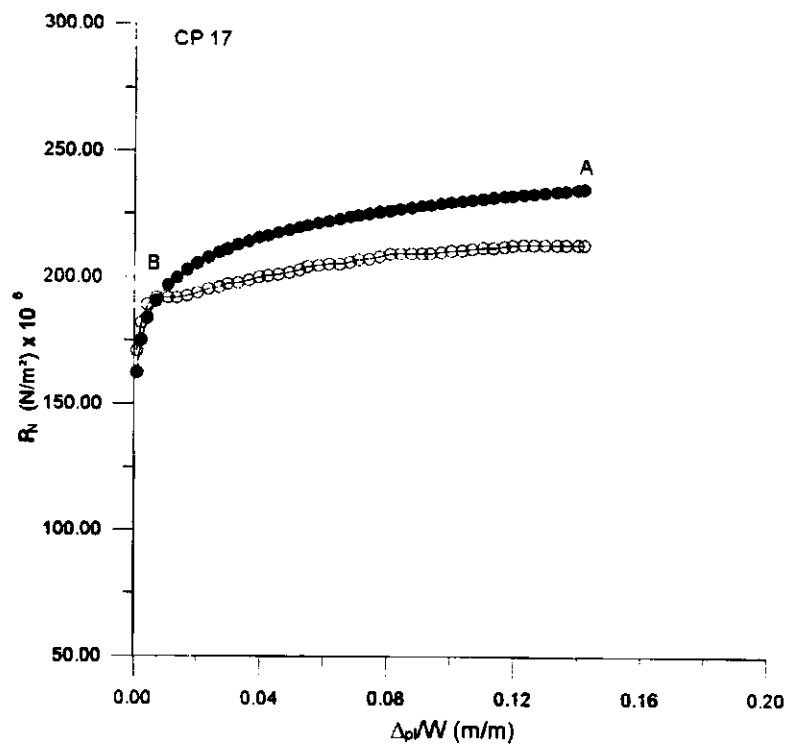


Figura 5.18 - Curva de calibração obtida com "n" e "β" determinados a partir da curva tensão versus deformação verdadeira. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura de 233 K (-40 °C).

#### 5.2.4 - DETERMINAÇÃO DA CURVA DE CALIBRAÇÃO COM "n" E "β" DETERMINADOS A PARTIR DA CURVA P x Δ DO ENSAIO DE INTEGRAL J

Nas Figuras 5.19 a 5.34, podem ser observadas as curvas de calibração obtidas com os valores de "n" e "β" determinados diretamente a partir da curva P x Δ do ensaio de Integral J, para os aços da classe API 5L-X70 e ASTM A516-GR65. Ensaio realizado à temperatura ambiente.

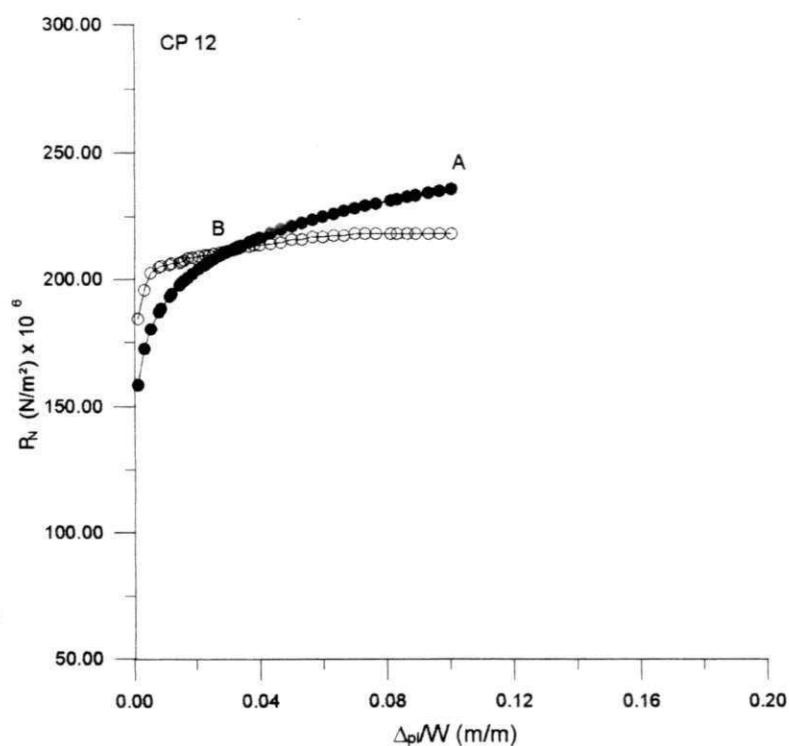


Figura 5.19 - Curva de calibração, com “n” e “β” determinados a partir da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J. Aço da classe API 5L-X70, ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C), corpo de prova N<sup>o</sup> 12.

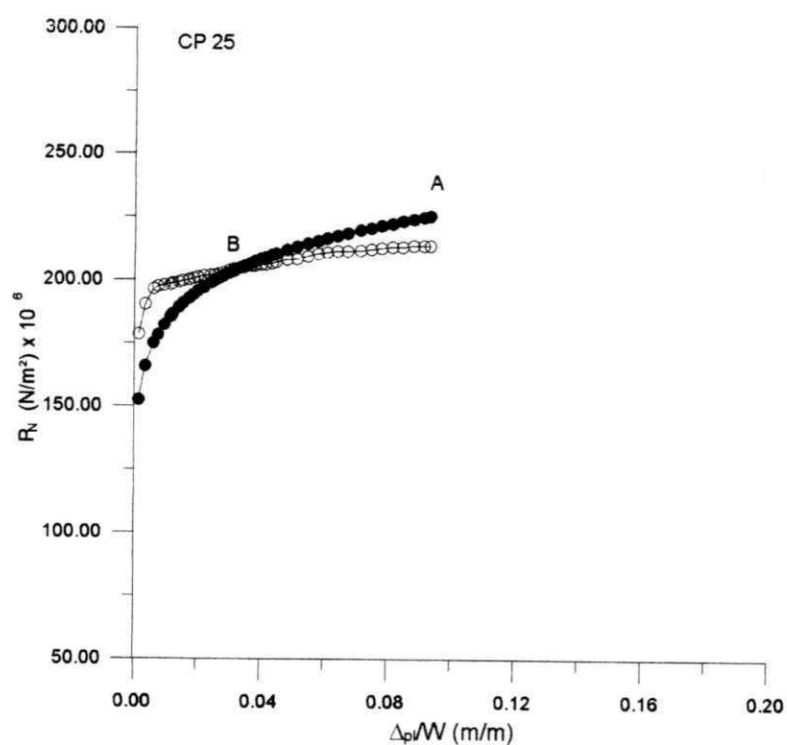


Figura 5.20 - Curva de calibração, com “n” e “β” determinados a partir da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C), corpo de prova N<sup>o</sup> 25.

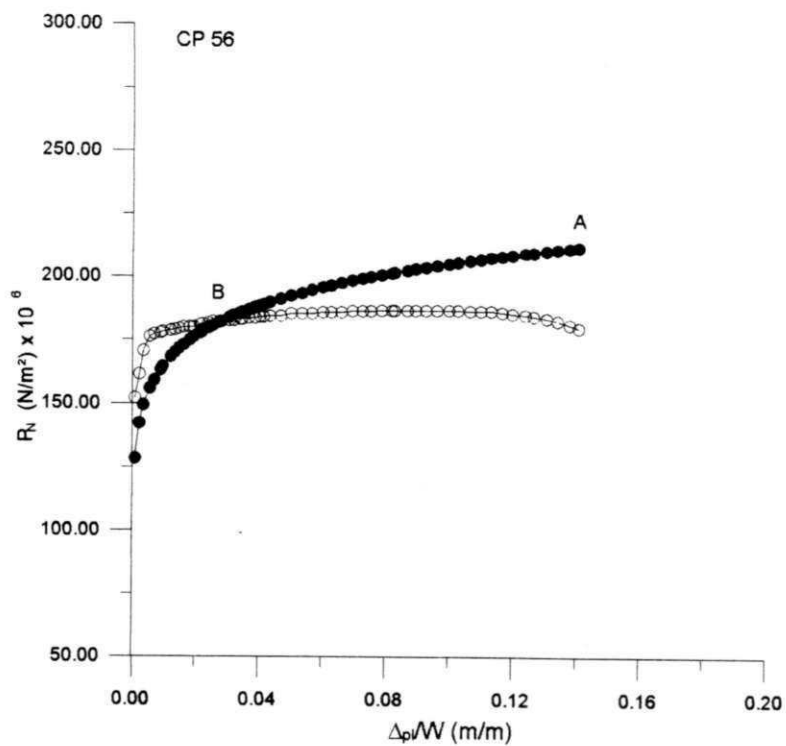


Figura 5.21 - Curva de calibração, com “n” e “ $\beta$ ” determinados a partir da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J. Aço da classe API 5L-X70, ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C), corpo de prova N<sup>o</sup> 56.

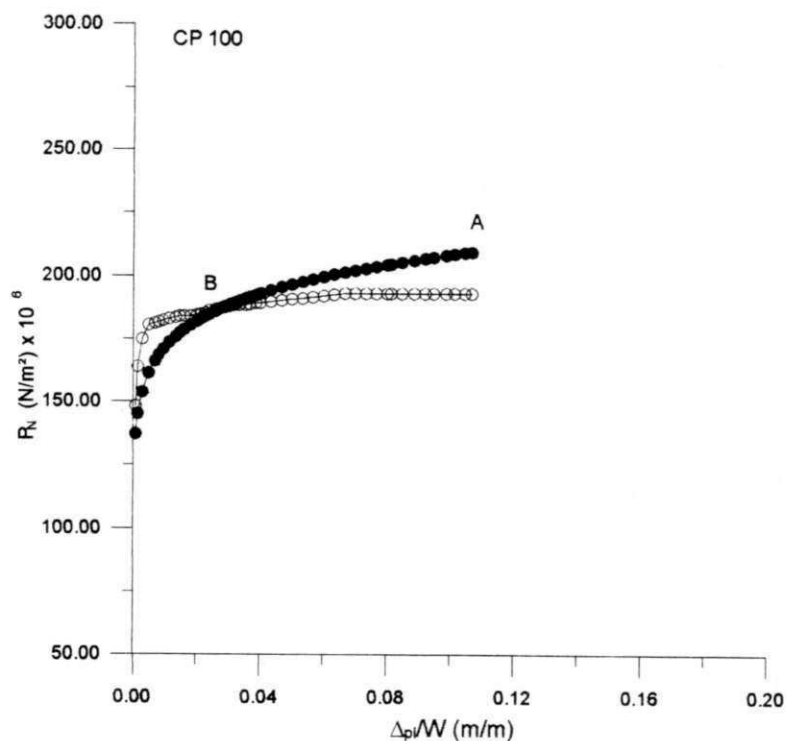


Figura 5.22 - Curva de calibração, com “n” e “ $\beta$ ” determinados a partir da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C), corpo de prova N<sup>o</sup> 100.

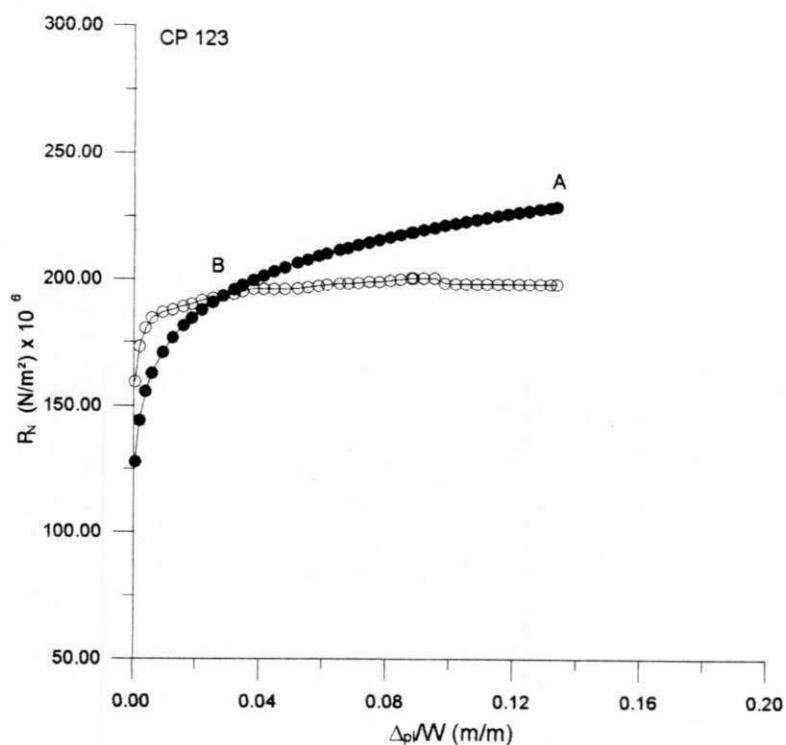


Figura 5.23 - Curva de calibração, com “n” e “ $\beta$ ” determinados a partir da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J. Aço da classe API 5L-X70, ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C), corpo de prova N<sup>o</sup> 123.

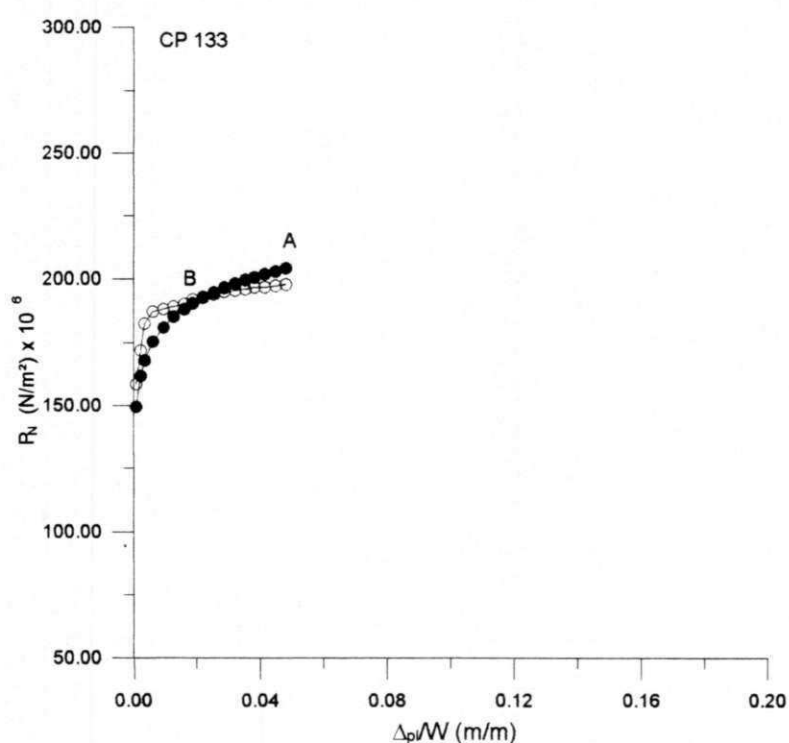


Figura 5.24 - Curva de calibração, com “n” e “ $\beta$ ” determinados a partir da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C), corpo de prova N<sup>o</sup> 133.

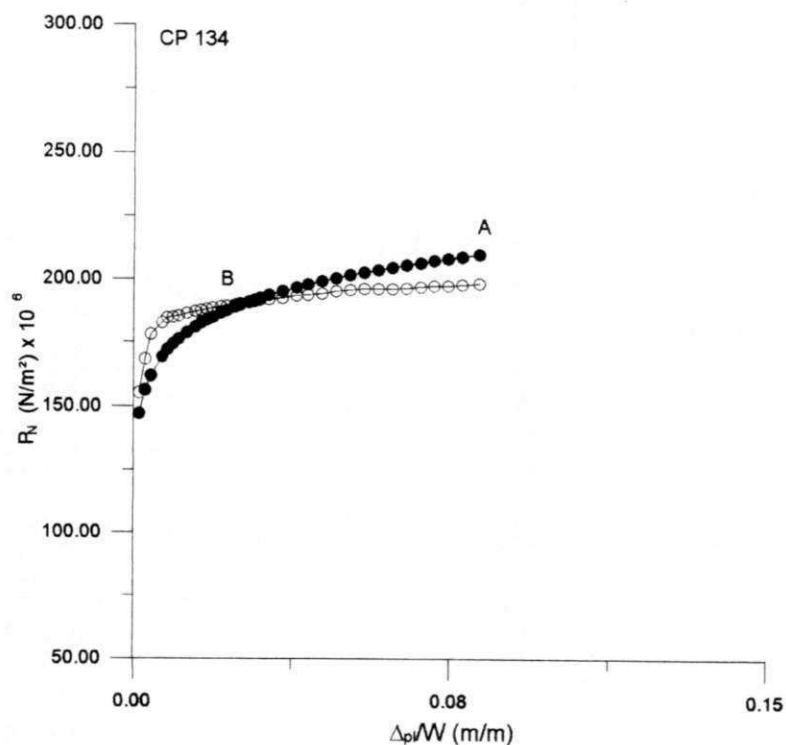


Figura 5.25 - Curva de calibração, com “n” e “β” determinados a partir da curva P x Δ do ensaio de Integral J. Aço da classe API 5L-X70, ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C), corpo de prova N<sup>o</sup> 134.

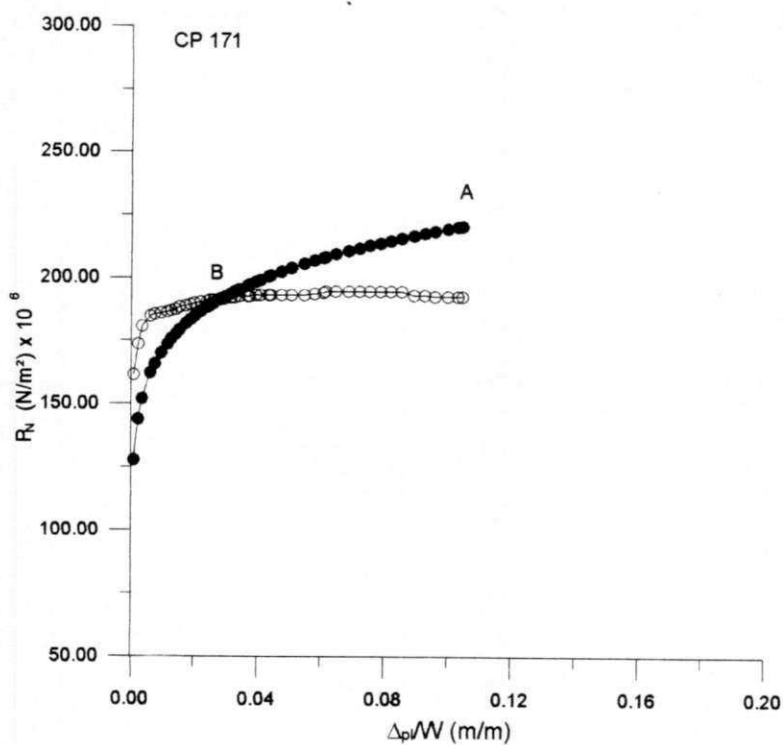


Figura 5.26 - Curva de calibração, com “n” e “β” determinados a partir da curva P x Δ do ensaio de Integral J. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C), corpo de prova N<sup>o</sup> 171.

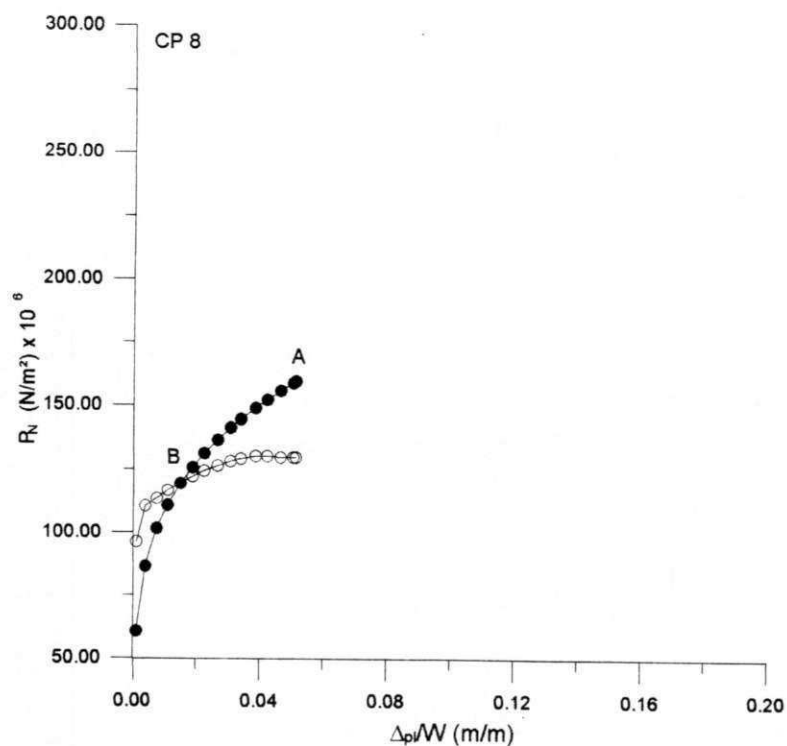


Figura 5.27 - Curva de calibração com “n” e “ $\beta$ ” determinados a partir da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J. Aço da classe ASTM A 516-GR65, ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C), corpo de prova N° 8.

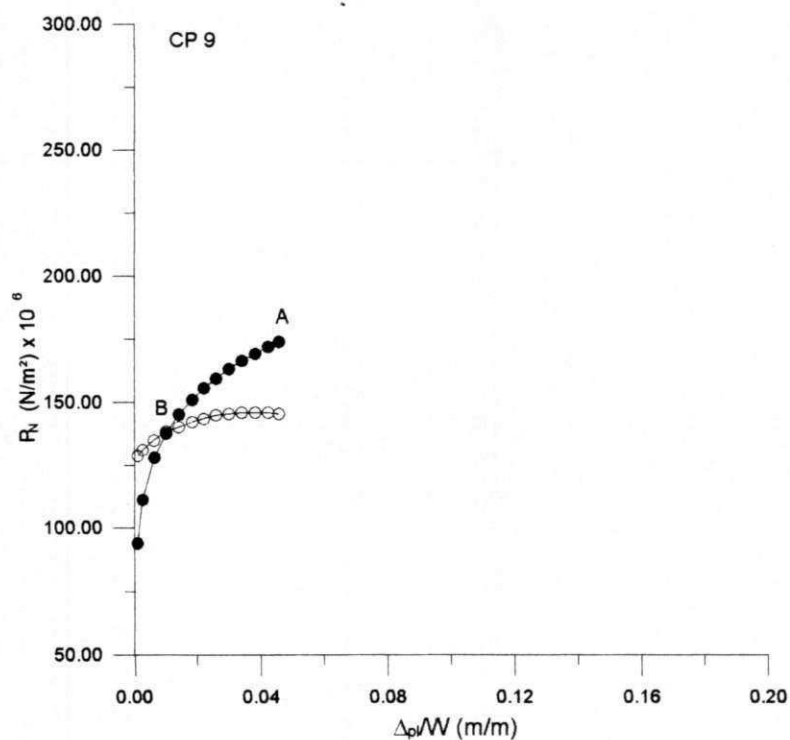


Figura 5.28 - Curva de calibração, com “n” e “ $\beta$ ” determinados da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J para o aço da classe ASTM A516-GR65, ensaio realizado à temperatura de 298 K (25 °C), corpo de prova N° 9.



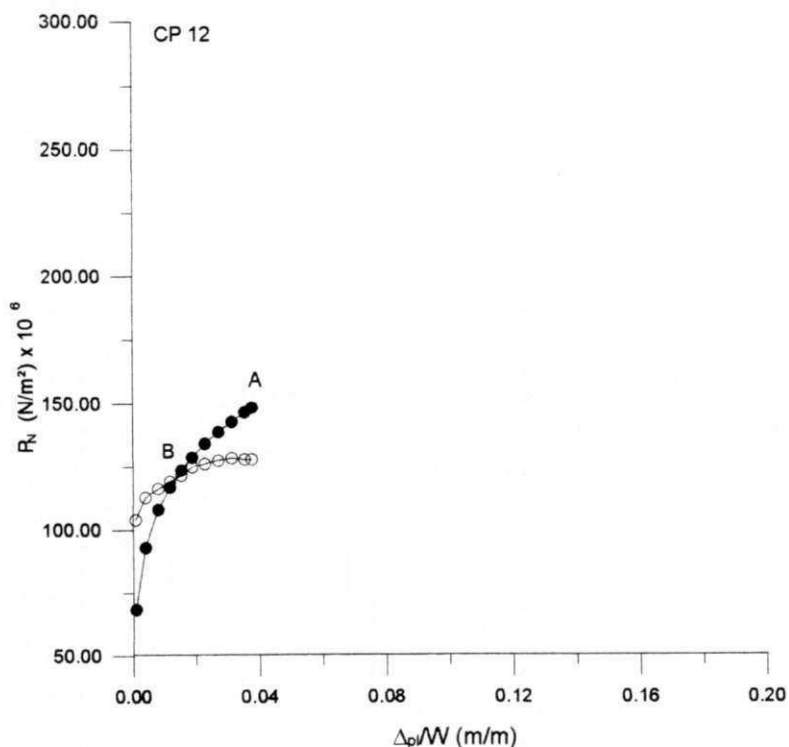


Figura 5.29 - Curva de calibração com “n” e “ $\beta$ ” determinados a partir da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J. Aço da classe ASTM A 516-GR65, ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C), corpo de prova N<sup>o</sup> 12.

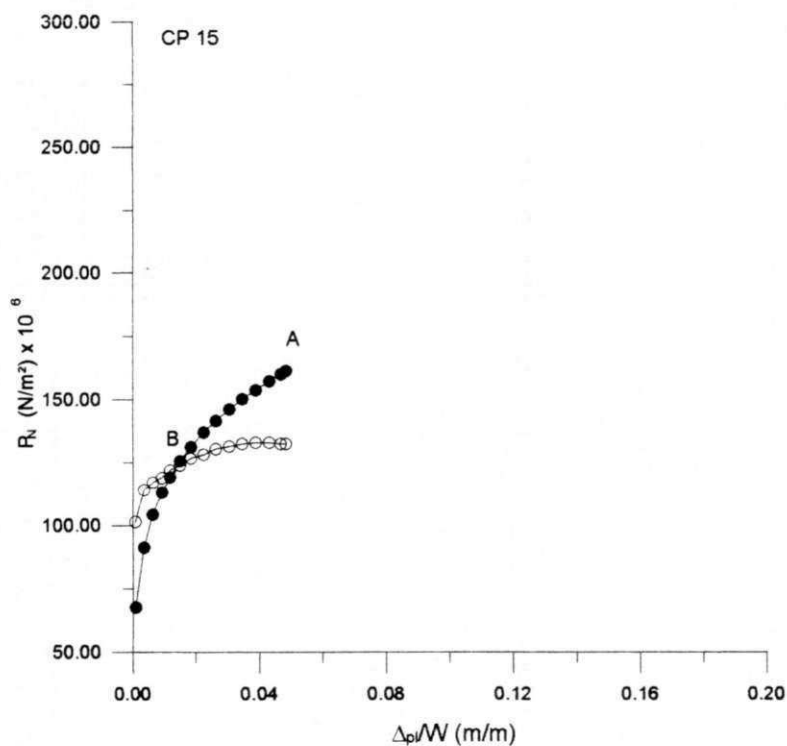


Figura 5.30 - Curva de calibração com “n” e “ $\beta$ ” determinados a partir da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J. Aço da classe ASTM A 516-GR65, ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C), corpo de prova N<sup>o</sup> 15.

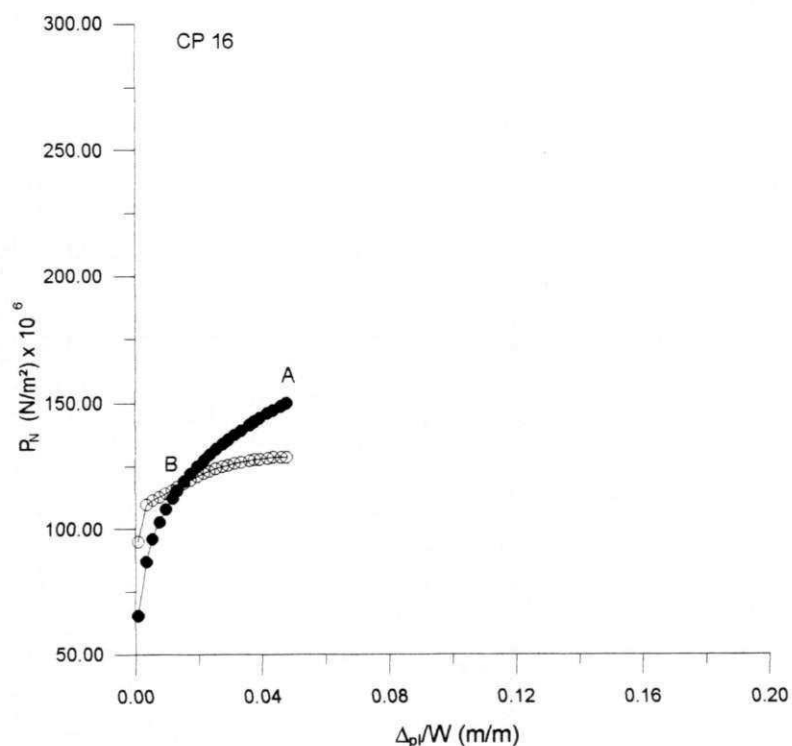


Figura 5.31 - Curva de calibração, com “n” e “β” determinados da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J para o aço da classe ASTM A516-GR65, ensaio realizado à temperatura de 298 K (25 °C), corpo de prova N° 16.

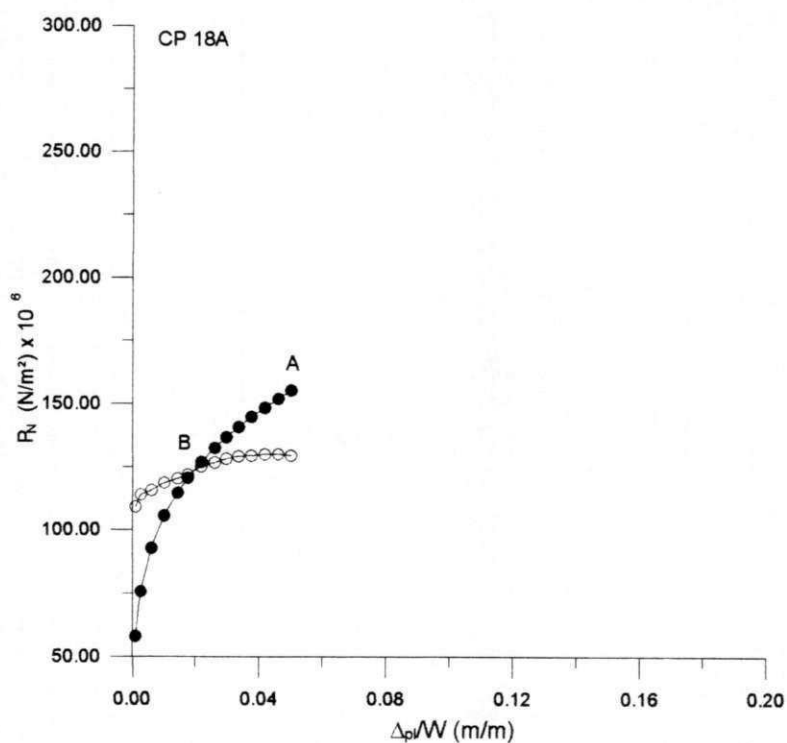


Figura 5.32 - Curva de calibração, com “n” e “β” determinados da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J para o aço da classe ASTM A516-GR65, ensaio realizado à temperatura de 298 K (25 °C), corpo de prova N° 18 A.

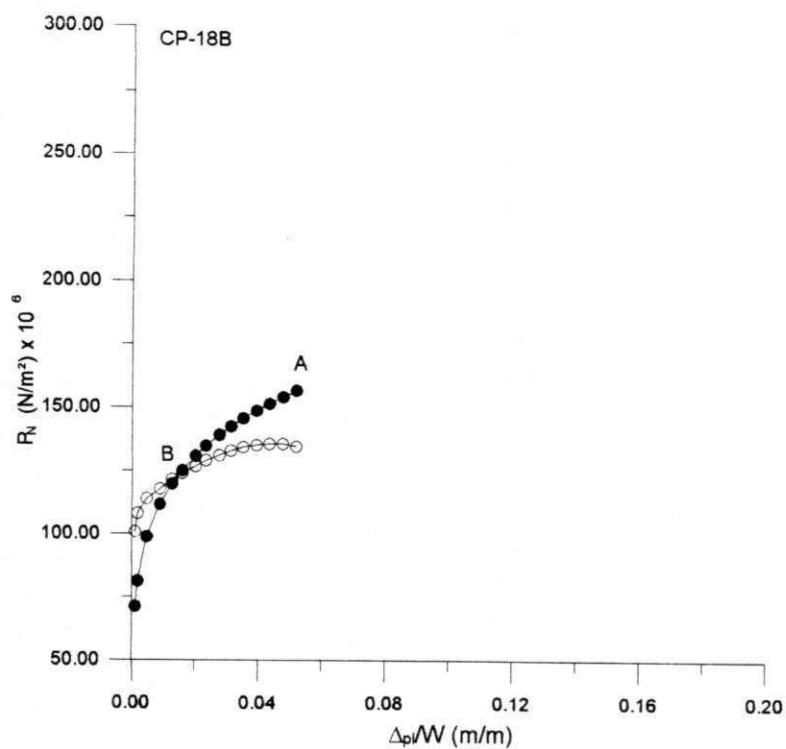


Figura 5.33 - Curva de calibração com “n” e “ $\beta$ ” determinados a partir da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J. Aço da classe ASTM A 516-GR65, ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C), corpo de prova N<sup>o</sup> 18 B.

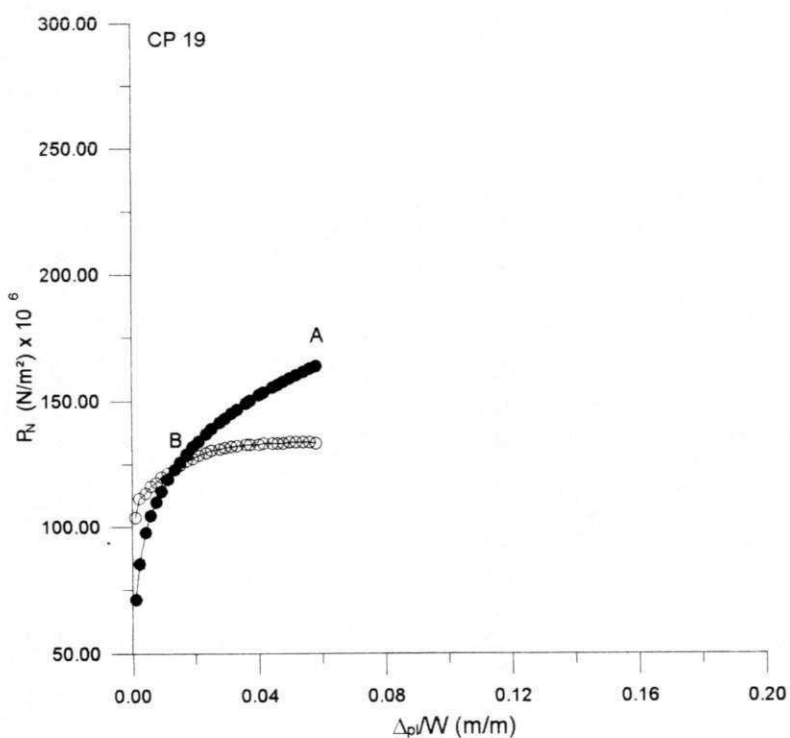


Figura 5.34 - Curva de calibração, com “n” e “ $\beta$ ” determinados da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J para o aço da classe ASTM A516-GR65, ensaio realizado à temperatura de 298 K (25 °C), corpo de prova N<sup>o</sup> 19.

Nas Figuras 5.35 a 5.39 podem ser observadas as curvas de calibração obtidas com os valores de "n" determinados diretamente a partir da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J, para o aço da classe API 5L-X70. Ensaio realizado à temperatura de 233 K (-40 °C).

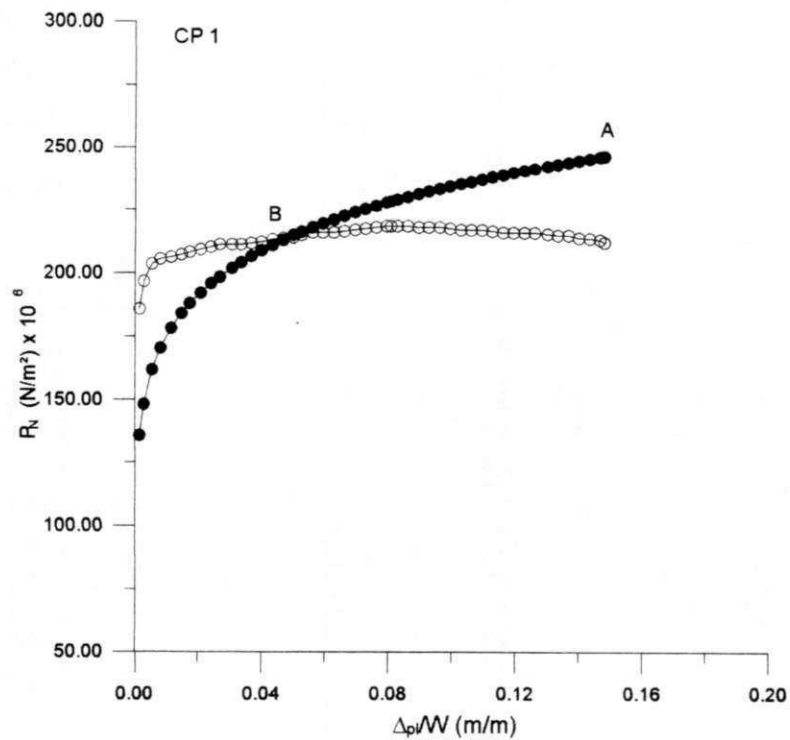


Figura 5.35 - Curva de calibração, com "n" e " $\beta$ " determinados a partir da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura de 233 K (-40 °C), corpo de prova N<sup>o</sup> 1.

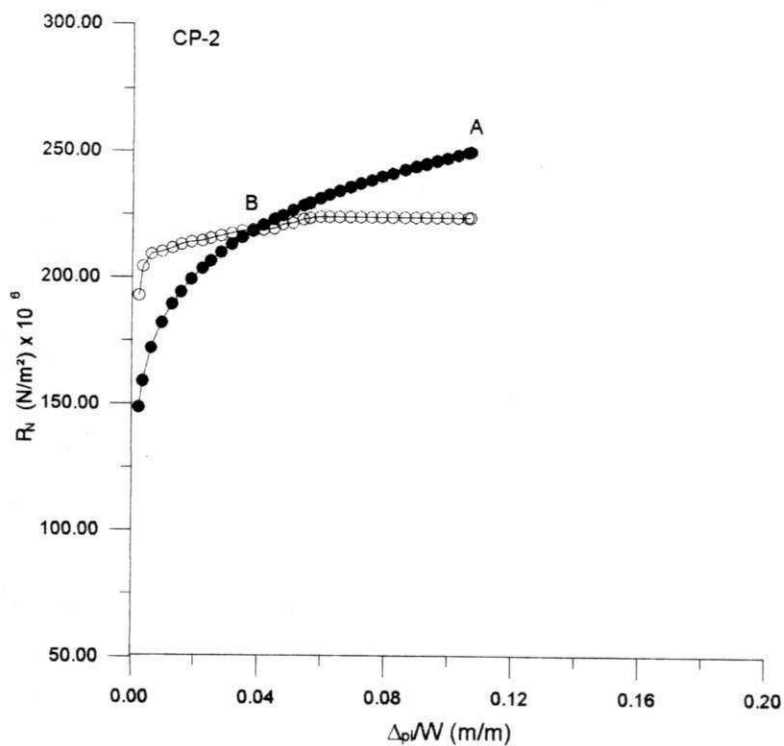


Figura 5.36 - Curva de calibração, com “n” e “ $\beta$ ” determinados a partir da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura de 233 K (-40 °C), corpo de prova N<sup>o</sup> 2.

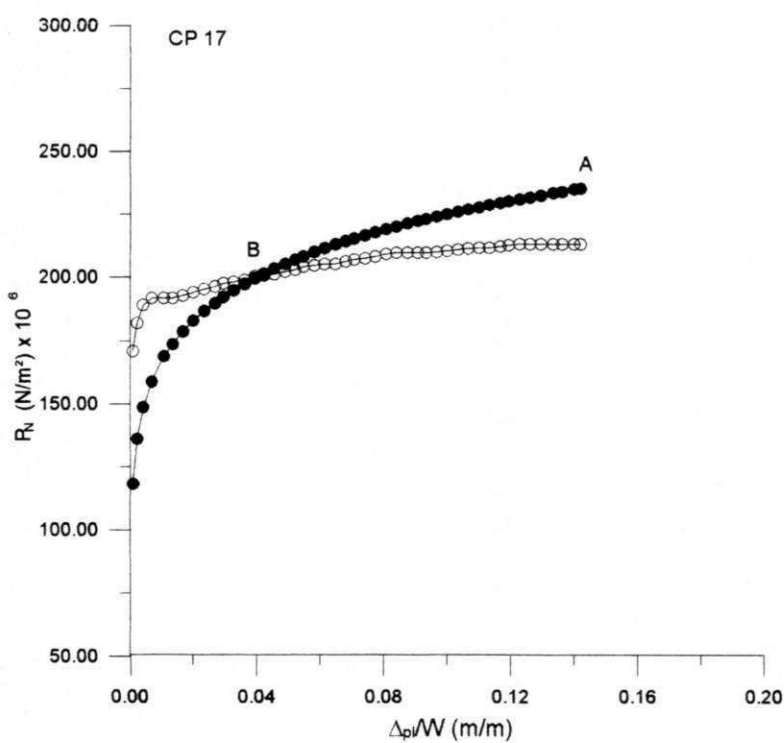


Figura 5.37 - Curva de calibração, com “n” e “ $\beta$ ” determinados a partir da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura de 233 K (-40 °C), corpo de prova N<sup>o</sup> 17.

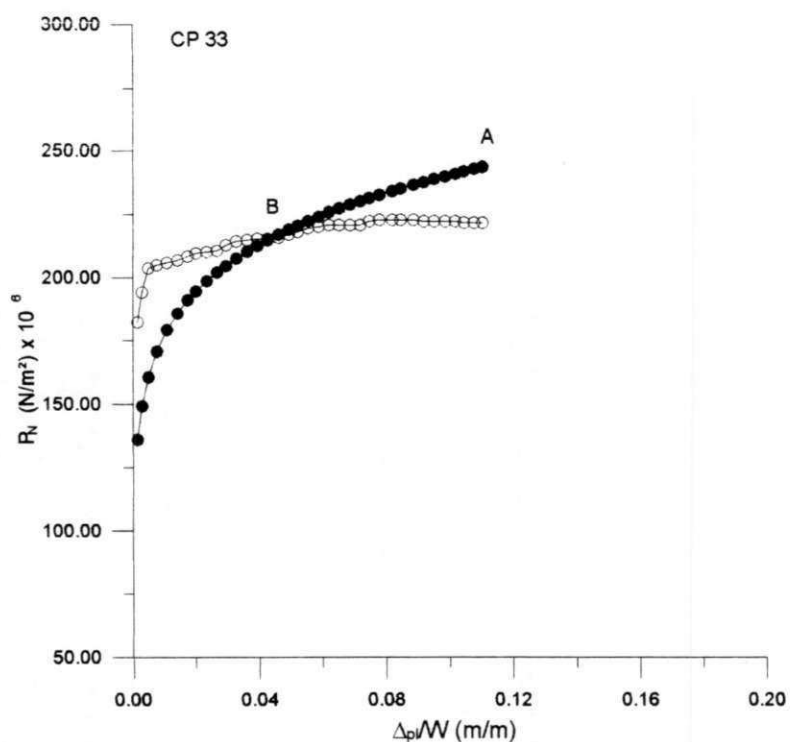


Figura 5.38 - Curva de calibração, com “n” e “β” determinados a partir da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura de 233 K (-40 °C), corpo de prova N° 33.

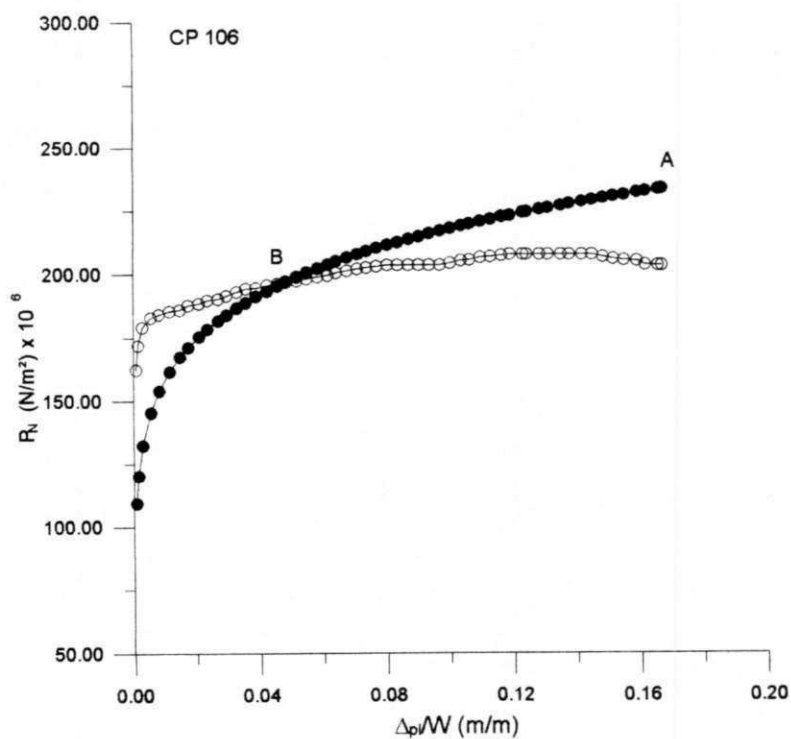


Figura 5.39 - Curva de calibração, com “n” e “β” determinados a partir da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura de 233 K (-40 °C), corpo de prova N° 106.

### 5.3 - CURVA DE RESISTÊNCIA J-R PELO MÉTODO DE UM ÚNICO CORPO DE PROVA - MÉTODO DE HERRERA E LANDES [19]

#### 5.3.1 - CURVA DE RESISTÊNCIA J-R PELO MÉTODO DE HERRERA E LANDES [19] COM "n" E "β" DETERMINADOS A PARTIR DA CURVA P x Δ DO ENSAIO DE INTEGRAL J

Nas Figuras 5.40 a 5.55, podem ser observadas as curvas de resistência J-R, obtidas pelo método de HERRERA e LANDES [19], para os aços estudados neste trabalho. Ensaios realizados à temperatura ambiente.

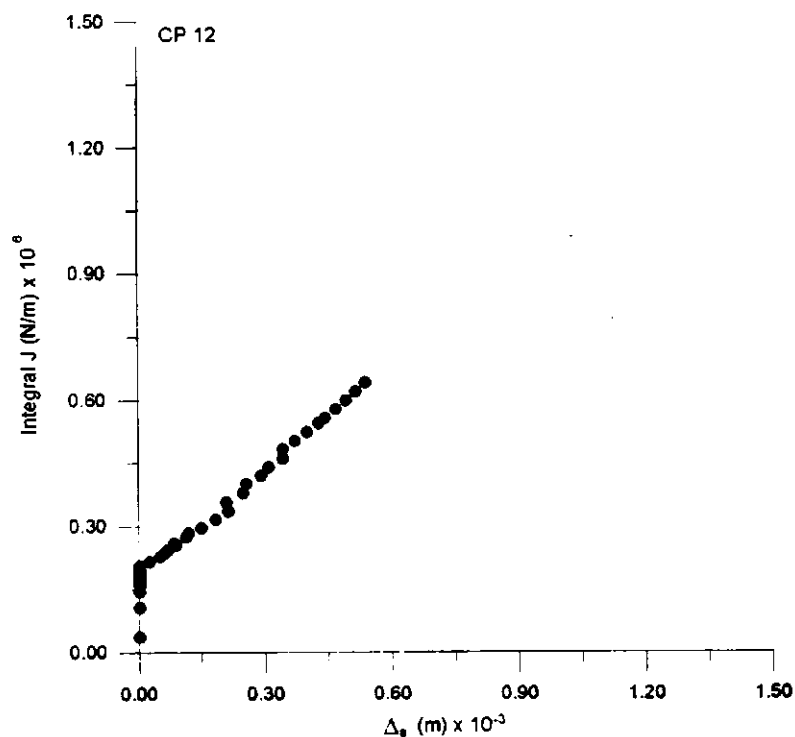


Figura 5.40 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup> 12, aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura ambiente.

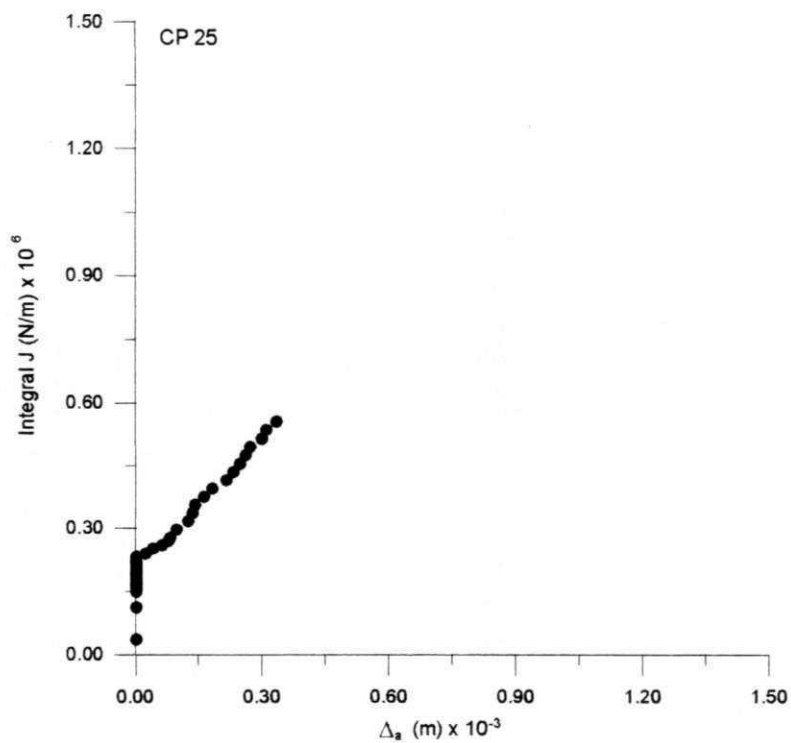


Figura 5.41 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup> 25, aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura ambiente.

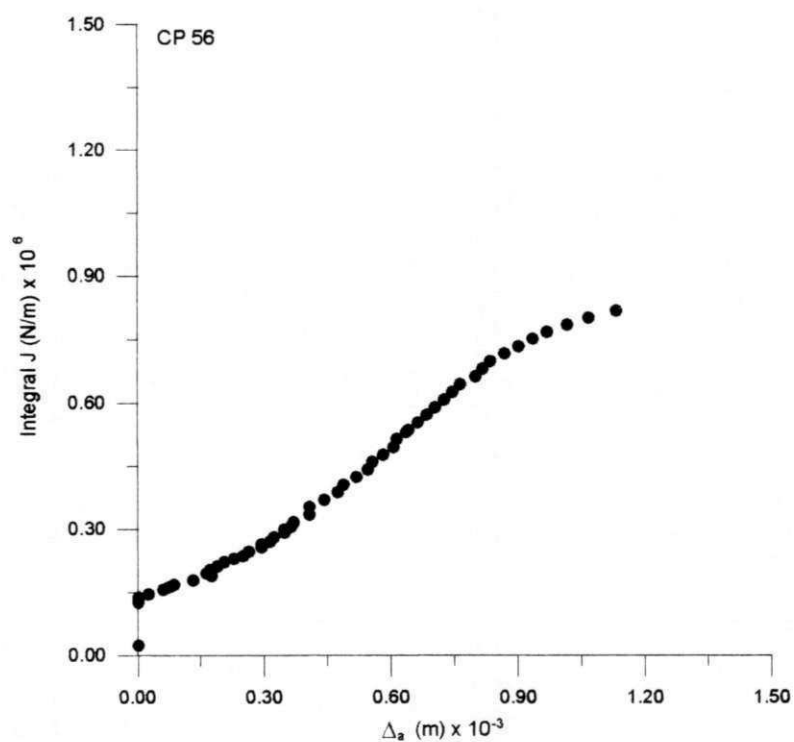


Figura 5.42 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup> 56, aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura ambiente.



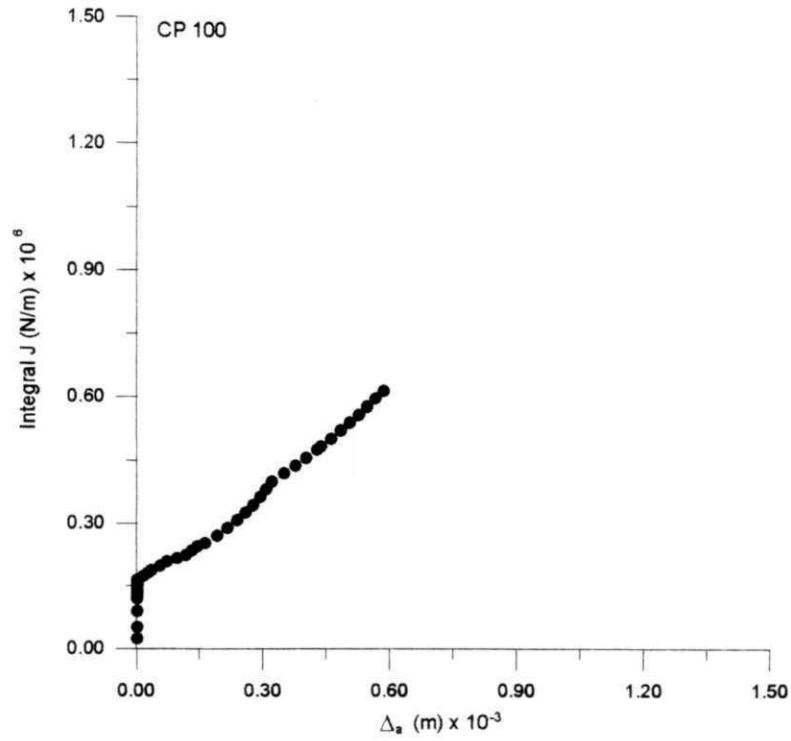


Figura 5.43 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup> 100, aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura ambiente.

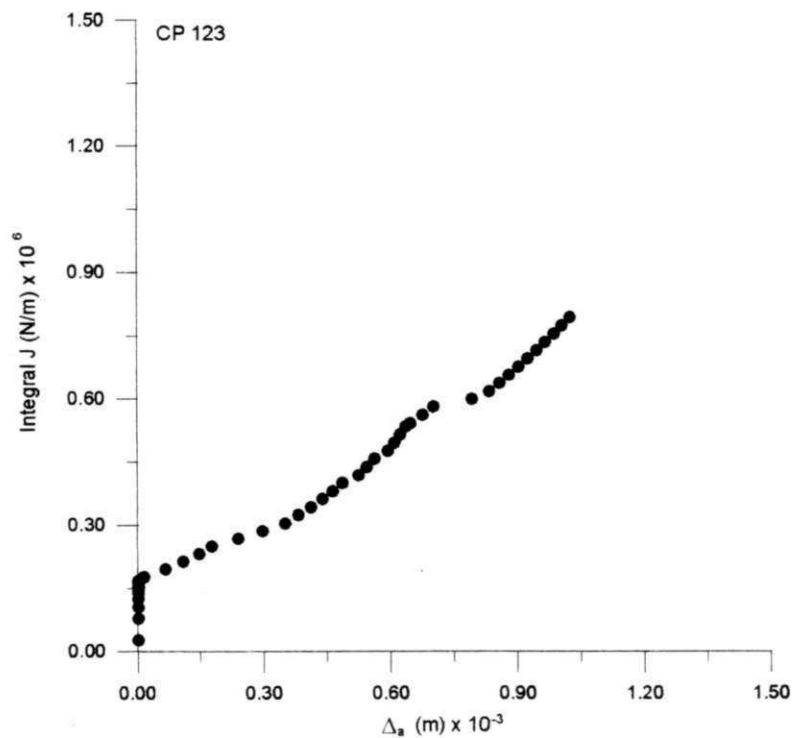


Figura 5.44 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup> 123, aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura ambiente.

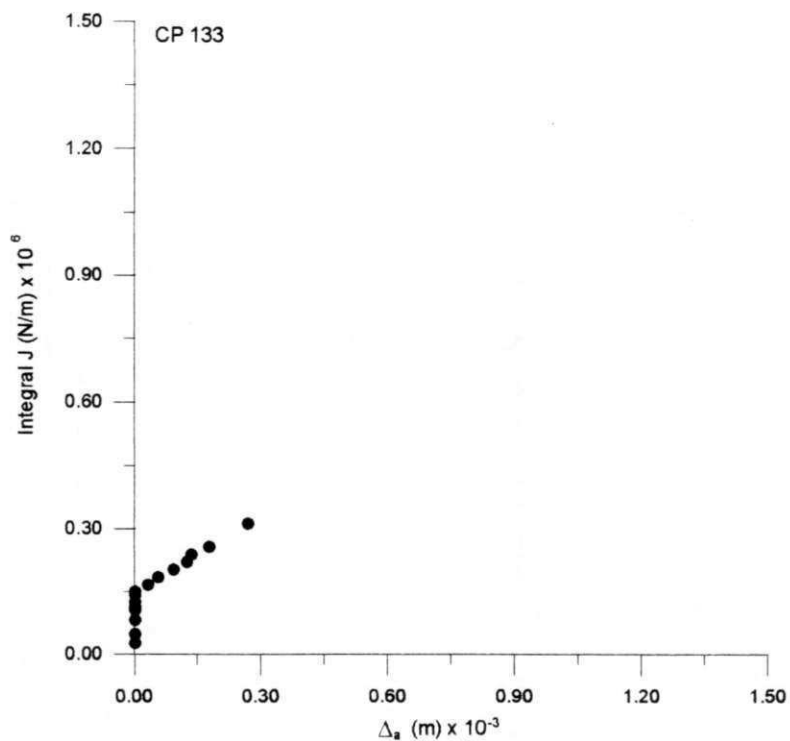


Figura 5.45 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup> 133, aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura ambiente.

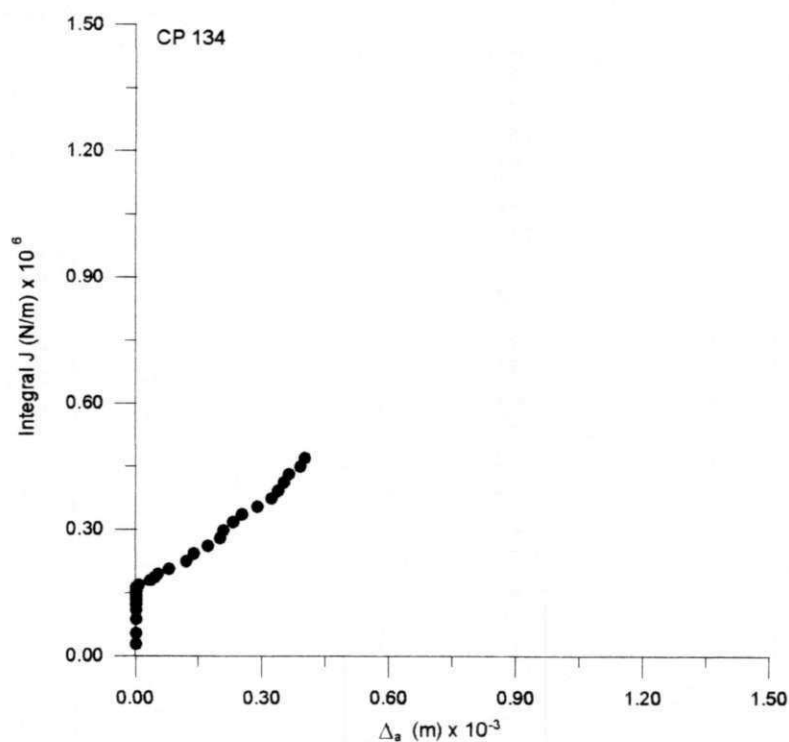


Figura 5.46 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup> 134, aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura ambiente.

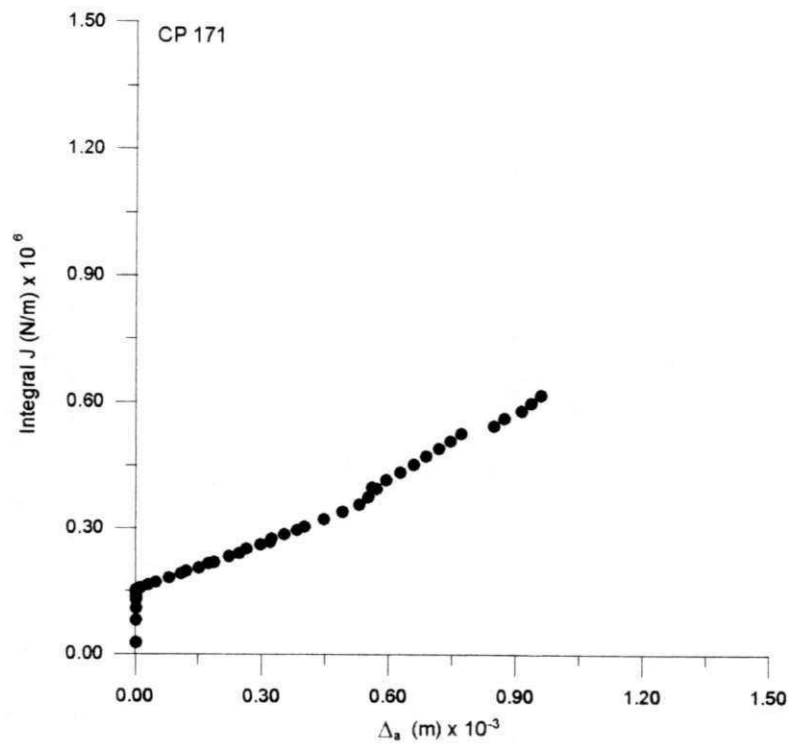


Figura 5.47 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup> 171, aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura ambiente.

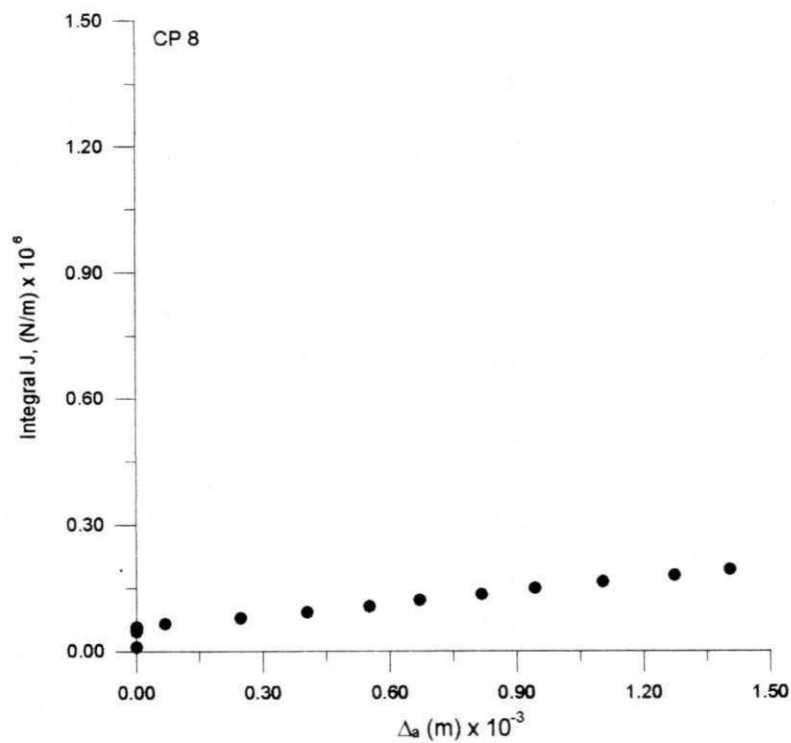


Figura 5.48 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup> 8, aço da classe ASTM A516-GR65 ensaiado à temperatura ambiente.

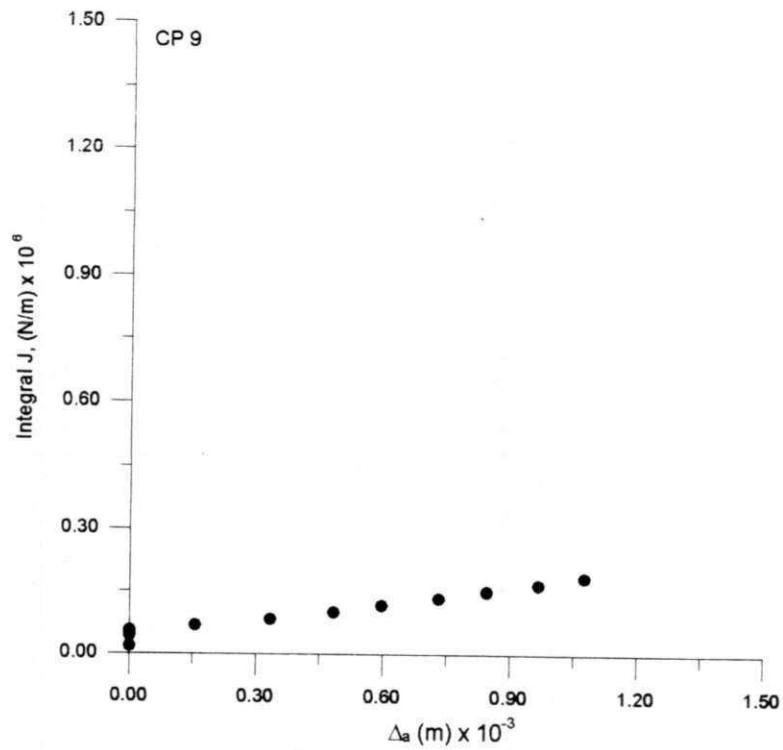


Figura 5.49 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup> 9, aço da classe ASTM A516-GR65 ensaiado à temperatura ambiente.

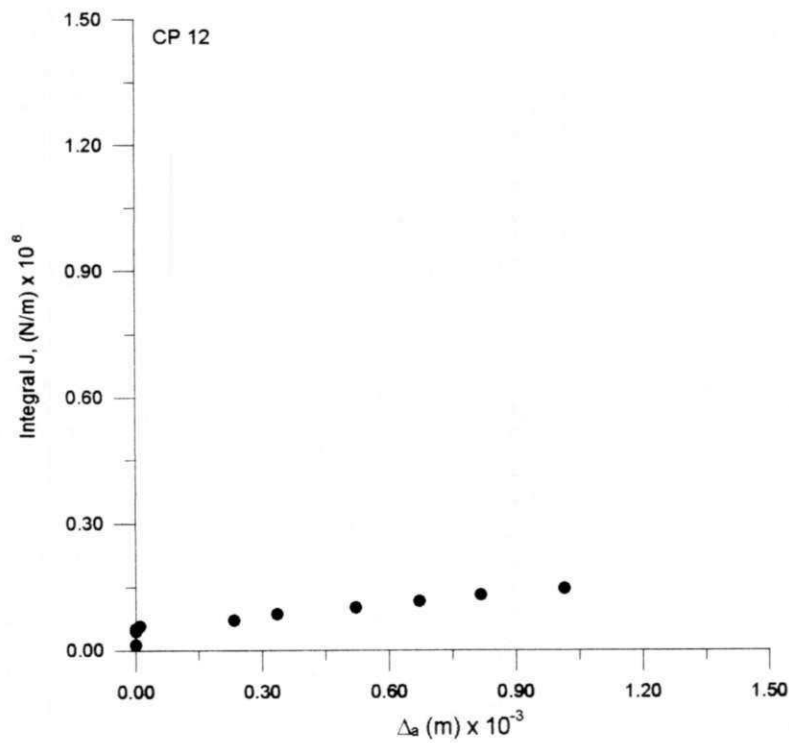


Figura 5.50 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup> 12, aço da classe ASTM A516-GR65 ensaiado à temperatura ambiente.

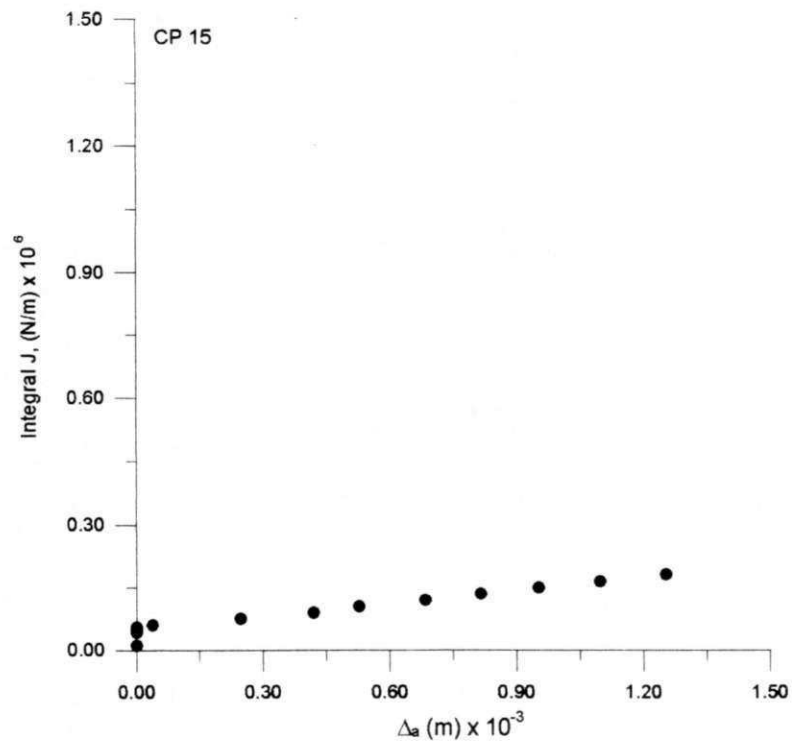


Figura 5.51 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup> 15, aço da classe ASTM A516-GR65 ensaiado à temperatura ambiente.

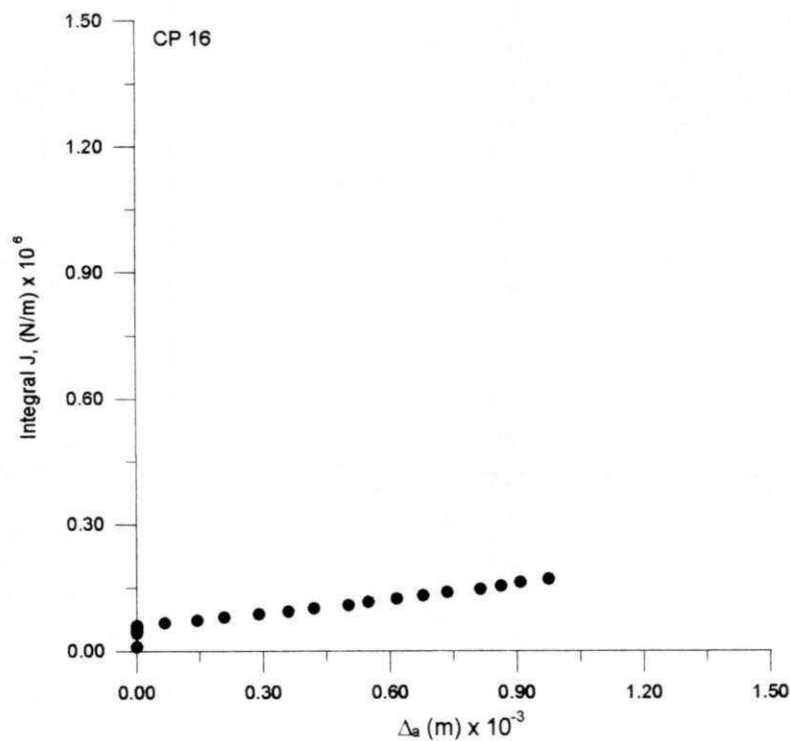


Figura 5.52 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup> 16, aço da classe ASTM A516-GR65 ensaiado à temperatura ambiente.

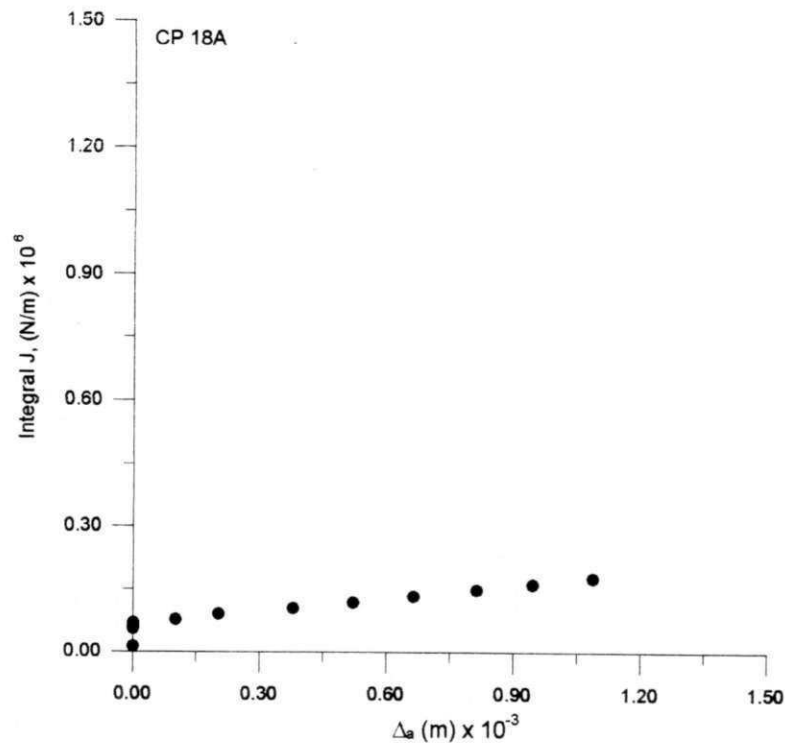


Figura 5.53 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup>18A, aço da classe ASTM A516-GR65 ensaiado à temperatura ambiente.

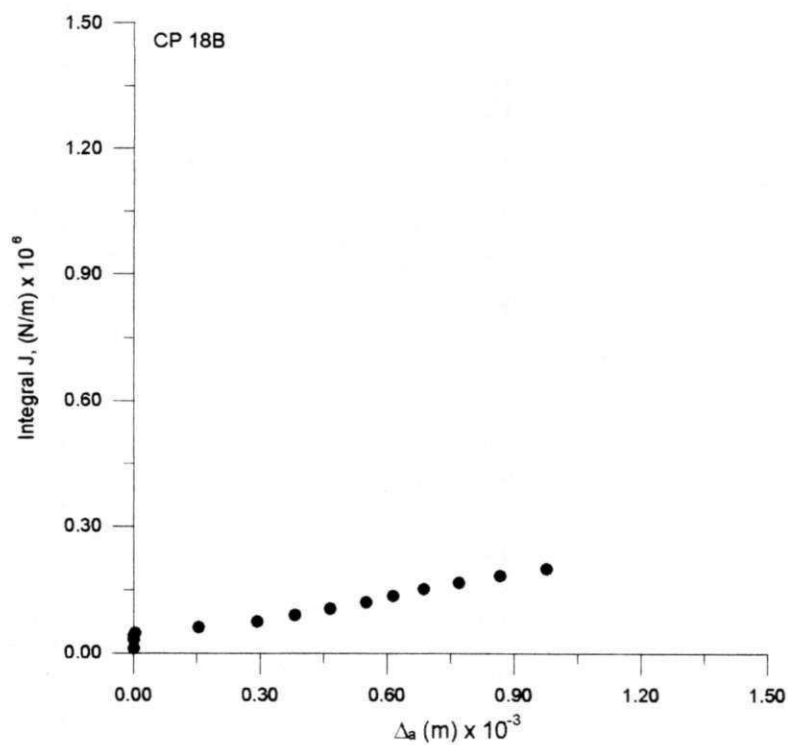


Figura 5.54 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup>18B, aço da classe ASTM A516-GR65 ensaiado à temperatura ambiente.

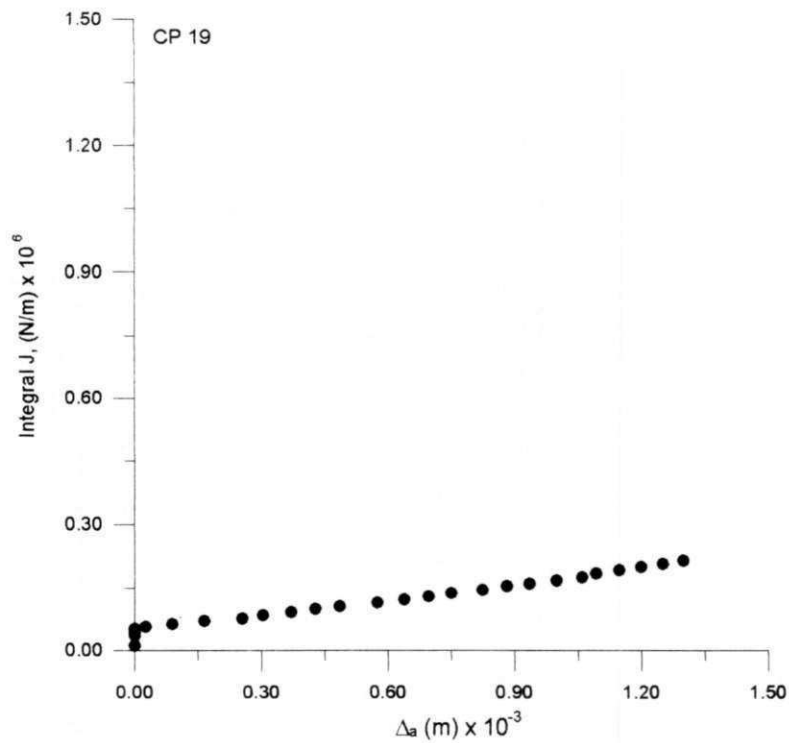


Figura 5.55 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup> 19, aço da classe ASTM A516-GR65 ensaiado à temperatura ambiente.

Nas Figuras 5.56 a 5.60 podem ser observadas as curvas de resistência J-R, obtidas pelo método de HERRERA e LANDES [19], para o aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura de 233 K (-40 °C).

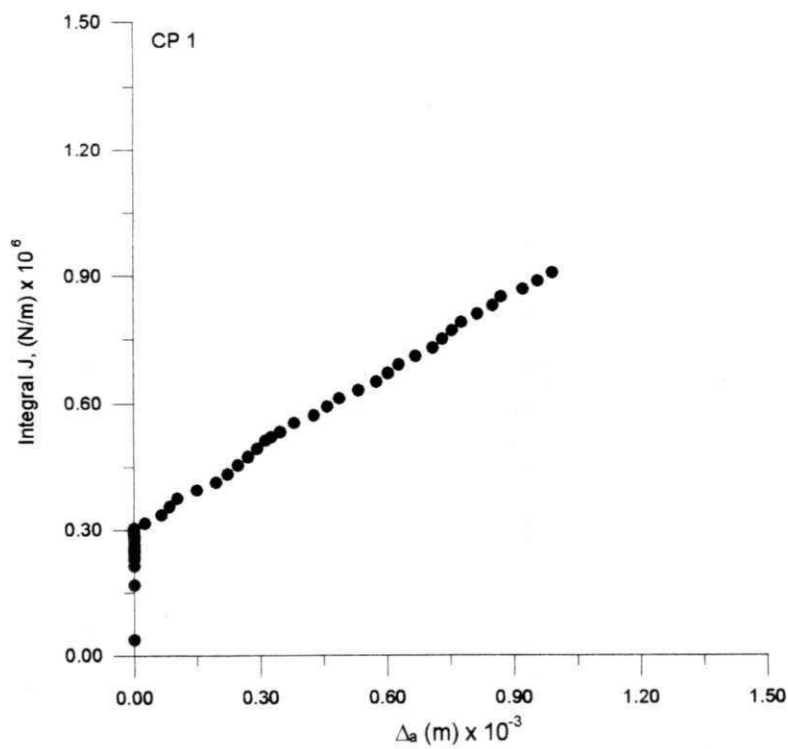


Figura 5.56 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup> 1, aço da classe API 5L-X70 ensaiado a baixa temperatura (233 K).

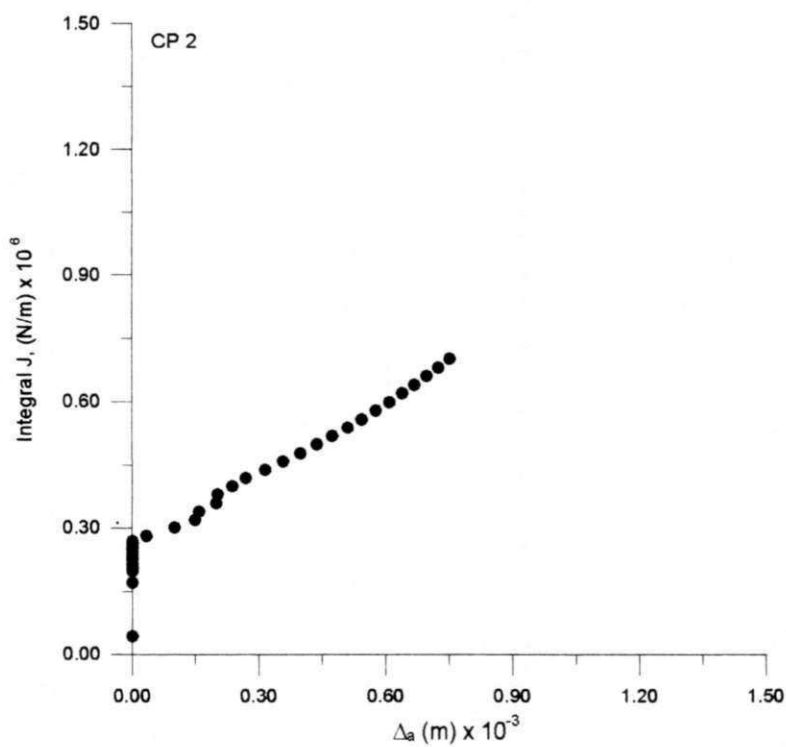


Figura 5.57 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup> 2, aço da classe API 5L-X70 ensaiado a baixa temperatura (233 K).



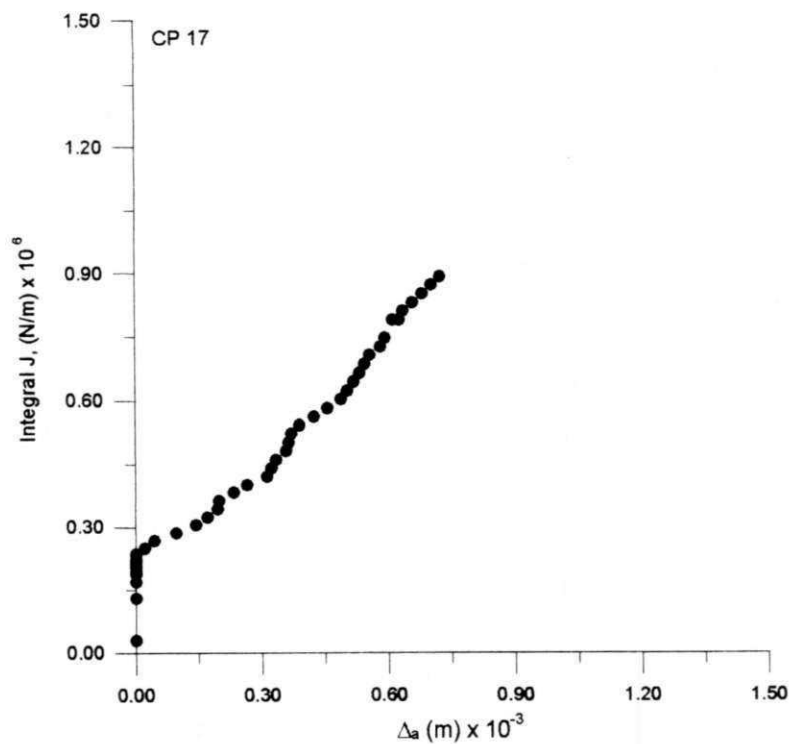


Figura 5.58 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup> 17, aço da classe API 5L-X70 ensaiado a baixa temperatura (233 K).

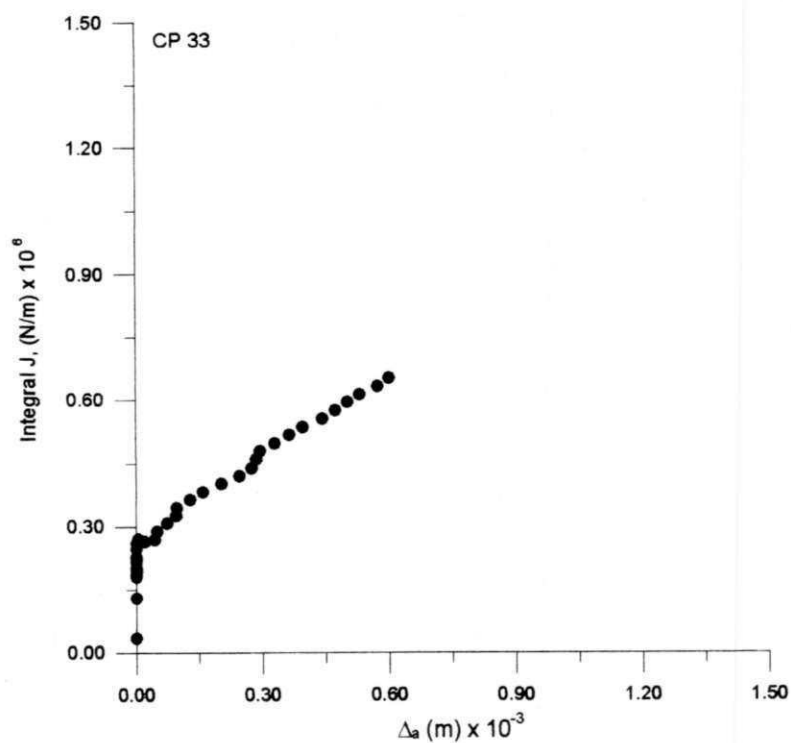


Figura 5.59 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup> 33, aço da classe API 5L-X70 ensaiado a baixa temperatura (233 K).

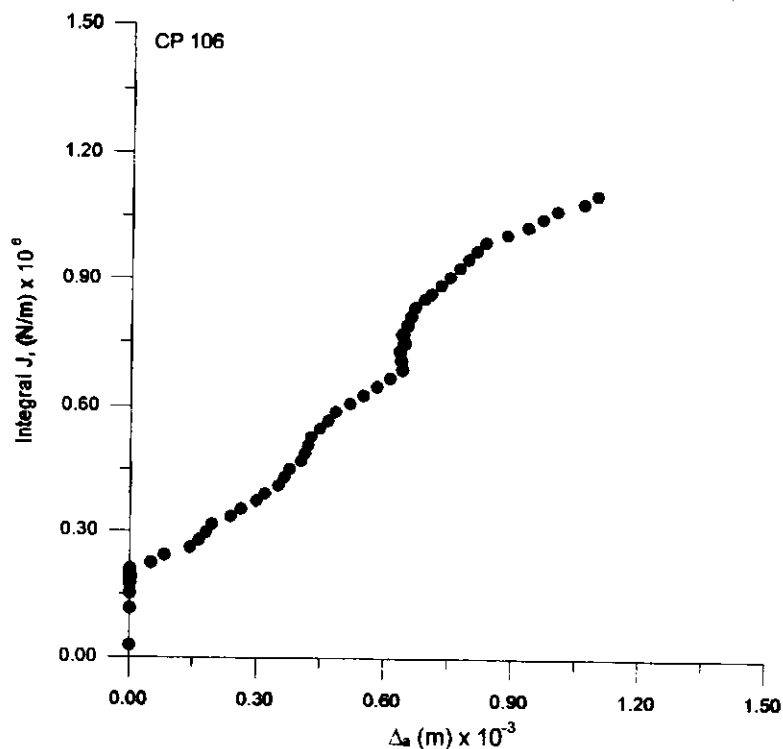


Figura 5.60 - Curva de resistência J-R, obtida pelo método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup> 106, aço da classe API 5L-X70 ensaiado a baixa temperatura (233 K).

### 5.3.2 - CURVA DE RESISTÊNCIA J-R PELO MÉTODO DE HERRERA E LANDES [19] COM "n" E "β" DETERMINADOS DA CURVA TENSÃO VERSUS DEFORMAÇÃO VERDADEIRA

Nas Figuras 5.61 a 5.64, podem ser observadas as curvas de resistência J-R, obtidas pelo método de HERRERA e LANDES [19], para os aços estudados neste trabalho. Ensaio realizado à temperatura ambiente.

Uma vez que este método é menos preciso, HERRERA e LANDES [19], foram tomados como exemplos e para fins de comparação apenas dois casos para cada um dos aços estudados.

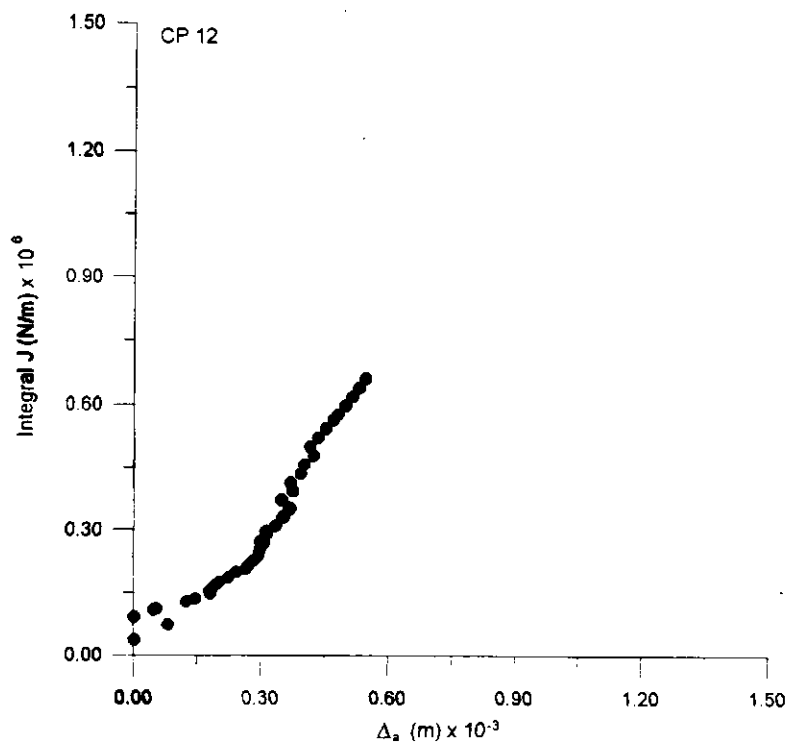


Figura 5.61 - Curva de resistência J-R, método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup> 12, aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura ambiente. Com "n" e "β" determinados da curva tensão versus deformação.

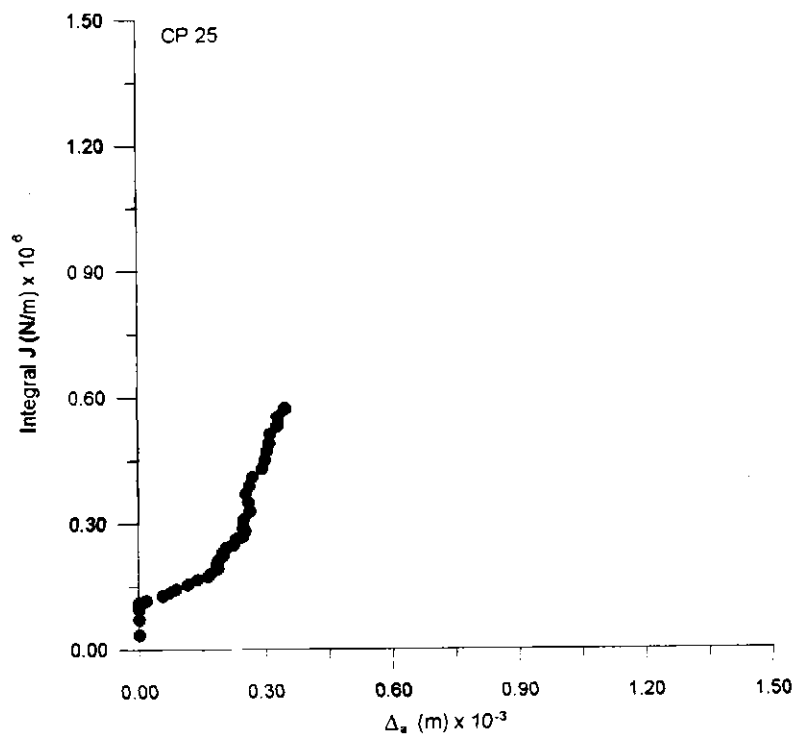


Figura 5.62 - Curva de resistência J-R, método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup> 25, aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura ambiente. Com "n" e "β" determinados da curva tensão versus deformação.

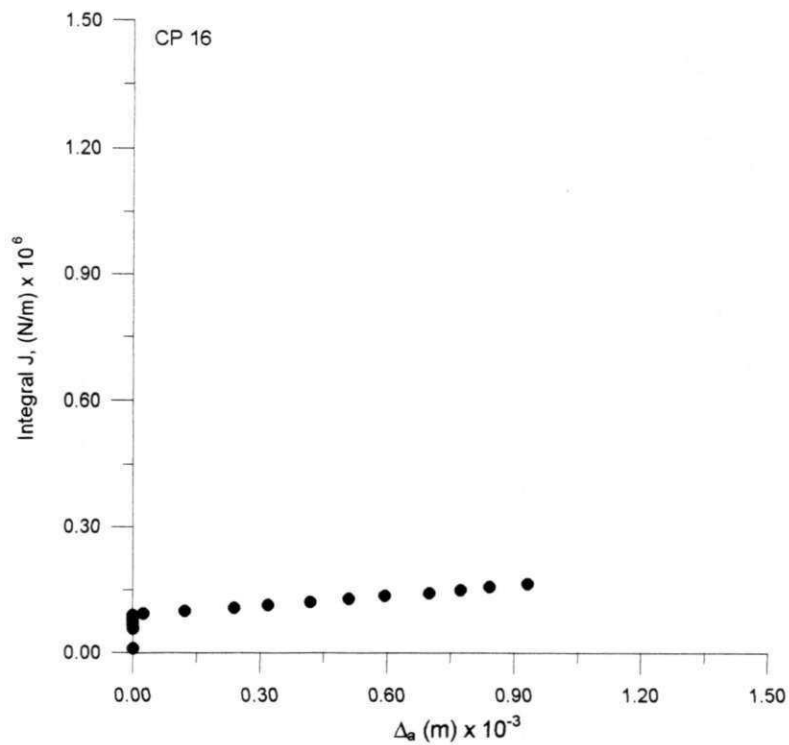


Figura 5.63 - Curva de resistência J-R, método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N° 16, aço da classe ASTM A516-GR65 ensaiado à temperatura ambiente. Com "n" e "β" determinados da curva tensão versus deformação.

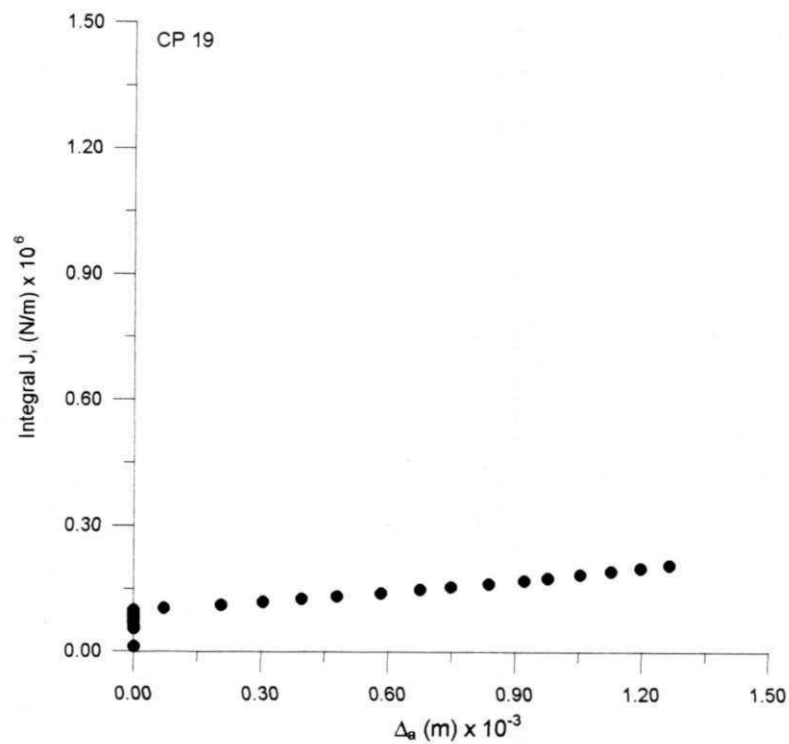


Figura 5.64 - Curva de resistência J-R, método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N° 19, aço da classe ASTM A516-GR65 ensaiado à temperatura ambiente. Com "n" e "β" determinados da curva tensão versus deformação.

Nas Figuras 5.65 e 5.66, podem ser observadas as curvas de resistência J-R, obtidas pelo método de HERRERA e LANDES [19], para o aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura de 233 K (-40 °C).

Uma vez que este método é menos preciso, HERRERA e LANDES [19], foram tomados como exemplos para fins de comparação apenas dois casos para o aço estudado.

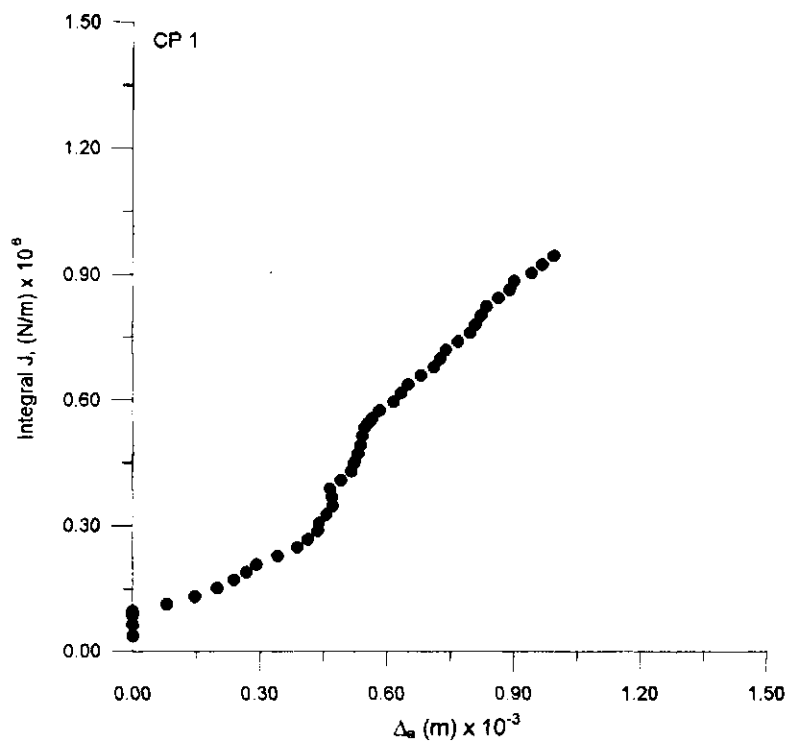


Figura 5.65 - Curva de resistência J-R, método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup> 1, aço da classe API 5L-X70 ensaiado à baixa temperatura. Com "n" e "β" determinados da curva tensão versus deformação.

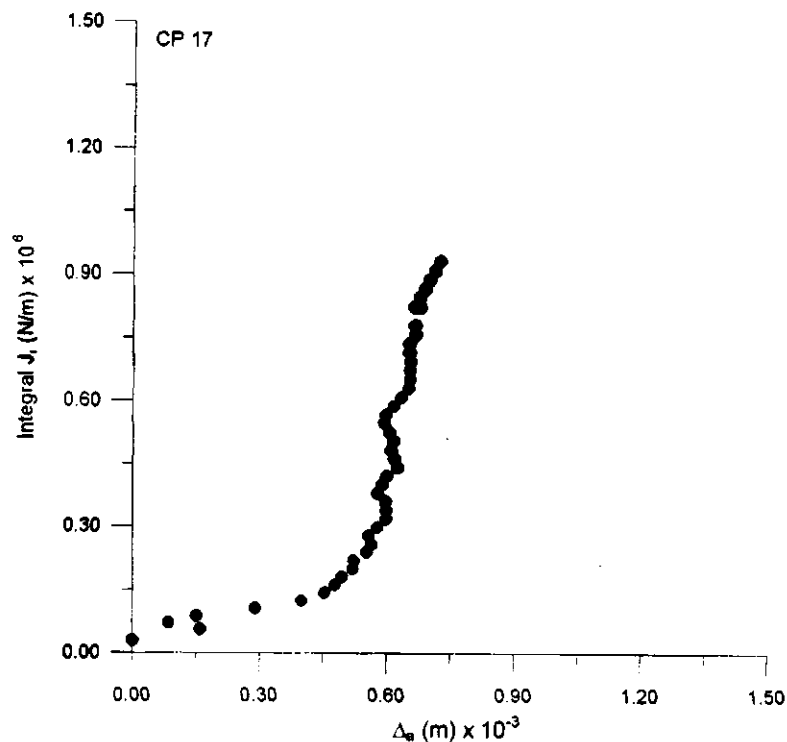


Figura 5.66 - Curva de resistência J-R, método de HERRERA e LANDES [19]. Corpo de prova N<sup>o</sup> 17, aço da classe API 5L-X70 ensaiado a baixa temperatura. Com "n" e "β" determinados da curva tensão versus deformação.

## 5.4 - DETERMINAÇÃO DA INTEGRAL J CRÍTICA - $J_i/J_{IC}$

### 5.4.1 - MÉTODO DOS MÚLTIPLOS CORPOS DE PROVA DE LANDES E

#### BEGLEY [59]

Nas Tabelas 5.10 e 5.11, cedidas por SANTOS [20], pode-se observar as dimensões dos corpos de prova e a carga P (N) atingida durante o carregamento de cada corpo de prova. Estes valores foram usados para determinar a Integral J.

Aço de laminação controlada da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura ambiente e à temperatura de 233 K (-40 °C).

Tabela 5.10 - Medidas usadas no cálculo da Integral J. Corpo de prova padrão (ASTM E813-81), aço API 5L-X70,  $\dot{K} = 0,32 \text{ MPa m}^{1/2} \text{ s}^{-1}$ , T = 298 K (25 °C).

| CP N <sup>o</sup> | P (N)     | B (10 <sup>-3</sup> m) | W (10 <sup>-3</sup> m) | a (10 <sup>-3</sup> m) |
|-------------------|-----------|------------------------|------------------------|------------------------|
| 133               | 20.208,60 | 15,009                 | 30,032                 | 15,723                 |
| 102               | 20.110,50 | 15,049                 | 29,987                 | 15,357                 |
| 217               | 21.091,50 | 15,005                 | 29,973                 | 15,593                 |
| 150               | 20.699,10 | 14,993                 | 30,028                 | 15,247                 |
| 83                | 19.620,00 | 14,936                 | 30,029                 | 16,098                 |
| 108               | 20.601,00 | 14,992                 | 30,018                 | 15,428                 |
| 115               | 20.699,10 | 15,015                 | 29,998                 | 15,632                 |
| 134               | 21.532,95 | 14,982                 | 30,038                 | 15,363                 |
| 25                | 21.081,69 | 14,986                 | 30,035                 | 15,570                 |
| 12                | 23.642,10 | 14,962                 | 30,010                 | 15,307                 |
| 100               | 20.993,40 | 15,007                 | 29,990                 | 15,215                 |
| 56                | 19.031,40 | 15,007                 | 29,996                 | 15,424                 |
| 123               | 21.287,70 | 15,022                 | 30,022                 | 15,361                 |
| 171               | 19.816,20 | 14,995                 | 30,020                 | 15,743                 |

Tabela 5.11 - Medidas usadas no cálculo da Integral J. Corpo de Prova Padrão (ASTM E813-81), aço API 5L-X70,  $\dot{K} = 0,32 \text{ MPa m}^{1/2} \text{ s}^{-1}$ , T = 233 K (-40 °C).

| CP N <sup>o</sup> | P (N)     | B (10 <sup>-3</sup> m) | W (10 <sup>-3</sup> m) | a (10 <sup>-3</sup> m) |
|-------------------|-----------|------------------------|------------------------|------------------------|
| 9                 | 23.932,65 | 14,992                 | 30,035                 | 15,492                 |
| 111               | 21.778,20 | 14,992                 | 29,977                 | 15,363                 |
| 32                | 22.837,68 | 14,977                 | 30,030                 | 15,299                 |
| 15                | 22.955,40 | 14,988                 | 29,988                 | 15,413                 |
| 14                | 22.661,10 | 14,985                 | 30,009                 | 15,509                 |
| 8                 | 24.603,48 | 15,056                 | 30,026                 | 15,090                 |
| 16                | 23.838,30 | 14,978                 | 30,018                 | 15,559                 |
| 30                | 23.779,44 | 15,037                 | 30,029                 | 15,287                 |
| 17                | 23.544,00 | 15,015                 | 29,995                 | 15,174                 |
| 119               | 24.721,20 | 14,969                 | 30,002                 | 15,133                 |
| 192               | 23.740,20 | 15,039                 | 30,049                 | 15,120                 |
| 293               | 23.249,70 | 15,056                 | 30,018                 | 15,475                 |
| 1                 | 21.542,76 | 14,824                 | 29,997                 | 15,786                 |
| 2                 | 21.601,62 | 14,850                 | 29,987                 | 16,059                 |
| 33                | 20.718,72 | 15,040                 | 30,052                 | 16,571                 |
| 106               | 23.073,12 | 14,998                 | 29,996                 | 14,942                 |

Nas Tabelas 5.12 e 5.13, cedidas por SANTOS [20], observam-se os valores da Integral J obtidos para o aço da classe API 5L-X70, ensaiado à temperatura ambiente e a baixa temperatura (233 K).

Tabela 5.12 - Integral J e propagação de trinca ( $\Delta_a$ ) para o aço da classe API 5L-X70.  $\dot{K} = 0,32 \text{ MPa m}^{1/2} \text{ s}^{-1}$ ,  $T = 298 \text{ K}$  (25 °C).

| CP<br>Nº | A<br>(N m) | J<br>(N/m) | $\Delta_a$<br>( $10^{-3} \text{ m}$ ) |
|----------|------------|------------|---------------------------------------|
| 133      | 30,121     | 281023,885 | 0,218                                 |
| 102      | 31,960     | 292153,750 | 0,209                                 |
| 217      | 36,080     | 337207,95  | 0,249                                 |
| 150      | 40,610     | 366514,033 | 0,318                                 |
| 83       | 38,920     | 376525,140 | 0,299                                 |
| 108      | 45,690     | 420983,36  | 0,311                                 |
| 115      | 44,740     | 417634,874 | 0,252                                 |
| 134      | 52,750     | 479865,309 | 0,414                                 |
| 25       | 61,540     | 567784,224 | 0,375                                 |
| 12       | 71,370     | 652062,44  | 0,564                                 |
| 100      | 68,530     | 620853,46  | 0,595                                 |
| 56       | 88,950     | 813548,285 | 1,151                                 |
| 123      | 87,410     | 793779,290 | 1,031                                 |
| 171      | 65,970     | 616335,788 | 0,937                                 |

Tabela 5.13 - Integral J e propagação de trinca ( $\Delta_a$ ) para o aço da classe API 5L-X70.  $\dot{K} = 0,32 \text{ MPa m}^{1/2} \text{ s}^{-1}$ ,  $T = 233 \text{ K}$  (-40 °C).

| CP<br>Nº | A<br>(N m) | J<br>(N/m)  | $\Delta_a$<br>( $10^{-3} \text{ m}$ ) |
|----------|------------|-------------|---------------------------------------|
| 9        | 33,200     | 304599,170  | 0,174                                 |
| 111      | 37,180     | 339415,372  | 0,174                                 |
| 32       | 39,420     | 357346,519  | 0,210                                 |
| 15       | 45,660     | 418035,973  | 0,256                                 |
| 14       | 58,410     | 537641,090  | 0,313                                 |
| 8        | 71,670     | 637442,212  | 0,491                                 |
| 16       | 74,540     | 687919,218  | 0,452                                 |
| 30       | 89,430     | 806876,589  | 0,643                                 |
| 17       | 100,490    | 903159,906  | 0,723                                 |
| 119      | 107,545    | 966346,826  | 0,739                                 |
| 192      | 50,620     | 450923,074  | 0,241                                 |
| 293      | 66,060     | 588462,629  | 0,331                                 |
| 1        | 98,224     | 932516,999  | 1,029                                 |
| 2        | 72,770     | 703680,548  | 0,743                                 |
| 33       | 70,040     | 690911,301  | 0,621                                 |
| 106      | 122,980    | 1089394,036 | 1,020                                 |



Nas Figuras 5.67 e 5.68, observam-se as curvas J-R para o aço da classe API 5L-X70, ensaiado à temperatura ambiente e a baixa temperatura (233 K). A interseção da linha de regressão linear dos pares de pontos  $J \times \Delta_a$  com a linha de adoçamento (blunting line), neste caso  $J = 3,476 \sigma_f \Delta_a$ , é o valor crítico de J, ou seja,  $J_i$  e/ou  $J_{IC}$ , SANTOS [20].

As linhas que limitam a banda de variação  $B_s$  e  $B_l$  para os valores encontrados, foram obtidos a partir das Equações 5.1 e 5.2 de DRUCE [82], Anexo II.

$$\alpha_{(J_{\Delta_a=0})} = \left[ \frac{\sum (\Delta_a)^2 \sum (\Delta_a \frac{dJ}{da} + J_{\Delta_a=0} - J)^2}{(n-2)(n \sum (\Delta_a)^2 - (\sum \Delta_a)^2)} \right]^{1/2} \quad (5.1)$$

$$\alpha_{\left(\frac{dJ}{da}\right)} = \left[ \frac{n(\alpha_{(J_{\Delta_a=0})})^2}{\sum (\Delta_a)^2} \right]^{1/2} \quad (5.2)$$

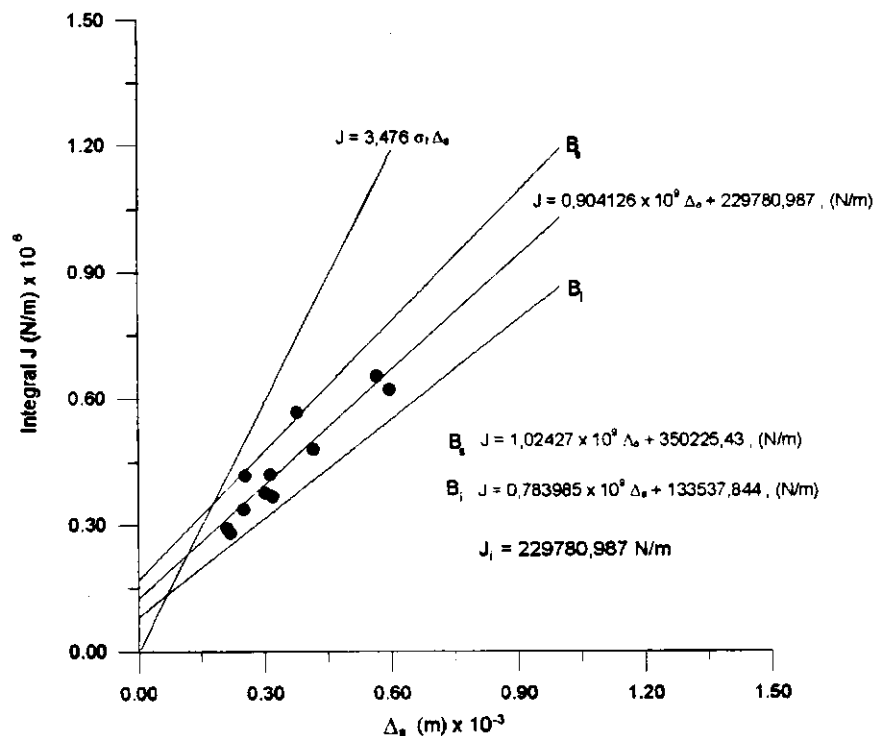


Figura 5.67 - Curva de resistência J-R. Ensaios à temperatura ambiente (298 K). Corpos de prova  $n^{os}$ : 133, 102, 217, 150, 83, 108, 115, 134, 25, 12 e 100. Aço da classe API 5L-X70, SANTOS [20].

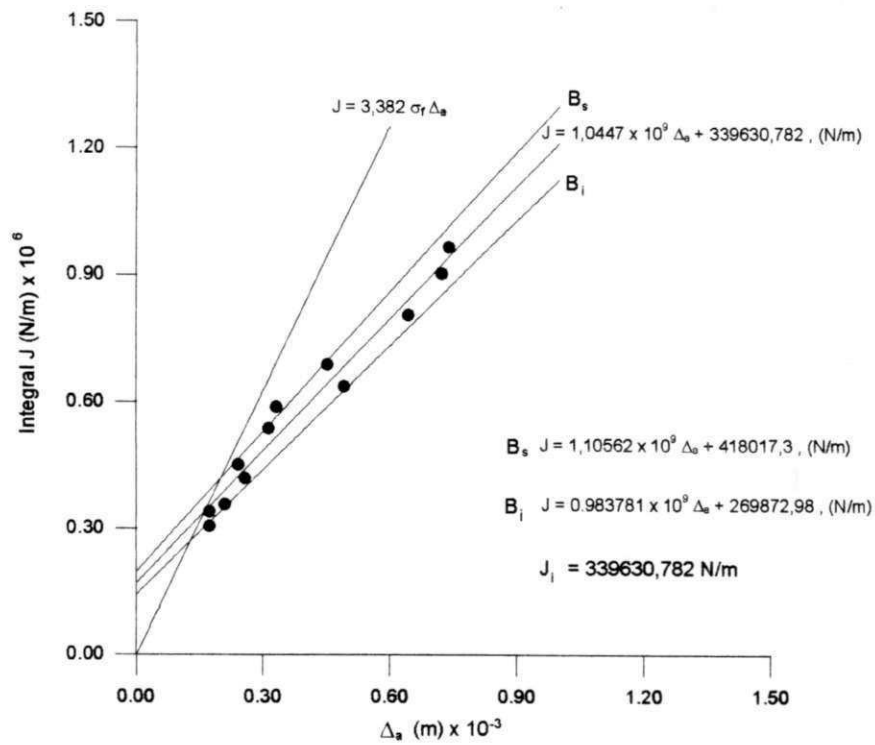


Figura 5.68 - Curva de resistência J-R. Ensaio à temperatura de 233 K. Corpos de prova n<sup>os</sup>: 9, 111, 32, 15, 14, 8, 16, 30, 17, 119, 192 e 293. Aço da classe API 5L-X70, SANTOS [20].

Na Tabela 5.14, pode-se observar as dimensões dos corpos de prova e a carga P (N) atingida durante o carregamento de cada corpo de prova para o aço da classe ASTM A516-GR65, ensaiado à temperatura ambiente (298 K).

Tabela 5.14 - Medidas usadas no cálculo da Integral J. Corpo de prova padrão (ASTM E813-81), aço ASTM A516-GR65,  $\dot{K} = 0,32 \text{ MPa m}^{1/2} \text{ s}^{-1}$ ,  $T = 298 \text{ K}$  (25 °C).

| CP<br>Nº | P<br>(N)  | B<br>( $10^{-3} \text{ m}$ ) | W<br>( $10^{-3} \text{ m}$ ) | a<br>( $10^{-3} \text{ m}$ ) |
|----------|-----------|------------------------------|------------------------------|------------------------------|
| 8        | 13.488,75 | 15,091                       | 30,228                       | 15,800                       |
| 9        | 14.960,25 | 14,933                       | 30,228                       | 15,800                       |
| 11       | 12.017,25 | 14,900                       | 30,006                       | 15,908                       |
| 12       | 14.960,25 | 14,874                       | 29,992                       | 14,644                       |
| 13       | 12.458,70 | 14,998                       | 30,454                       | 16,261                       |
| 14       | 13.881,15 | 14,911                       | 29,830                       | 15,133                       |
| 15       | 13.439,70 | 14,387                       | 29,962                       | 15,434                       |
| 16       | 14.077,35 | 14,679                       | 29,914                       | 14,981                       |
| 17       | 13.439,70 | 15,046                       | 30,031                       | 15,933                       |
| 18A      | 13.292,55 | 14,949                       | 29,973                       | 15,636                       |
| 18B      | 14.371,65 | 14,964                       | 29,965                       | 15,347                       |
| 19       | 13.734,00 | 14,962                       | 30,003                       | 15,661                       |

Na Tabela 5.15 observam-se os valores da Integral J obtidos para o aço da classe ASTM A516-GR65, ensaiado à temperatura ambiente.

Tabela 5.15 - Integral J e propagação de trinca ( $\Delta_a$ ) para o aço da classe ASTM A516-GR65.  $\dot{K} = 0,32 \text{ MPa m}^{1/2} \text{ s}^{-1}$ ,  $T = 298 \text{ K}$  (25 °C).

| CP<br>Nº | A<br>(N m) | J<br>(N/m) | $\Delta_a$<br>( $10^{-3} \text{ m}$ ) |
|----------|------------|------------|---------------------------------------|
| 8        | 23,101     | 212195,722 | 1,412                                 |
| 9        | 20,853     | 192042,553 | 1,236                                 |
| 11       | 6,649      | 63305,662  | 0,181                                 |
| 12       | 19,560     | 171363,877 | 1,093                                 |
| 13       | 11,283     | 106010,048 | 0,741                                 |
| 14       | 11,259     | 102752,962 | 0,367                                 |
| 15       | 21,439     | 205143,823 | 1,356                                 |
| 16       | 21,364     | 194925,667 | 1,104                                 |
| 17       | 13,417     | 126504,756 | 0,700                                 |
| 18A      | 22,307     | 208161,657 | 1,235                                 |
| 18B      | 24,839     | 227105,915 | 1,073                                 |
| 19       | 25,542     | 238059,506 | 1,407                                 |

Na Figura 5.69 observa-se a curva de resistência J-R para o aço da classe ASTM A516-GR65, ensaiado à temperatura ambiente (298 K). A interseção da linha de adoçamento (blunting line),  $J = 2 \sigma_f \Delta_a$ , com a linha de regressão linear dos pares de pontos  $J \times \Delta_a$ , é o valor crítico de J, ou seja  $J_{Ic}$ .

As linhas que limitam a banda de variação ( $B_s$  e  $B_i$ ) para os valores encontrados, foram obtidas a partir das Equações 5.1 e 5.2 de DRUCE [82], Anexo II.

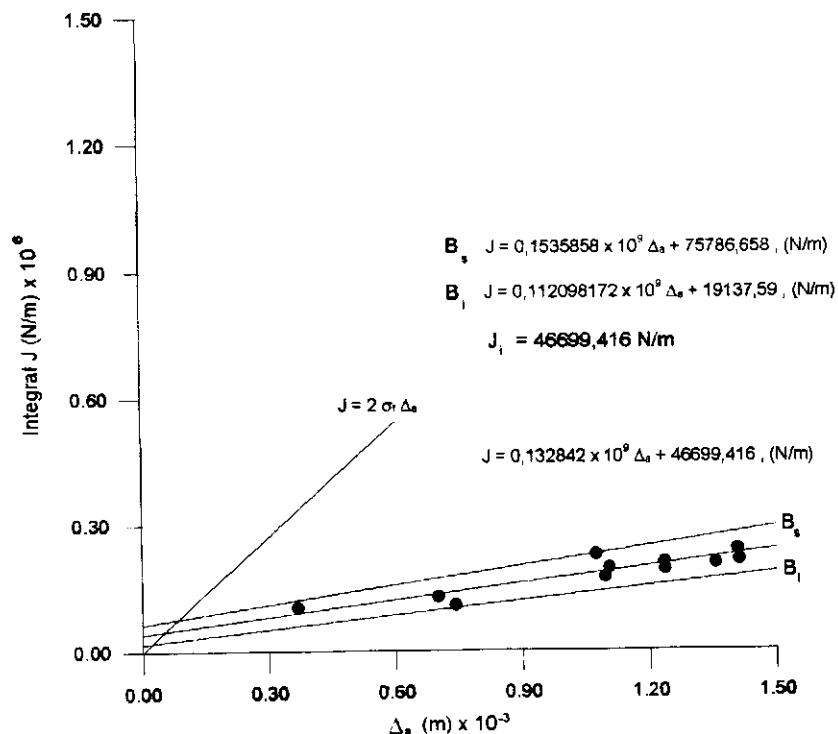


Figura 5.69 - Curva de resistência J-R. Ensaio à temperatura ambiente (298 K). Corpos de prova n<sup>os</sup>: 8, 9, 12, 13, 14, 15, 16, 17, 18A, 18B e 19. Aço da classe ASTM A516-GR65.

#### 5.4.2 - MÉTODO DE UM ÚNICO CORPO DE PROVA-HERRERA E LANDES

[19]

Nas Tabelas 5.17 a 5.19, observam-se os valores da Integral J no ponto onde a curva de calibração, Figuras 5.13 a 5.18 (para os ensaios com "n" e "β" determinados a partir da curva tensão versus deformação verdadeira) e Figuras 5.19 a 5.39 (com "n" e "β" determinados a partir da curva P x Δ do ensaio de Integral J), divergem, que segundo HERRERA e LANDES [19] significa o ponto de início de propagação de trinca. Desta forma, os valores da Integral J,

calculados nos respectivos pontos correspondem a Integral J de início de propagação de trinca " $J_i$ ".

Tabela 5.17 - Integral J determinada no ponto de início de propagação de trinca segundo HERRERA e LANDES [19]. Aço API 5L-X70 ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C).

| CP<br>Nº | $J_i$ (N/m)<br>(com "n" e "β"<br>determinados da curva<br>tensão versus deformação<br>verdadeira) | $J_i$ (N/m)<br>(com "n" e "β"<br>determinados da curva P x<br>$\Delta$ do ensaio de Integral J) |
|----------|---|---|
| 12       | 91699,32  | 204833,92   |
| 25       | 112030,58   | 231655,33   |
| 56       | 112621,79   | 137163,35   |
| 100      | 71280,77  | 164909,75   |
| 123      | 59626,38  | 167726,81   |
| 133      | 98096,56  | 149423,73   |
| 134      | 80319,97  | 163077,15   |
| 171      | 100911,13   | 151556,03   |

Tabela 5.18 - Integral J determinada no ponto de início de propagação de trinca segundo HERRERA e LANDES [19]. Aço ASTM A516-GR65 ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C).

| CP<br>Nº | $J_i$ (N/m)<br>(com "n" e "β"<br>determinados da curva<br>tensão versus deformação<br>verdadeira) | $J_i$ (N/m)<br>(com "n" e "β"<br>determinados da curva P x<br>$\Delta$ do ensaio de Integral J) |
|----------|---|---|
| 8        | 67771,97  | 56990,29  |
| 9        | 104770,60   | 55536,72  |
| 12       | 78721,67  | 50250,25  |
| 15       | 82900,10  | 54964,10  |
| 16       | 88763,88  | 59779,90  |
| 18 A     | 81056,44  | 69064,03  |
| 18 B     | 79095,09  | 41190,27  |
| 19       | 97730,20  | 52575,62  |

Tabela 5.19 - Integral J determinada no ponto de início de propagação de trinca segundo HERRERA e LANDES [19]. Aço API 5L-X70 ensaiado a baixa temperatura (-40 °C).

| CP<br>Nº | J <sub>i</sub> (N/m)<br>(com "n" e "β"<br>determinados da curva<br>tensão versus deformação<br>verdadeira) | J <sub>i</sub> (N/m)<br>(com "n" e "β"<br>determinados da curva P x<br>Δ do ensaio de Integral J) |
|----------|--|---|
| 1        | 95583,78   | 303401,56   |
| 2        | 78170,84   | 268589,07   |
| 17       | 70826,79   | 235977,84   |
| 33       | 81235,98   | 269439,29   |
| 106      | 139768,36  | 209325,75   |

# CAPÍTULO VI

## 6 - DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

### 6.1 - APLICABILIDADE DO MÉTODO DE HERRERA E LANDES

#### 6.1.1 - ASPECTOS GERAIS DO MÉTODO

O método de HERRERA e LANDES [19], apresenta como principais vantagens: redução nos custos de preparação de corpos de prova (usa um único corpo de prova) e a redução dos custos de implementação dos equipamentos necessários a execução dos ensaios, não requerendo equipamentos sofisticados como no caso do método dos múltiplos carregamentos e descarregamentos (compliance), JOYCE e GUDAS [11], WILLOUGHBY e GARWOOD [12] e STEENKAMP [8], método de queda de potencial SCHWALBE et all [13] e varredura ultra-sônica e emissão acústica, YIN et all [15].

Por outro lado o método de HERRERA e LANDES [19] tem algumas limitações, tais como:

1º Quanto a equação que representa a curva de calibração e que na verdade deve representar o comportamento do material.

2º Quanto a determinação de um ponto onde se conheça simultaneamente ( $P$ ,  $\Delta$ ,  $a$ ), sem ser o de final de carregamento ( $P_f$ ,  $\Delta_f$ ,  $a_f$ ). A escolha deste ponto é subjetiva.

O método é baseado na demonstração de ERNST et all [17,18] de que a carga durante o ensaio pode ser descrita como uma função multiplicativa do tamanho de trinca, "a", e do deslocamento plástico, " $\Delta_{pl}$ ". Portanto,  $P = G(a/W) H(\Delta_{pl}/W)$ , torna-se uma função dependente da geometria do corpo de prova " $G(a/W)$ ", e das características plásticas de deformação, " $H(\Delta_{pl}/W)$ ".  $H(\Delta_{pl}/W)$  é também chamada de função de calibração do material.

No método de HERRERA e LANDES [19], a determinação da curva calibração é feita analiticamente. Inicialmente o método da normalização foi desenvolvido para se determinar a curva de calibração experimentalmente, usando-se um corpo de prova do tipo entalhe rombudo, carregado a grandes deslocamentos sem que haja extensão de trinca. A curva obtida é a chamada curva de calibração, em que as propriedades plásticas do material para uma determinada geometria com uma trinca estacionária são descritas sem a interferência do crescimento de trinca.

YIN [70], entretanto descreve que a utilização deste tipo de corpo de prova pode influenciar a relação carga versus deslocamento plástico, já que este apresenta uma grande deformação plástica, o que pode tornar o campo de tensão deformação diferente do apresentado por um corpo de prova pré-trincado.

BRÜNINGHAUS et all [72] colocam que o principal problema do método da normalização é a determinação da curva de calibração. Desta forma eles utilizaram o Método dos Elementos Finitos para a determinação da curva de calibração para diferentes aços com diferentes tensões de escoamento.

HERRERA e LANDES [19] desenvolveram um método para a determinação da curva de calibração, separando o deslocamento em uma componente elástica e uma componente plástica. A relação entre a carga e o deslocamento elástico é descrita por uma função flexibilidade (compliance) e



entre a carga e o deslocamento plástico por uma lei de potência, com duas constantes de ajuste.

HERRERA e LANDES [19] utilizaram a forma funcional da relação de Ramberg-Osgood para determinar a curva de calibração.

LANDES et all [68] trabalharam com uma segunda forma funcional para determinar a curva de calibração. Esta combina uma lei de potência e uma linha reta, que utiliza três constantes de ajuste, "função LMN", da forma:

$$P_N = \left[ \frac{L + M(\Delta_{pl}/W)}{N + (\Delta_{pl}/W)} \right] \left( \frac{\Delta_{pl}}{W} \right) \quad (6.1)$$

Segundo este pesquisadores materiais submetidos a grandes deformações plásticas durante o carregamento, não seguem uma lei de potência em toda a curva  $P \times \Delta$ . Parte da curva  $P \times \Delta$  segue uma lei de potência (início do carregamento) enquanto uma outra parte da curva segue uma linha reta (carregamentos maiores).

Esta segunda forma funcional adapta-se melhor para materiais mais tenazes que durante o carregamento desenvolvem grandes deslocamentos, limitando a aplicação da forma funcional de Ramberg-Osgood.

ANDRADE e SOARES [73], utilizando o método proposto por YIN [70], em um aço ferrítico A36, usaram uma lei de potência do tipo  $P = a (\Delta + b)^c$ , para o ajuste dos pontos da curva  $P \times \Delta$ .

Recentemente REESE e SCHWALBE [65] propuseram um procedimento mais simples denominado normalização linear, onde, ao invés de correlacionarem a carga mecânica normalizada ao deslocamento plástico normalizado, como fizeram LANDES et all [69], optaram pela correlação entre o gradiente da carga

normalizada ( $\Delta P_N$ ), devida ao crescimento dúctil da trinca, e o nível de extensão desta última ( $\Delta_a$ ).

A determinação de um segundo ponto, além do ponto final de carregamento ( $P_f, \Delta_f, a_f$ ), onde se conheça simultaneamente ( $P, \Delta, a$ ) é outro fator limitante do método desenvolvido por HERRERA e LANDES [19]. De acordo com HERRERA e LANDES [19] o segundo ponto a ser tomado é o de início de propagação de trinca, entretanto, esta escolha é subjetiva porque não se sabe onde exatamente está o mesmo.

TARPANI e SPINELLI [63] coloca como problemática à detecção do ponto de iniciação de propagação dúctil de trinca em virtude dos complexos fenômenos de arredondamento e estiramento na ponta da trinca original de fadiga, típico de materiais mais tenazes.

### 6.1.2 - ANÁLISE DA CURVA $\log P_N \times \log \Delta_p/W$

HERRERA e LANDES [19] consideraram, além do ponto final de carregamento ( $P_f, \Delta_f, a_f$ ), em que simultaneamente a carga, o deslocamento do ponto de aplicação da carga, e o comprimento de trinca devem ser conhecidos, um segundo ponto ( $P_0, \Delta_0, a_0$ ) a ser determinado e necessário para levantar a curva  $\log P_N \times \log \Delta_p/W$ , usada na determinação dos valores de "n" e "β". Estes autores optaram para o ponto ( $P_0, \Delta_0, a_0$ ) de início de propagação de trinca, que estaria próximo ou no ponto de máxima carga. Sendo uma hipótese razoável, principalmente em se tratando de corpos de prova de porte laboratorial, TARPANI e SPINELLI [63].

Por outro lado, se considerarmos que o comportamento de uma fratura dúctil pode ocorrer em quatro etapas, Figura 6.1, SHIH et all [83]:

- 1º - Embotamento da trinca inicial de fadiga (blunting);
- 2º - Abertura da trinca inicial após o embotamento;
- 3º - Crescimento estável de trinca e
- 4º - Propagação instável de trinca (sob controle de carga)

então, nem sempre podemos afirmar que o início de propagação de trinca ocorrerá próximo ou na carga máxima e, portanto, observa-se a subjetividade da escolha deste ponto.

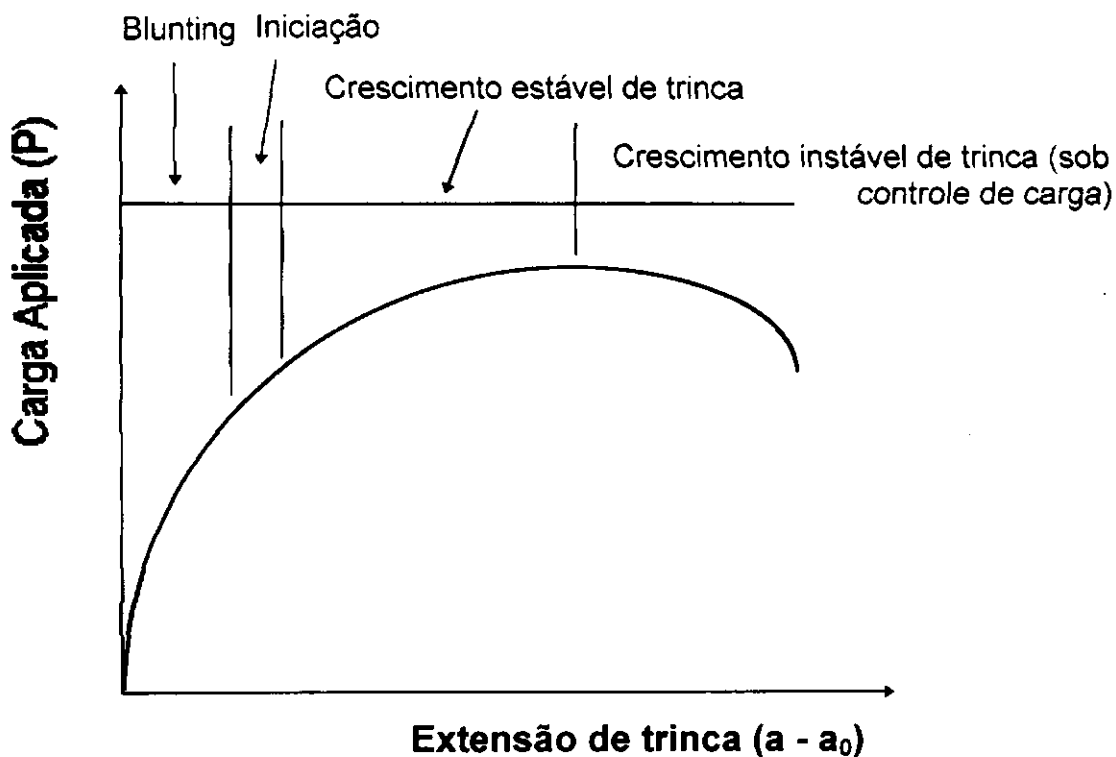


Figura 6.1 - Gráfico esquemático do comportamento do crescimento de trinca em função da carga aplicada, SHIH et all [83].

Nas Figuras 5.7 a 5.12 observam-se as curvas  $\log P_N \times \log \Delta_p/W$ , dos ensaios realizados neste trabalho. Nota-se que as curvas  $\log P_N \times \log \Delta_p/W$ , para os aços estudados, não apresentam de forma tão definida o comportamento linear previsto por HERRERA e LANDES [19].

Segundo HERRERA E LANDES [19] os pontos que satisfazem a Equação 4.12, Capítulo 4-Sub-ítem 4.3.3, alinham-se com o ponto final de carregamento

( $P_f$ ,  $\Delta_f$ ,  $a_f$ ), quando se colocam estes pontos num formato log-log. Portanto, para os aços estudados, a forma funcional (Ramberg-Osgood) do tipo potência para determinar a curva de calibração não parece ser a mais indicada.

Por outro lado, LANDES et all [68], conforme discussão anterior neste mesmo Capítulo, já haviam verificado este tipo de problema em materiais submetidos a grandes deformações plásticas durante o carregamento (mais tenazes). Em vista disto, LANDES et all [68] desenvolveram uma segunda forma funcional para determinar a curva de calibração que combina uma lei de potência com uma lei linear ( para carregamentos maiores ), Equação 6.1.

Outro fator que pode ter contribuído de certa forma, principalmente para o aço da classe API 5L-X70, para o comportamento apresentado pela curva  $\log P_N$  x  $\log \Delta_p/W$  foi a não correção do comprimento inicial de trinca ( $a_0$ ), devido ao tamanho da zona plástica na ponta da trinca que para materiais de maior tenacidade é mais acentuada.

HERRERA E LANDES [19] ao fazerem esta correção para o material que estudaram não observaram uma variação significativa no comportamento da curva J-R. O efeito da correção de ( $a_0$ ) pelo tamanho da zona plástica é mais significativo para pequenos deslocamentos do ponto de aplicação da carga (P) e, portanto, provocando um certo acréscimo em "n", HERRERA E LANDES [19].

Como no presente trabalho não realizamos esta correção, não temos como estabelecer quantitativamente o possível efeito deste fator, se é que houve, no comportamento apresentado pelos materiais estudados.

Concluimos que para os aços estudados a não linearidade da curva  $\log P_N$  x  $\log \Delta_p/W$ , em face do que foi exposto, deva-se principalmente a falta de adaptabilidade de comportamento com a forma funcional de Ramberg-Osgood,

recomendada por HERRERA e LANDES [19], para determinar a curva de calibração.

A não linearidade, não prevista pelo método de HERRERA e LANDES [19], determinou uma dificuldade adicional na escolha dos pontos  $\log P_N \times \log \Delta_{pl}/W$  a serem usados na determinação de "n" e " $\beta$ ". Portanto, diante deste fato, foi necessário desenvolver-se uma nova metodologia para a escolha dos pontos  $\log P_N \times \log \Delta_{pl}/W$ , de tal forma que a subjetividade fosse menor e a aplicabilidade do método de um único corpo de prova para levantar a curva de resistência J-R de HERRERA e LANDES [19], para os aços estudados, fosse possível. Este comportamento será explicado a seguir.

### **6.1.3 - MÉTODO ALTERNATIVO PARA A ESCOLHA DOS PONTOS NA CURVA $\log P_N \times \log \Delta_{pl}/W$ USADOS NA DETERMINAÇÃO DE "n" E " $\beta$ "**

Conforme verificado, anteriormente, foi necessário desenvolver-se uma nova metodologia para a escolha dos pontos  $\log P_N \times \log \Delta_{pl}/W$  a serem usados na determinação dos valores de "n" e " $\beta$ ". Esta nova metodologia passaremos a descrever agora.

Seja portanto a Figura 6.2 esquemática que guarda uma certa analogia com a Figura 6.1 e com a Figura 6.3, curva de resistência J-R, SCHWALBE e HEERENS [86].

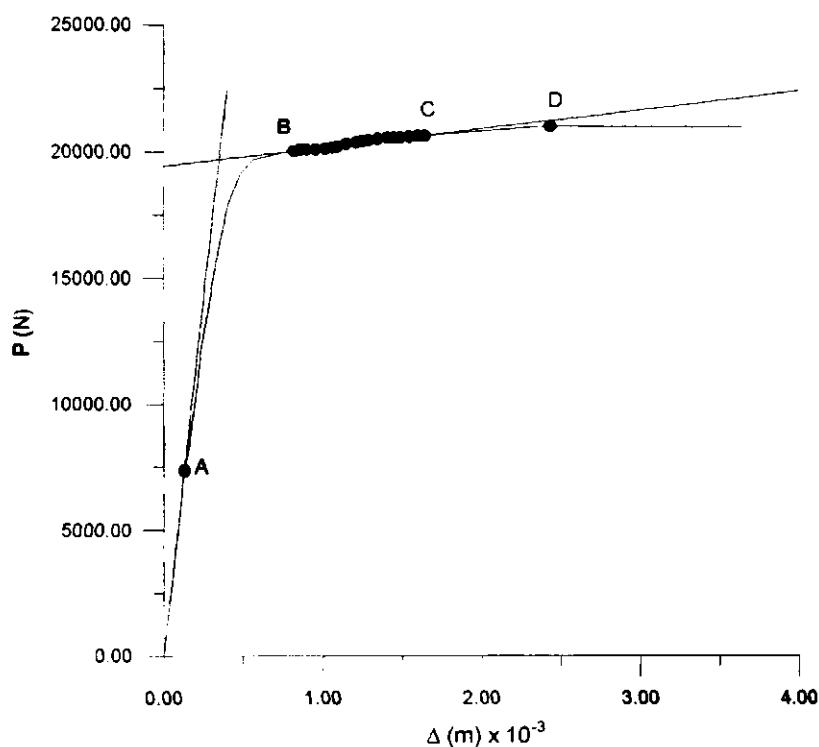


Figura 6.2 - Curva esquemática observada, em geral, nos ensaios realizados ( $P \times \Delta$ ).

O ponto (A) em analogia com o comportamento apresentado na Figura 6.1, SHIH et all [83], e com a curva de resistência J-R de SCHWALBE e HEERENS [86], Figura 6.3, podemos interpretar como o início do embotamento da ponta da trinca, localizada na fase inicial de carregamento, devido a um processo de escoamento plástico complexo, BEACHEM e MEYER [84] e TARPANI e SPINELLI [63], melhor descrito por um mecanismo alternado de cisalhamento, PELLOUX [85], e a região entre (A) e (B), região em que coexistem o embotamento (stretch zone) da trinca e a fratura dúctil em vários locais na frente da trinca, SHIH et all [83] e SCHWALBE e HEERENS [86]. Este comportamento transitório provoca uma curvatura brusca na curva  $J \times \Delta_a$ , SCHWALBE e HEERENS [86], Figura 6.3.

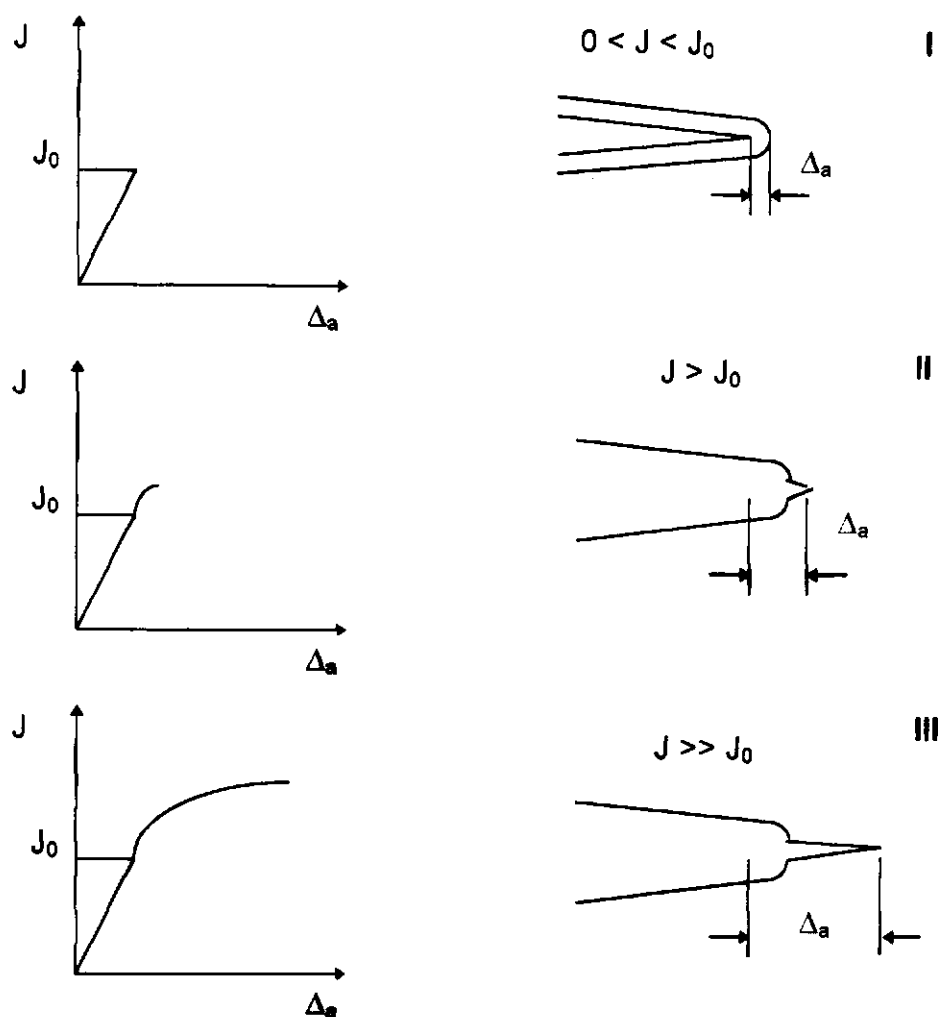


Figura 6.3 - Comportamento da curva de resistência  $J \times \Delta_a$  próximo ao ponto de início de propagação de trinca, SCHWALBE e HEERENS [86].

Do ponto (C) até o ponto (D), Figura 6.2, tem-se o crescimento de trinca ao longo de todo perfil da frente da trinca, SCHWALBE e HEERENS [86]. A curva  $J \times \Delta_a$  é levemente curvada quando comparada com a região de iniciação.

Para PARIS et all [55], na região de propagação de trinca, a relação entre  $J$  e  $\Delta_a$  é linear, ou seja,  $dJ/da = \text{constante}$ . Entretanto, em certos casos,  $dJ/da$  pode diminuir com o crescimento de trinca, principalmente para propagações maiores de trinca ARGY et all [87].

Na verdade a queda da inclinação da curva de resistência ( $dJ/da$  diminui) representa uma diminuição na resistência à propagação de trinca a medida que o

deslocamento aumenta e, portanto, a trinca. Por analogia, consideramos que este ponto seja o ponto (D) na Figura 6.2.

Com base nesta aproximação os pontos  $\log P_N \times \log \Delta_p/W$  usados para a determinação de "n" e, portanto, " $\beta$ " foram escolhidos, em geral, dentro da região (B C) conforme a Figura 6.2.

Os pontos na região (A B) não foram escolhidos por considerarmos que estavam na região de embotamento, antes do início de propagação de trinca em toda a frente de propagação, que de acordo com HERRERA e LANDES [19] tendem a se afastarem da forma funcional de Ramberg-Osgood. Por outro lado, os pontos após o ponto (C), Figura 6.2, não foram escolhidos por considerarmos que para a geometria do corpo de prova usado, a propagação de trinca ( $\Delta_a$ ) a partir do ponto (C) torna-se considerável, que de acordo com HERRERA e LANDES [19] tendem novamente a se afastarem da forma funcional de Ramberg-Osgood.

Considerando-se as imprecisões do método gráfico da Figura 6.2, a variação no comportamento das curvas  $P \times \Delta$  em relação a forma esquemática da Figura 6.2, a subjetividade da escolha do ponto de início de propagação de trinca ( $P_0, \Delta_0, a_0$ ) e a analogia entre as Figuras 6.1 e 6.3, que na prática pode estar mais afastada, o método usado para a escolha dos pontos  $\log P_N \times \log \Delta_p/W$  mostrou-se satisfatório e permitiu desta forma uma certa constância na sistemática adotada para definir a região de onde retirar os pontos a serem usados na determinação de "n" e, portanto, " $\beta$ ".

Nas Figuras 5.7 a 5.12 os pontos em negritos usados para determinar "n" e, portanto, " $\beta$ ", foram escolhidos segundo esta metodologia.



#### 6.1.4 - ANÁLISE DAS CURVAS DE CALIBRAÇÃO

HERRERA e LANDES [19] apresentaram pelo menos duas possibilidades para a determinação do valor de "n" e, portanto, "β". A partir dos valores de "n" e "β" a curva de calibração pode ser levantada.

Para HERRERA e LANDES [19] a determinação do valor de "n" a partir da curva tensão versus deformação verdadeira e, portanto, "β", nem sempre produzia resultados satisfatórios. Isto acarretava, por sua vez, uma curva de resistência J-R com menor confiança.

Nas Tabelas 5.4 a 5.9 podemos observar os valores de "n" e, portanto, "β", determinados a partir da curva tensão versus deformação verdadeira e da curva de carga (P) versus deslocamento do ponto de aplicação de carga ( $\Delta$ ).

Observa-se que os valores de "n" determinados a partir da curva tensão versus deformação verdadeira, para o aço da classe API 5L-X70, são maiores do que os determinados a partir da curva de carga (P) versus deslocamento do ponto de aplicação de carga ( $\Delta$ ), do ensaio de Integral J. Já para o aço da classe ASTM A516-GR65, os valores de "n" determinados a partir da curva tensão versus deformação verdadeira, em geral, foram menores.

Segundo HERRERA e LANDES [19] os valores de "n" quando determinados diretamente da curva de carga (P) versus deslocamento do ponto de aplicação de carga ( $\Delta$ ), do ensaio de Integral J, representam melhor a variação das propriedades do material. Entretanto, nos resultados obtidos por HERRERA e LANDES [19], com corpos de prova de diferentes espessuras obtidos a partir de uma placa de aço forjado ASTM A508 de um vaso de pressão, o valor médio de "n" encontrado para os dois métodos de determinação variou muito pouco.

Neste trabalho a variação nos valores de "n" foi maior, principalmente, para o aço da classe API 5L-X70. Por outro lado, o sentido em que "n" variou foi diferente nos dois aços estudados, Tabelas 5.4 a 5.9 e Figura 6.4 esquemática.

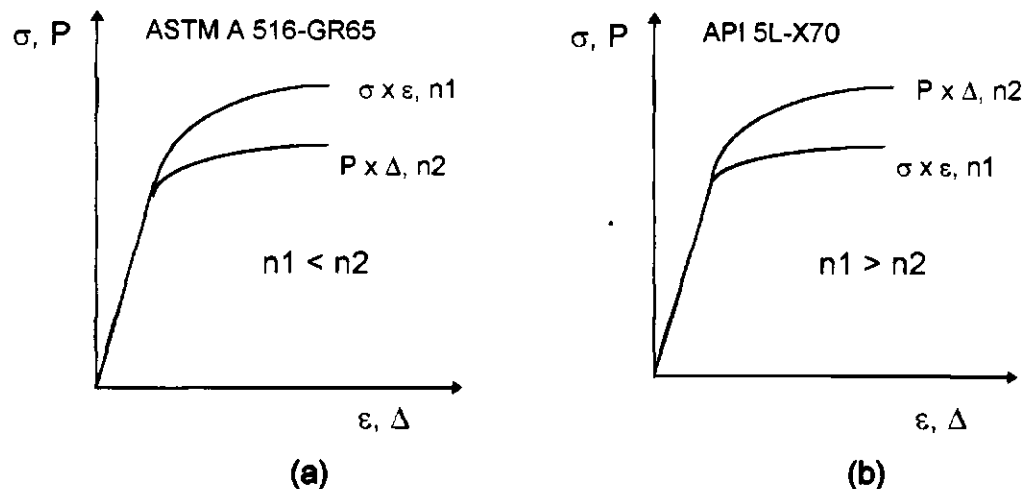


Figura 6.4 - Figura esquemática do comportamento apresentado pelas curvas  $\sigma \times \varepsilon$  e  $P \times \Delta$  para os dois aços estudados.  $n_1$  e  $n_2$  coeficientes de Ramberg-Osgood.

Portanto, diante dos resultados encontrados e do método de escolha dos pontos da curva carga ( $P$ ) versus deslocamento do ponto de aplicação de carga ( $\Delta$ ), adotado neste trabalho para a determinação de "n", a variação de "n" observada não se deve unicamente à dispersão das propriedades dos materiais ensaiados.

Com base no que foi exposto podemos adotar os seguintes pontos de vista para a análise dos resultados obtidos:

- 1º - A dispersão das propriedades dos aços estudados;
- 2º - As condições de deformação plástica em um ensaio uniaxial de tração e em um ensaio de flexão com corpos de prova entalhado e
- 3º - A tenacidade e a resistência à propagação de trinca dos aços estudados, já que na escolha dos pontos da curva de carga ( $P$ ) versus deslocamento do ponto

de aplicação de carga ( $\Delta$ ), para a determinação dos valores de "n", foram incluídos pontos após o início de propagação de trinca.

Com relação ao primeiro ponto de vista, a preocupação de HERRERA e LANDES [19] foi de que o valor médio de "n" obtido a partir da curva tensão versus deformação verdadeira, nem sempre representaria o valor real desta propriedade, isoladamente, no corpo de prova de tenacidade. Neste aspecto os resultados de HERRERA e LANDES [19] foram concordantes, entretanto, a diferença entre os valores médios foi pequena.

Neste trabalho, tanto para o aço da classe API 5L-X70 como para o aço da classe ASTM A516-GR65 a espessura dos corpos de prova foi mantida constante e a posição de retirada dos mesmos para os ensaios de tenacidade e de tração, em relação a placa de aço original, foi a mesma. Portanto, a dispersão das propriedades dos materiais estudados não pode por si só explicar, a partir dos dois métodos usados, a grande variação obtida nos valores de "n".

Em relação ao estado de deformação plástica em um corpo de prova entalhado, LUDWICK e SCHEU [88] provaram que o entalhe atua no sentido de restringir a deformação plástica do corpo de prova, devido ao estado triaxial de tensão gerado.

KAISER e HAGEDORN [89], GAWOORD [90, 91], MATSOUKAS et al [46], VASSILAROS et al [92] e HELLMANN e SCHWALBE [93] estudaram o efeito da geometria do corpo de prova sobre a curva de resistência J-R e/ou  $\delta$ -R. Em geral geometrias que tendem a provocar uma maior restrição plástica na ponta da trinca e/ou estado triaxial de tensões mais severo, dão origem a curvas de resistências com menor ductilidade e, portanto, menor resistência à propagação de trinca, GARWOOD [90,91], VASSILAROS et al [92] HELLMAN e SCHWALBE [93].

Portanto o valor de "n" obtido a partir da curva tensão versus deformação verdadeira é determinada na região uniforme de deformação, para um corpo de prova liso e sem trinca (deformação não constricta).

O valor de "n" quando obtido a partir da curva  $P \times \Delta$  é determinado de um corpo de prova entalhado com uma pré-trinca de fadiga, provocando, devido ao estado triaxial de tensões gerado, uma constrictão plástica na ponta da trinca.

Desta forma as condições de deformação plástica são diferentes nestes tipos de corpos de prova e, portanto, provavelmente tendem a afetar o valor de "n".

MACKENZIE et all [94], verificaram em ensaios de tração realizados em aços de alta resistência, com corpos de prova com entalhes radiais que a tensão média determinada na seção mínima do corpo de prova, aumenta com o aumento da severidade do entalhe.

Já WAGONER [95], trabalhando com uma liga de alumínio (2036-T4), com corpos de prova submetidos a um ensaio de tração, verificou que a capacidade de encruamento, representada pelo coeficiente "n", foi menor em corpos de prova com entalhes do que em corpos de prova liso (sem entalhe).

Diante destes fatos, a primeira vista o comportamento apresentado pelo aço da classe ASTM A516-GR65 é o esperado, já que segundo os trabalhos de MACKENZIE et all [94] e WAGONER [95], ou seja, para corpos de prova entalhados o coeficiente "n" é maior que o valor determinado no ensaio com corpos de prova liso, mostrando ser a capacidade de encruamento menor.

Entretanto para o aço da classe API 5LX-70, o comportamento verificado foi contrário ao apresentado pelo aço da classe ASTM A516-GR65 e, portanto, contrário ao que observaram MACKENZIE et all [94] e WAGONER [95], o que nos leva a concluir, neste caso, que embora admitindo-se o efeito do entalhe sobre os valores de "n", MACKENZIE et all [94] e WAGONER [95], o resultado

final foi afetado pela resistência a propagação de trinca apresentada pelos dois aços e, portanto, pelo método de escolha dos pares de pontos usados na determinação de "n" e " $\beta$ " (pontos dentro da zona de propagação estável de trinca).

Segundo HERRERA e LANDES [19] quanto maior o valor de "n" mais afastado do ponto de iniciação estaria o ponto de divergência (B), Figura 6.2, em direção aos pontos de carregamento inicial o que levaria a supor que a iniciação estaria ocorrendo dentro da região limitada pelos pontos A e B, Figura 6.2. Isto implica que, pela hipótese tomada para o crescimento de trinca, Figura 6.3, estaríamos supondo o ponto de iniciação localizado na região de embotamento.

Por outro lado, para valores menores de "n", mais afastado do ponto de iniciação estaria o ponto de divergência (B), Figura 6.2, em direção ao ponto de carregamento final, o que levaria a supor que a iniciação estaria ocorrendo próximo ou depois do ponto (C), Figura 6.2. Uma vez que a propagação de trinca ( $\Delta_a$ ) a partir do ponto (C) torna-se considerável, pares de pontos escolhidos dentro da região de propagação estável de trinca sofrem a influência da tenacidade e/ou da resistência à propagação de trinca do material e, portanto, o valor de "n" torna-se dependente, também, da tenacidade e/ou da resistência à propagação de trinca.

Esta hipótese fica mais evidenciada quando observamos o comportamento apresentado pelo aço da classe API 5L-X70 ensaiado a baixa temperatura (233 K), pois o mesmo apresentou um aumento de tenacidade em relação aos ensaios à temperatura ambiente, havendo uma queda percentual mais acentuada nos valores de "n", Tabelas 5.7 a 5.9.

Por outro lado ao comparar-se os dois aços observa-se com maior clareza o efeito das propriedades de tenacidade e/ou resistência à propagação de trinca nos valores de "n" encontrados. Para o aço da classe API 5L-X70 a tenacidade e

a resistência à propagação de trinca sobrepõem-se ao efeito do entalhe, verificado por MACKENZIE et al [94] e WAGONER [95].

## **6.2 - CURVA DE RESISTÊNCIA J-R PELO MÉTODO DE HERRERA E LANDES**

Nas Figuras 5.40 a 5.47 e 5.56 a 5.60 pode-se observar as curvas de resistência J-R, obtidas pelo método de HERRERA e LANDES [19], para o aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura ambiente e a baixa temperatura, Capítulo V - Item 5.3. Nas Figuras 5.48 a 5.55 pode-se observar as curvas de resistência J-R, obtidas pelo método de HERRERA e LANDES [19], para o aço da classe ASTM A516-GR65, Capítulo V - Item 5.3.

Nas Figuras 6.5 a 6.7 as curvas de resistência J-R, obtidas pelo método de HERRERA e LANDES [19] com "n" e "β" determinados da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J, foram sobrepostas às obtidas pelo método de LANDES e BEGLEY [59] (método de múltiplos corpos de prova).

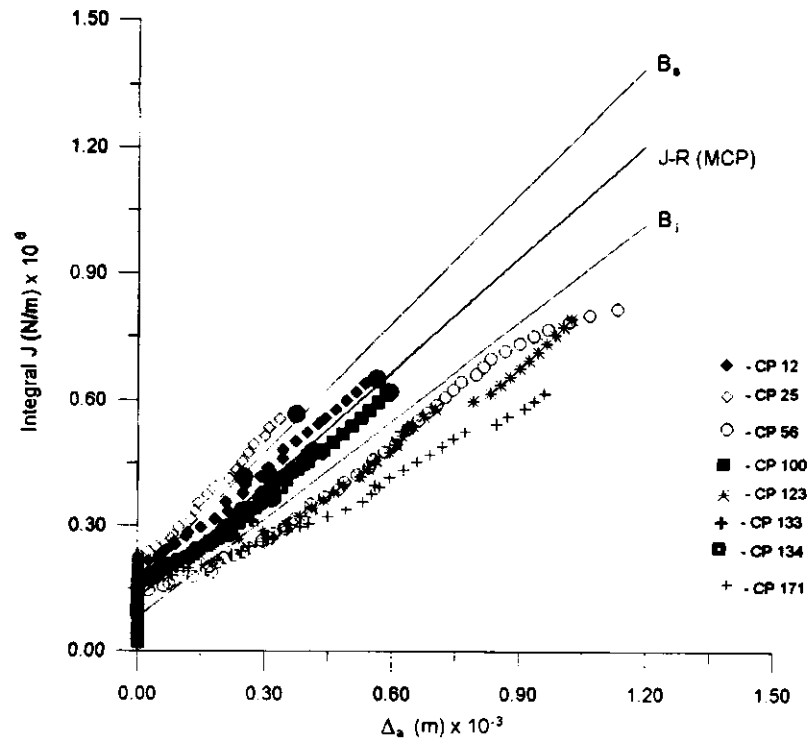


Figura 6.5 - Curvas de resistência J-R, obtidas pelos métodos de HERRERA e LANDES [19] e LANDES e BEGLEY [59], aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura ambiente.

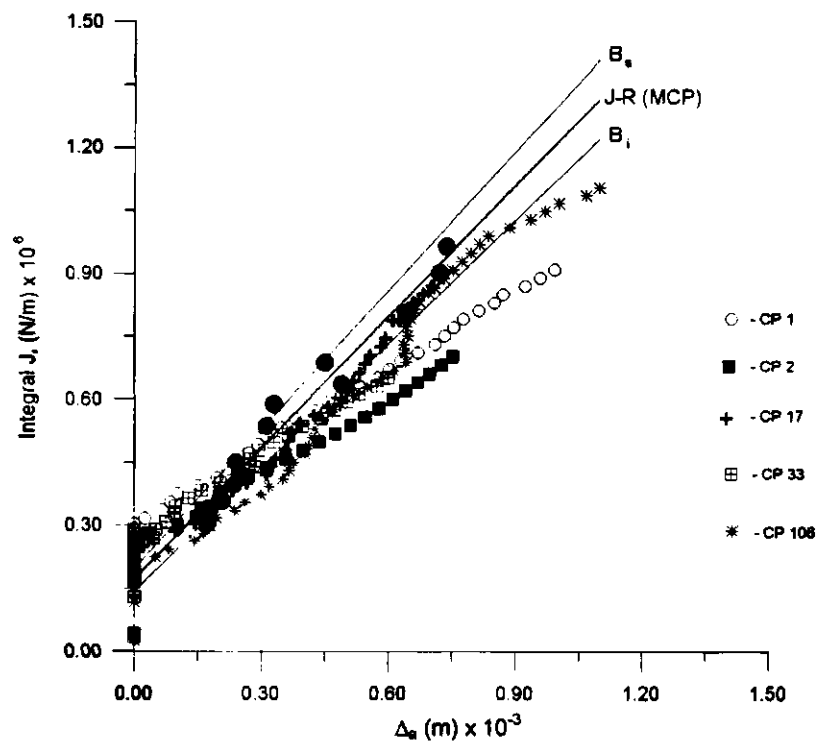


Figura 6.6 - Curvas de resistência J-R, obtidas pelos métodos de HERRERA e LANDES [19] e LANDES e BEGLEY [59], aço da classe API 5L-X70 ensaiado a baixa temperatura.

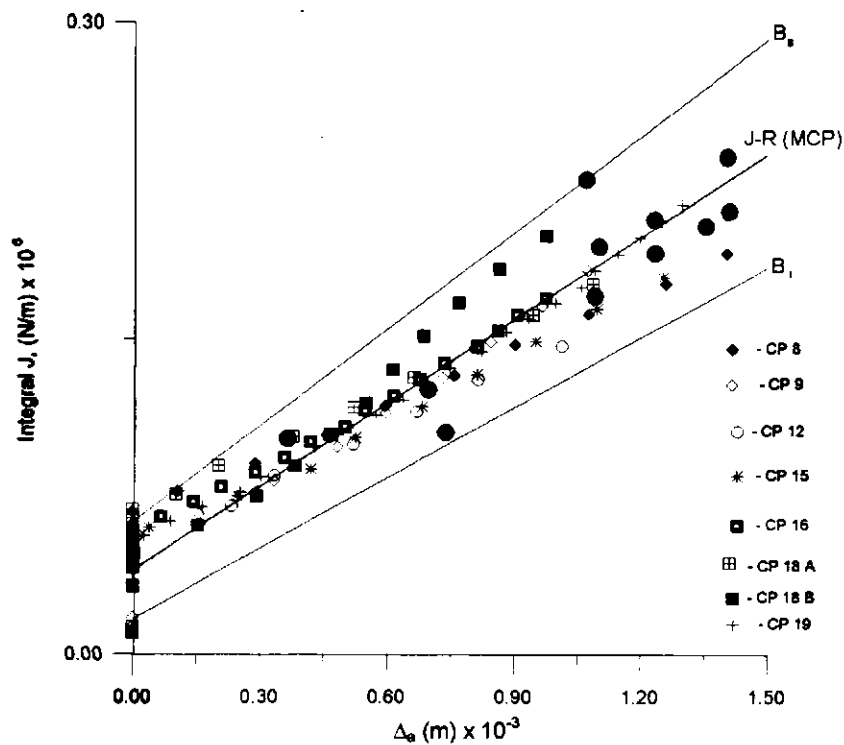


Figura 6.7 - Curvas de resistência J-R, obtidas pelos métodos de HERRERA e LANDES [19] e LANDES e BEGLEY [59], aço da classe ASTM A516-GR65 ensaiado à temperatura ambiente.

Nas Figuras 6.5 a 6.7,  $J-R_{(MCP)}$  é a curva de resistência J-R obtida pelo método de múltiplos corpos de prova a partir da regressão linear dos pares de pontos de  $J \times \Delta_a$ , Figura 5.67 a 5.69, Capítulo V - Item 5.4, e  $B_s$  e  $B_i$  são as bandas de variação superior e inferior, obtidas pelo método de DRUCE [82], da curva de resistência J-R (método de múltiplos corpos de prova).

As bandas de variação,  $B_s$  e  $B_i$ , foram colocadas nos gráficos das Figuras 6.5 a 6.7 para se verificar o enquadramento das curvas de resistência J-R, obtidas pelo método de HERRERA e LANDES [19] (método de um único corpo de prova), em relação a curva de resistência J-R obtida pelo método de LANDES e BEGLEY [59] (método de múltiplos corpos de prova).



De modo geral as curvas de resistência J-R de HERRERA e LANDES [19] ficaram dentro da banda de variação,  $B_s$  e  $B_i$ , tendendo sempre a se alinharem com a reta  $J-R_{(MCP)}$ .

As curvas de resistência J-R obtidas pelo método de HERRERA e LANDES [19] com os corpos de prova CP 56, CP 123 e CP 171 (ensaios à temperatura ambiente) e CP 106, CP 1 e CP 2 (ensaio a baixa temperatura), aço da classe API 5L-X70, Figuras 6.5 e 6.6, desviaram-se das bandas de variação,  $B_s$  e  $B_i$ . Isto não quer dizer que o método de HERRERA e LANDES [19] falhou, pelo contrário, as curvas de resistência J-R levantadas traduzem as características individuais apresentados por cada um dos corpos de prova ensaiados.

Os corpos de prova CP 56, CP 123, CP 171, CP 106, CP1 e CP2 não foram usados para levantar a curva de resistência J-R (método de múltiplos corpos de prova), Figuras 5.67 e 5.68, Capítulo V - Item 5.4, por não se enquadrarem dentro das exigências da norma ASTM E813-81 [7]. Este fato explica o comportamento apresentado pela curva J-R, método de HERRERA e LANDES [19], destes corpos de prova, com relação as bandas de variação,  $B_s$  e  $B_i$ , Figuras 6.5 e 6.6.

Outro fato importante que se observa é o formato da curva J-R apresentado pelos corpos de prova CP 56, CP 123, CP 17 e CP 106, aço da classe API 5L-X70, Figuras 5.42, 5.44, 5.58 e 5.60. Este comportamento está ligado principalmente ao formato da curva  $P \times \Delta$  destes corpos de prova que, na verdade, é a resposta de cada um deles ao carregamento aplicado (função das propriedades do material, geometria do corpo de prova e das demais condições de ensaio).

### 6.3 - INTEGRAL J DE INICIAÇÃO E/OU INTEGRAL J CRÍTICA -

#### $J_i/J_{IC}$

Nas Figuras 5.67 e 5.68 pode-se observar os valores da Integral J de iniciação,  $J_i$ , obtidos pelo método de LANDES e BEGLEY [59] (método de múltiplos corpos de prova), para o aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura ambiente e a baixa temperatura. Na Figura 5.69 pode-se observar o valor da Integral J de iniciação,  $J_i$ , obtido pelo método de LANDES e BEGLEY [59] (método de múltiplos corpos de prova), para o aço da classe ASTM A516-GR65 ensaiado à temperatura ambiente.

Nas Figuras 5.67 e 5.68, os valores de  $J_{IC}$  não foram determinados pela metodologia constante na norma ASTM E813-81 [7], pois segundo SANTOS [20], a linha de adoçamento (bluting line) recomendada pela norma,  $J = 2 \sigma_f \Delta_a$ , mostrou-se inadequada para o aço estudado.

Na Figura 5.69, foi utilizado o critério adotado por SANTOS [20] para levantar a curva de resistência J-R, entretanto a linha de adoçamento (bluting line) foi a recomendada pela norma ASTM E813-81 [7],  $J = 2 \sigma_f \Delta_a$ .

Nas Tabelas 5.17 a 5.19, observam-se os valores da Integral J no ponto onde a curva  $P_N \times \Delta_{pl}/W$  normalizada com  $a_0$  e a curva de calibração, divergem, ou seja, ponto (B) nas Figuras 5.13 a 5.18 (para os ensaios com "n" e "β" determinados a partir da curva tensão versus deformação verdadeira) e Figuras 5.19 a 5.39 (para os ensaios com "n" e "β" determinados a partir da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J). Segundo HERRERA e LANDES [19] este ponto significa o ponto de início de propagação de trinca, desta forma, os valores da Integral J calculados nestes pontos correspondem a Integral J de início de propagação de trinca  $J_i$ .

Comparando-se os valores de  $J_i$  calculados com “n” e “ $\beta$ ” determinados da curva tensão versus deformação verdadeira com os valores de  $J_i$  calculados com “n” e “ $\beta$ ” determinados da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J, verificou-se, em geral, que quanto maior o valor de “n” menor o valor da Integral J de iniciação,  $J_i$ .

Pelo método de HERRERA e LANDES [19] a Integral J de iniciação,  $J_i$ , é determinada no ponto de divergência entre a curva  $P_N \times \Delta_p/W$  normalizada com  $a_0$  e a curva de calibração.

Isto implica que, para valores maiores de “n” o ponto de divergência é deslocado para a esquerda, portanto determinando valores menores de  $J_i$ , enquanto que para valores menores de “n” o ponto de divergência é deslocado para a direita, portanto determinando valores maiores de  $J_i$ .

Comparando-se os valores da Integral J de iniciação,  $J_i$ , obtidos pelo método de HERRERA e LANDES [19], com “n” e “ $\beta$ ” determinados da curva tensão versus deformação verdadeira, com os obtidos pelo método de LANDES e BEGLEY [59] (método de múltiplos corpos de prova), observa-se uma diferença significativa entre os mesmos. Acredita-se que um dos motivos principais para esta diferença deve-se, provavelmente, a representatividade de “n”, determinado a partir da curva de tensão versus deformação verdadeira, que não representa o comportamento apresentado pelo corpo de prova entalhado, principalmente, considerando-se a resistência à propagação de trinca.

Já, quando compara-se os valores da Integral J de iniciação,  $J_i$  obtidos pelo método de HERRERA e LANDES [19], com “n” e “ $\beta$ ” determinados a partir da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J, com os obtidos pelo método de LANDES e BEGLEY [59], concluímos que as diferenças não são significativas.

Por outro lado, sabendo-se que para o método de LANDES e BEGLEY [59] (método de múltiplos corpos de prova) há uma estimativa da variação nos

valores de  $J_i$ , definidos pelas bandas de variação,  $B_s$  e  $B_i$ , calculadas a partir do trabalho de DRUCE [82], podemos afirmar que os valores de  $J_i$  determinados pelo método de HERRERA e LANDES [19] apresentam uma boa concordância com os valores de  $J_i$  calculados pelo método de LANDES e BEGLEY [59].

A diferença entre os valores de  $J_i$ , para o aço da classe ASTM A516-GR65, considerando-se os métodos de HERRERA e LANDES [19] e LANDES e BEGLEY [59] foi menor. A razão para isto, entre outras, pode estar relacionada com o tamanho da zona embotada na ponta da trinca (stretch zone), que para o aço da classe API 5L-X70 foi maior.

#### **6.4 - INTEGRAL J E TAMANHO DE TRINCA NO PONTO FINAL DE CARREGAMENTO**

Nas Tabelas 6.1 a 6.6 e Figuras 6.8 a 6.13, observam-se os valores da Integral J e de propagação de trinca no ponto final do ensaio, ou seja, ponto de descarregamento, obtidos a partir dos métodos de LANDES e BEGLEY [59] e HERRERA e LANDES [19] com "n" e "β" determinados a partir da curva  $P \times \Delta$  do ensaio de Integral J.

Nota-se, em geral, que os valores estão bastantes próximos, o que reforça de certo modo, apesar das dificuldades encontradas, a aplicabilidade do método de HERRERA e LANDES [19].

Tabela 6.1 - Integral J determinada no ponto final de ensaio. Aço API 5L-X70 ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C).

| CP<br>Nº | J (N/m)<br>(LANDES e BEGLEY) | J (N/m)<br>(HERRERA e LANDES) |
|----------|------------------------------|-------------------------------|
| 12       | 652062,440                   | 641676,61                     |
| 25       | 567784,224                   | 555213,02                     |
| 56       | 813548,285                   | 818639,14                     |
| 100      | 620853,460                   | 614322,31                     |
| 123      | 793779,290                   | 793887,33                     |
| 133      | 281023,885                   | 311797,98                     |
| 134      | 479865,309                   | 468459,98                     |
| 171      | 616335,788                   | 617512,76                     |

Tabela 6.2 - Integral J determinada no ponto final de ensaio. Aço API 5L-X70 ensaiado a baixa temperatura (-40 °C).

| CP<br>Nº | J (N/m)<br>(LANDES e BEGLEY) | J (N/m)<br>(HERRERA e LANDES) |
|----------|------------------------------|-------------------------------|
| 1        | 932516,999                   | 910253,49                     |
| 2        | 703680,548                   | 702374,84                     |
| 17       | 903159,906                   | 892366,63                     |
| 33       | 690911,301                   | 651910,28                     |
| 106      | 1089394,036                  | 1106751,56                    |

Tabela 6.3 - Integral J determinada no ponto final de ensaio. Aço ASTM A516-GR65 ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C).

| CP<br>Nº | J (N/m)<br>(LANDES e BEGLEY) | J (N/m)<br>(HERRERA e LANDES) |
|----------|------------------------------|-------------------------------|
| 8        | 212195,722                   | 193926,48                     |
| 9        | 192042,553                   | 183489,15                     |
| 12       | 171363,877                   | 146954,03                     |
| 15       | 205143,823                   | 180379,05                     |
| 16       | 194925,667                   | 170004,15                     |
| 18 A     | 208161,657                   | 176823,64                     |
| 18 B     | 227105,915                   | 200053,86                     |
| 19       | 238059,506                   | 215128,97                     |

Tabela 6.4 - Tamanho de trinca determinado no ponto final de ensaio. Aço API 5L-X70 ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C).

| CP<br>Nº | $a_f$ ( $\times 10^{-3}$ m)<br>(LANDES e BEGLEY) | $a_f$ ( $\times 10^{-3}$ m)<br>(HERRERA e LANDES) |
|----------|--|---|
| 12       | 15,871   | 15,8443   |
| 25       | 15,945   | 15,9043   |
| 56       | 16,575   | 16,5557   |
| 100      | 15,810   | 15,8005   |
| 123      | 16,392   | 16,3847   |
| 133      | 15,941   | 15,9918   |
| 134      | 15,777   | 15,7633   |
| 171      | 16,680   | 16,7017   |

Tabela 6.5 - Tamanho de trinca no ponto de descarregamento. Aço API 5L-X70 ensaiado a baixa temperatura (-40 °C).

| CP<br>Nº | $a_f$ ( $\times 10^{-3}$ m)<br>(LANDES e BEGLEY) | $a_f$ ( $\times 10^{-3}$ m)<br>(HERRERA e LANDES) |
|----------|--|---|
| 1        | 16,815   | 16,7782   |
| 2        | 16,802   | 16,8104   |
| 17       | 15,897   | 15,8972   |
| 33       | 17,192   | 17,1704   |
| 106      | 15,962   | 16,0412   |

Tabela 6.6 - Tamanho de trinca no ponto de descarregamento. Aço ASTM A516-GR65 ensaiado à temperatura de 298 K (25 °C).

| CP<br>Nº | $a_f$ ( $\times 10^{-3}$ m)<br>(LANDES e BEGLEY) | $a_f$ ( $\times 10^{-3}$ m)<br>(HERRERA e LANDES) |
|----------|--|---|
| 8        | 17,212   | 17,2050   |
| 9        | 17,036   | 16,8755   |
| 12       | 15,737   | 15,6578   |
| 15       | 16,790   | 16,6875   |
| 16       | 16,085   | 15,9564   |
| 18 A     | 16,871   | 16,7237   |
| 18 B     | 16,420   | 16,3230   |
| 19       | 17,068   | 16,9594   |

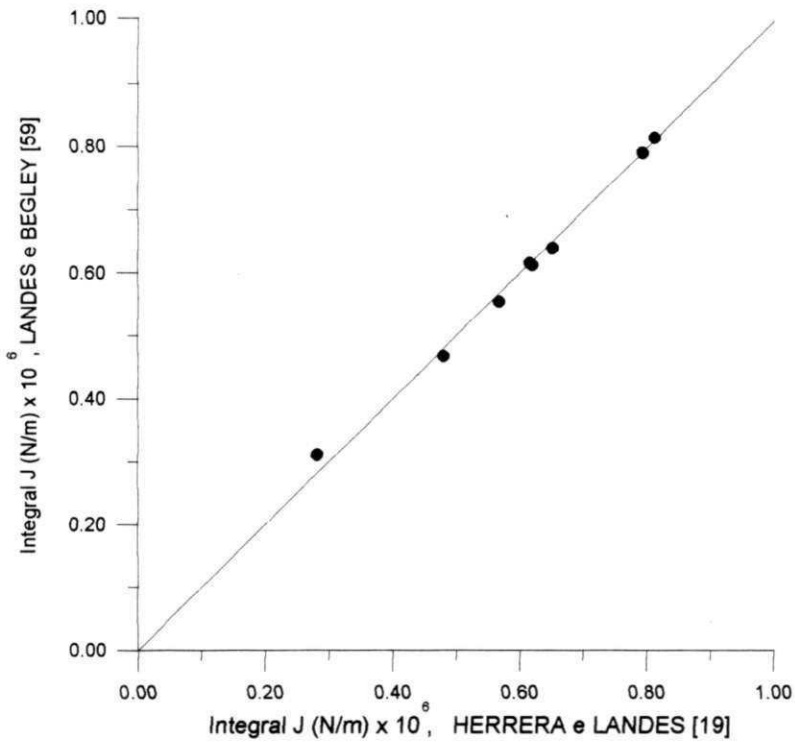


Figura 6.8 - Desvio entre os valores da Integral J, calculados pelo método de LANDES e BEGLEY [59] e HERRERA e LANDES [19]. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura ambiente. Tabela 6.1.

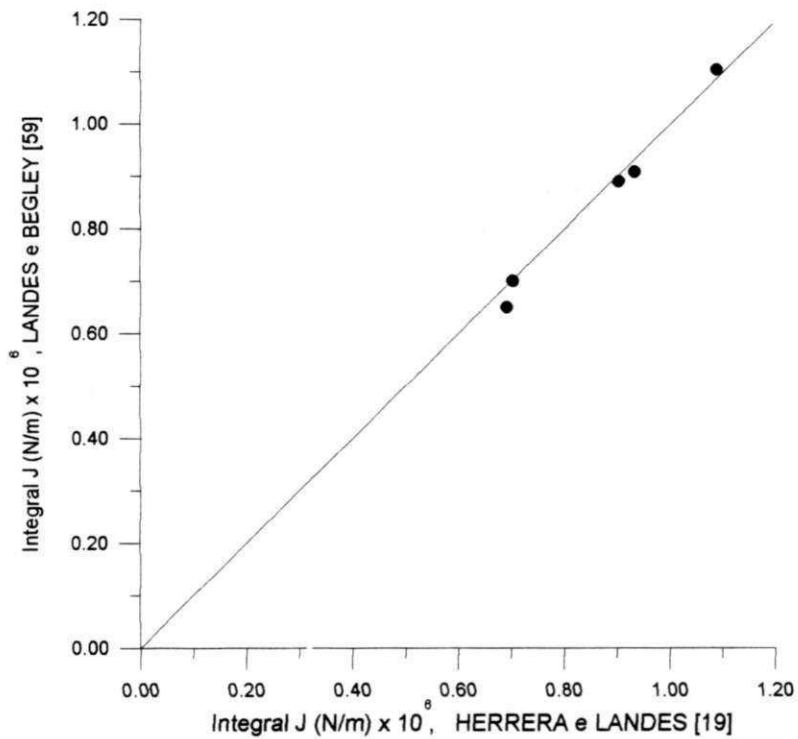


Figura 6.9 - Desvio entre os valores da Integral J, calculados pelo método de LANDES e BEGLEY [59] e HERRERA e LANDES [19]. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado a baixa temperatura (233 K). Tabela 6.2.

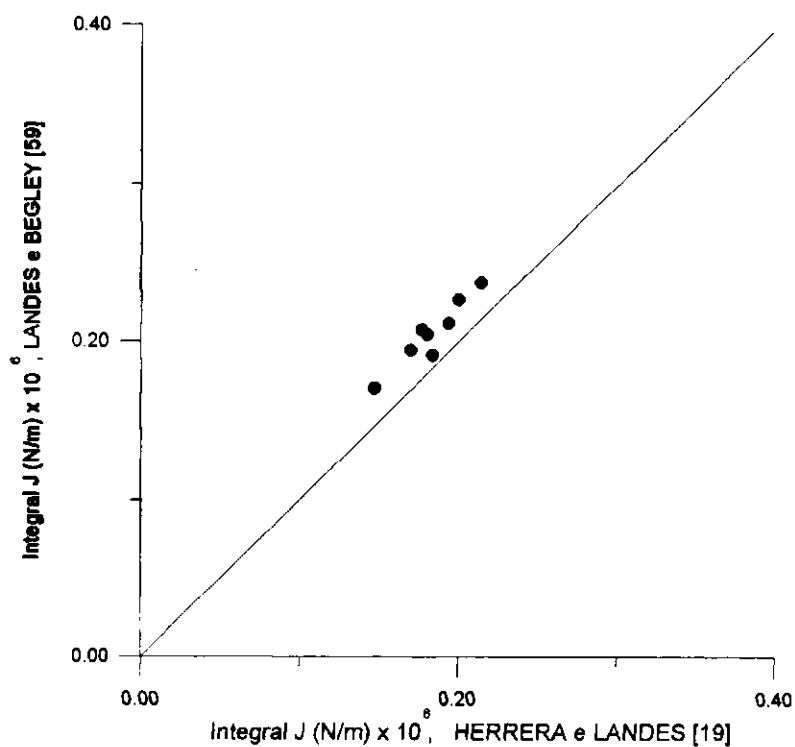


Figura 6.10 - Desvio entre os valores da Integral J, calculados pelo método de LANDES e BEGLEY [59] e HERRERA e LANDES [19]. Aço da classe ASTM A516-GR65 ensaiado à temperatura ambiente. Tabela 6.3

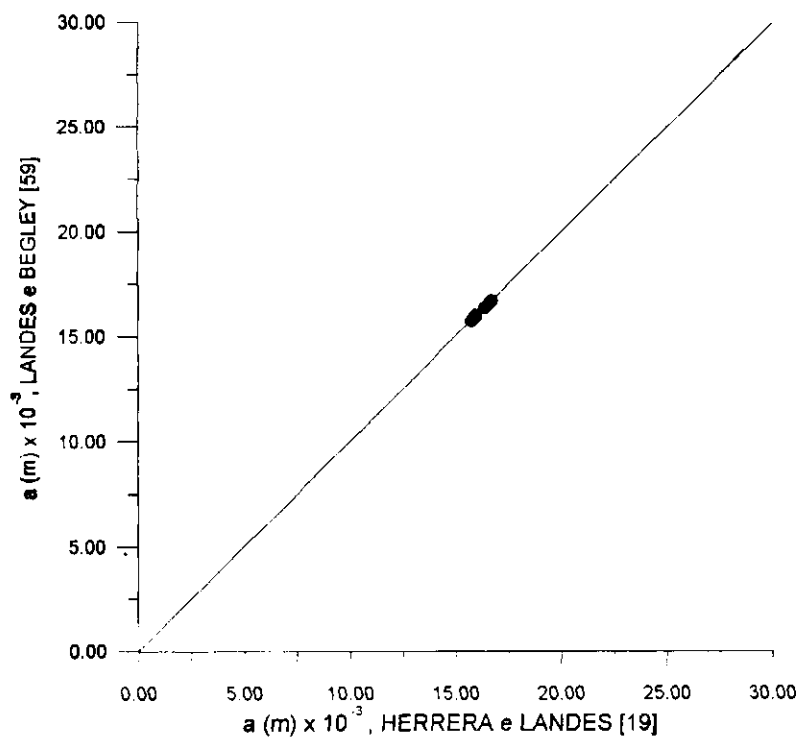


Figura 6.11 - Desvio entre os valores do comprimento final de trinca, calculados pelo método de LANDES e BEGLEY [59] e HERRERA e LANDES [19]. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado à temperatura ambiente. Tabela 6.4.



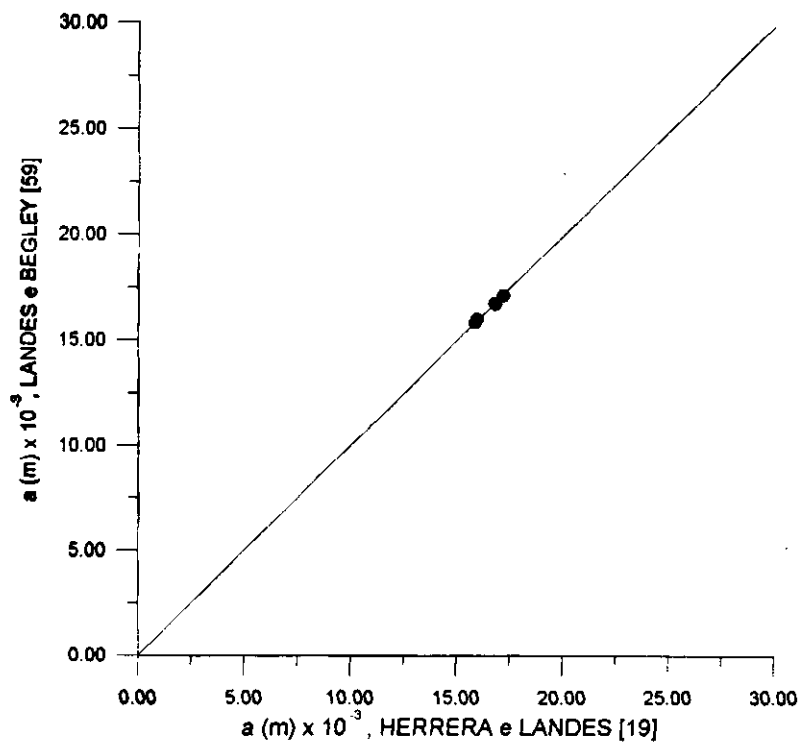


Figura 6.12 - Desvio entre os valores do comprimento final de trinca, calculados pelo método de LANDES e BEGLEY [59] e HERRERA e LANDES [19]. Aço da classe API 5L-X70 ensaiado a baixa temperatura (233 K). Tabela 6.5.

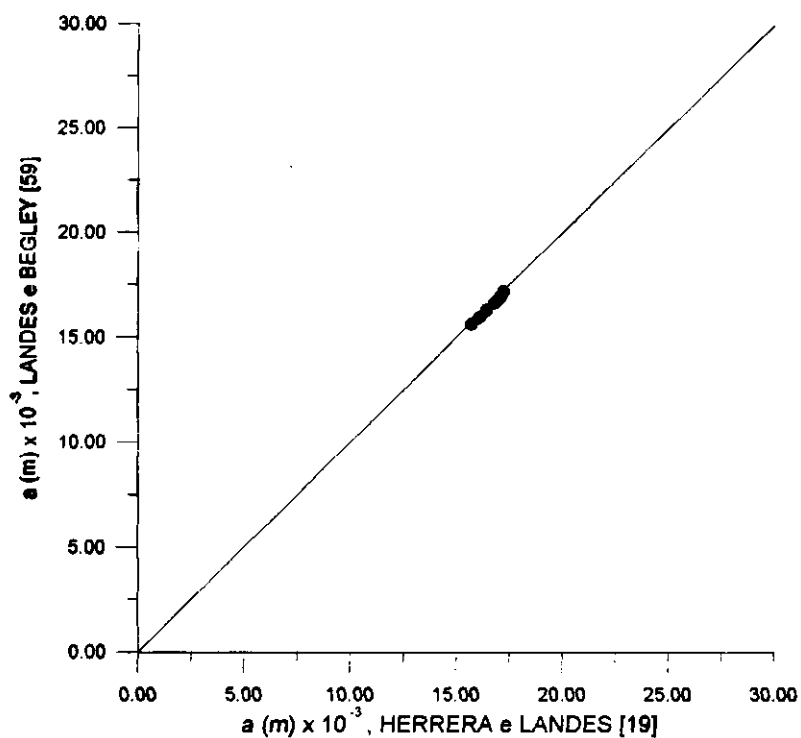


Figura 6.13 - Desvio entre os valores do comprimento final de trinca, calculados pelo método de LANDES e BEGLEY [59] e HERRERA e LANDES [19]. Aço da classe ASTM A516-GR65 ensaiado à temperatura ambiente. Tabela 6.6.

# CAPÍTULO VII

## 7 - CONCLUSÕES E SUGESTÕES

### 7.1- CONCLUSÕES

1<sup>o</sup> - O método de HERRERA e LANDES [19] apresentou uma determinada limitação quanto a aplicação, pois o mesmo necessita de dois pontos onde se conheça simultaneamente  $(P, \Delta, a)$ . Um deles pode ser facilmente identificado, como por exemplo, o ponto final de carregamento  $(P_f, \Delta_f, a_f)$ , entretanto, a escolha do outro é muito subjetiva.

2<sup>o</sup> - A não linearidade apresentada pelas curvas  $\log P_N \times \log \Delta_p/W$  deve-se, principalmente, a falta de adaptabilidade de comportamento com a forma funcional de Ramberg-Osgood usada para determinar a curva de calibração dos aços estudados.

3<sup>o</sup> - Foi necessário desenvolver-se uma nova metodologia para a escolha dos pontos na curva  $\log P_N \times \log \Delta_p/W$ . O método aqui usado foi baseado no tratamento dado por SHIH et al [83] e SCHWALBE e HEERENS [86] para o início e crescimento de trinca. O método mostrou-se satisfatório e permitiu desta forma uma certa constância na sistemática adotada para definir a região de onde retirar os pontos a serem usados na determinação de "n" e, portanto, "β".

4<sup>o</sup> - Verificou-se que embora admitindo-se o efeito do entalhe sobre os valores de "n", a tenacidade e/ou a resistência à propagação de trinca tiveram uma influência maior sobre o comportamento global, principalmente para o aço da classe API 5L-X70.

5<sup>o</sup> - As curvas de resistência J-R determinadas pelo método de HERRERA e LANDES [19], de modo geral, ficaram dentro da banda de variação,  $B_s$  e  $B_i$ , da reta de regressão linear dos pares de pontos  $J \times \Delta_a$  usados para a determinação da curva de resistência J-R pelo método de LANDES e BEGLEY [59] (método de múltiplos corpos de prova). Isto demonstra apesar das dificuldades encontradas, a aplicabilidade do método de HERRERA e LANDES [19].

6<sup>o</sup> - O formato da curva J-R está ligado principalmente ao formato da curva  $P \times \Delta$  dos corpos de prova. Na verdade, é a resposta de cada um deles ao carregamento aplicado (função das propriedades do material, geometria do corpo de prova e das demais condições de ensaio).

7<sup>o</sup> - Os valores da Integral J de iniciação,  $J_i$ , quando obtidos pelo método de HERRERA e LANDES [19], com "n" e " $\beta$ " determinados da curva tensão versus deformação verdadeira, apresentam uma diferença significativa em relação aos valores obtidos pelo método de LANDES e BEGLEY [59]. Provavelmente esta diferença está ligada a não representatividade de "n", determinado a partir da curva tensão versus deformação verdadeira, com o comportamento apresentado pelo corpo de prova entalhado, principalmente quando se considera a resistência à propagação de trinca.

8º - Os valores da Integral J de iniciação,  $J_i$ , quando obtidos pelo método de HERRERA e LANDES [19] apresentam uma boa concordância com os valores de  $J_i$  calculados pelo método de LANDES e BEGLEY [59], principalmente se considerarmos que os valores caem dentro da faixa prevista pelas bandas de variação  $B_s$  e  $B_i$ , determinadas pelo método de DRUCE [82].

9º - A diferença entre os valores de  $J_i$ , determinados pelos métodos de HERRERA e LANDES [19] e LANDES e BEGLEY [59], para o aço da classe ASTM A516-GR65, foi menor. O tamanho da zona embotada na ponta da trinca (stretch zone), provavelmente é um dos fatores importantes pelo comportamento verificado.

## 7.2 - SUGESTÕES

1<sup>o</sup> - A função de potência usada pelo método de HERRERA e LANDES para definir a curva de calibração nem sempre representa o comportamento do material em todo o campo de carregamento, o que se verificou no presente estudo. Sugerimos, portanto, que uma nova função seja testada de tal forma que possa, se possível, representar o comportamento do material em toda a faixa de carregamento e, então, tornar o método mais viável e aplicativo. Como primeiro passo a "função LMN" de LANDES et al poderia ser experimentada.

2<sup>o</sup> - No presente trabalho verificou-se um efeito significativo da tenacidade e/ou resistência a propagação de trinca no valor de "n", expoente da lei de potência do método de HERRERA e LANDES. Para aços em que o início de propagação ocorre no estágio inicial de carregamento e que, portanto, dificilmente poder-se-á evitar a tomada de pontos dentro da zona de propagação estável de trinca, um estudo mais detalhado do efeito da tenacidade e da resistência à propagação de trinca sobre "n" e/ou a forma funcional do método proposto por HERRERA e LANDES [19] deve ser realizado.

# ANEXO I

## A.1 - CURVAS $\log P_N$ x $\log \Delta_{pl}/W$ USADAS PARA A DETERMINAÇÃO DOS VALORES DE "n" E "β"

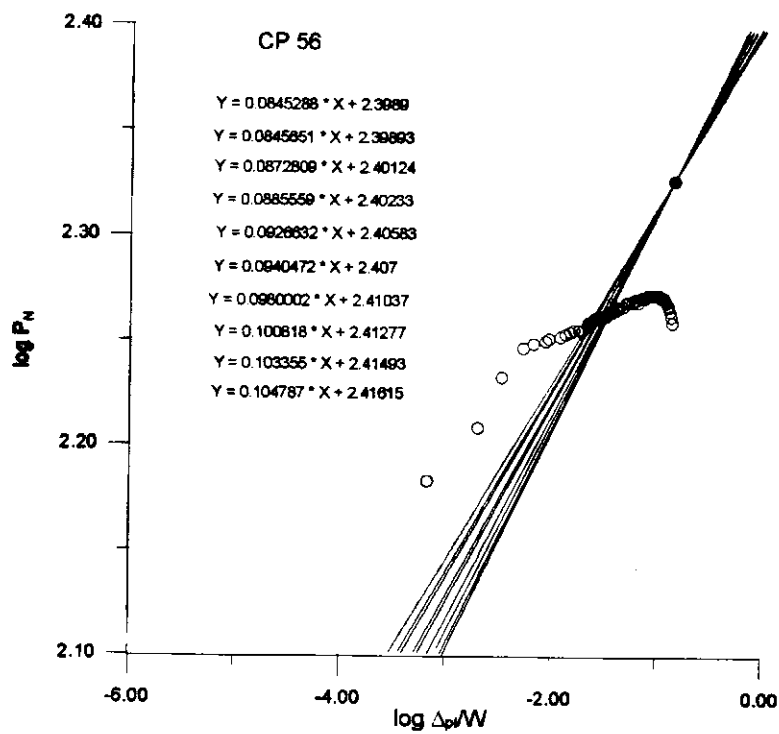


Figura A.1.1 - Curva  $\log P_N$  x  $\log \Delta_{pl}/W$  usada para a determinação de "n" e "β". Aço da classe API 5L-X70, ensaiado a temperatura de 298 K (25 °C).

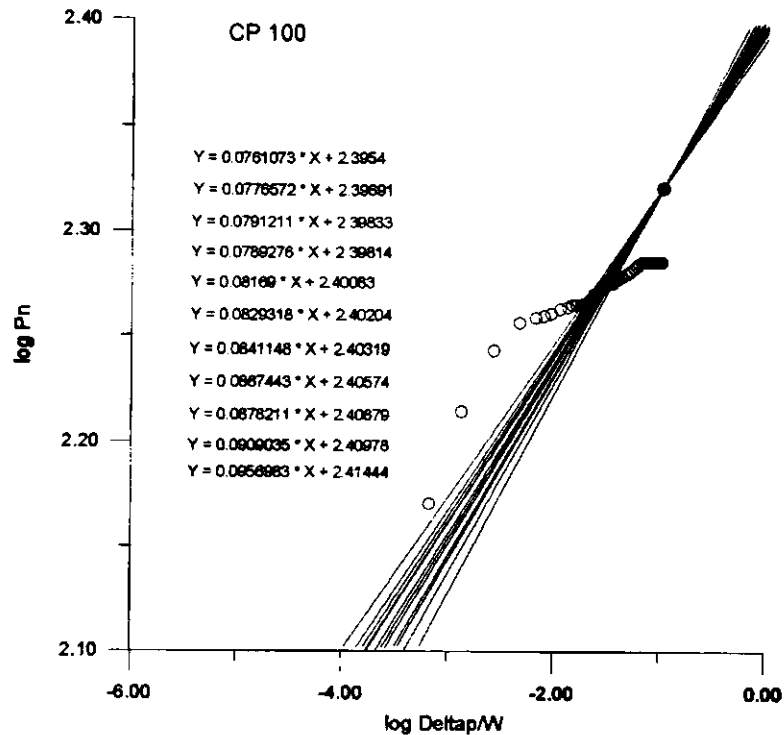


Figura A.1.2 - Curva  $\log P_N$  x  $\log \Delta_{pl}/W$  usada para a determinação de "n" e " $\beta$ ". Aço da classe API 5L-X70, ensaiado a temperatura de 298 K (25 °C).

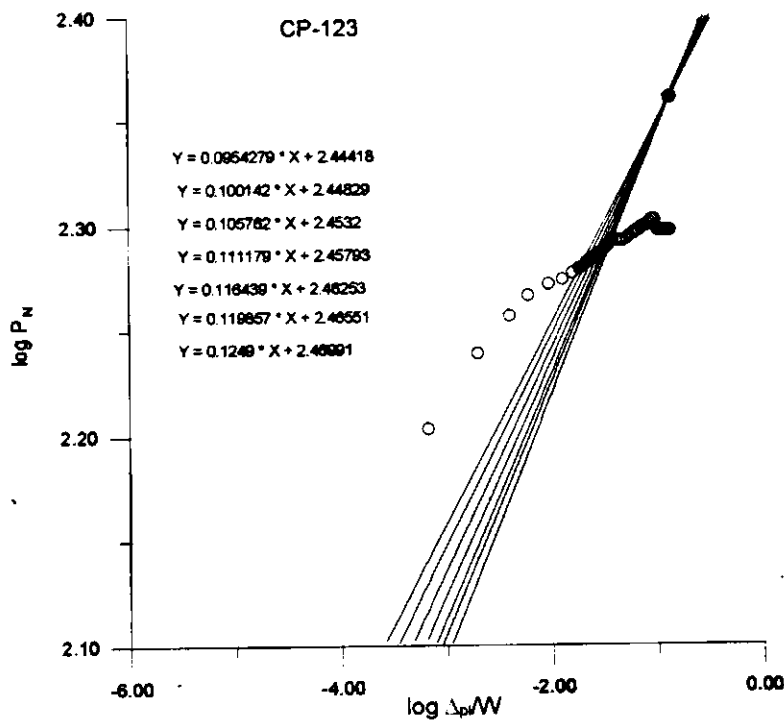


Figura A.1.3 - Curva  $\log P_N$  x  $\log \Delta_{pl}/W$  usada para a determinação de "n" e " $\beta$ ". Aço da classe API 5L-X70, ensaiado a temperatura de 298 K (25 °C).

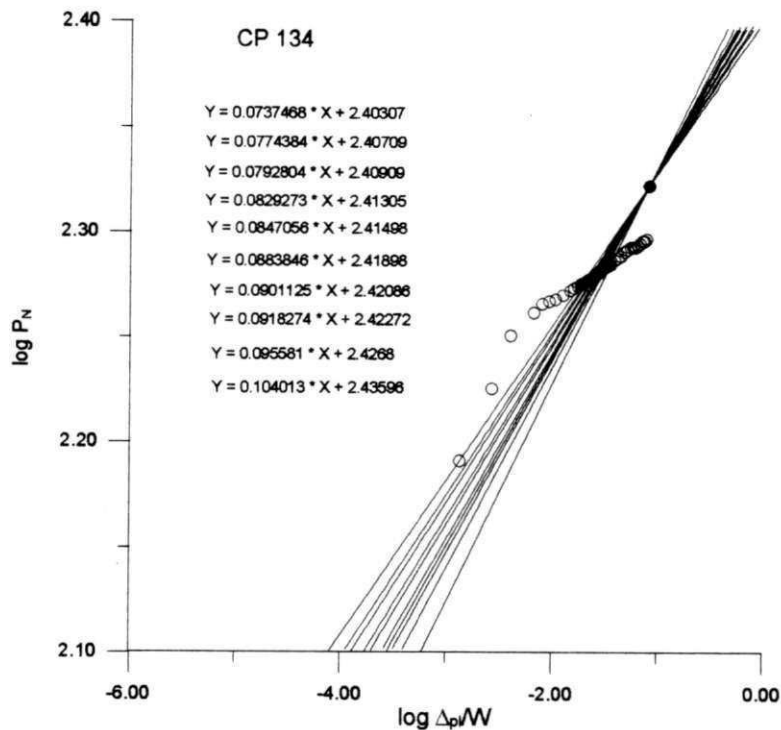


Figura A.1.4 - Curva  $\log P_N$  x  $\log \Delta_{pl}/W$  usada para a determinação de "n" e "β". Aço da classe API 5L-X70, ensaiado a temperatura de 298 K (25 °C).

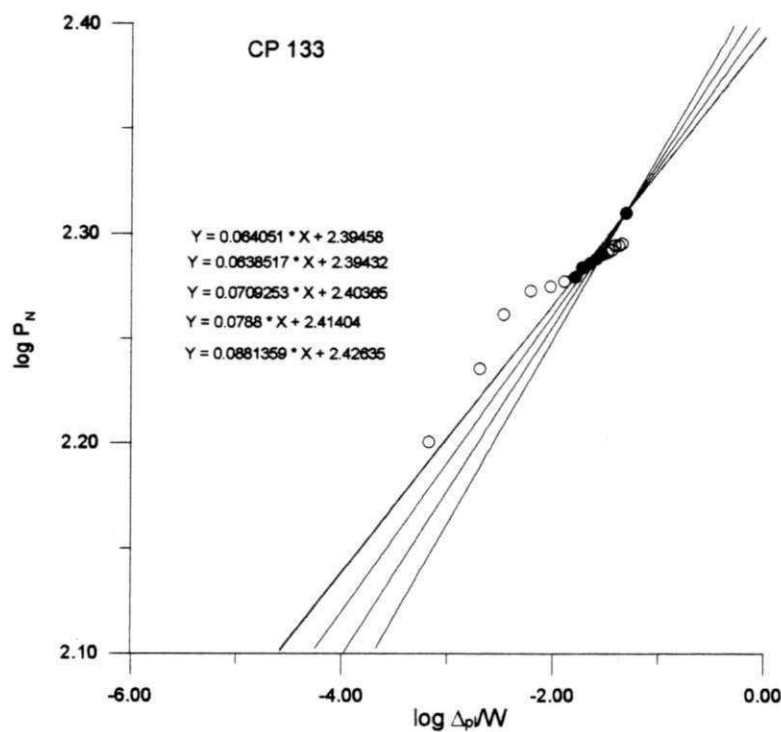


Figura A.1.5 - Curva  $\log P_N$  x  $\log \Delta_{pl}/W$  usada para a determinação de "n" e "β". Aço da classe API 5L-X70, ensaiado a temperatura de 298 K (25 °C).



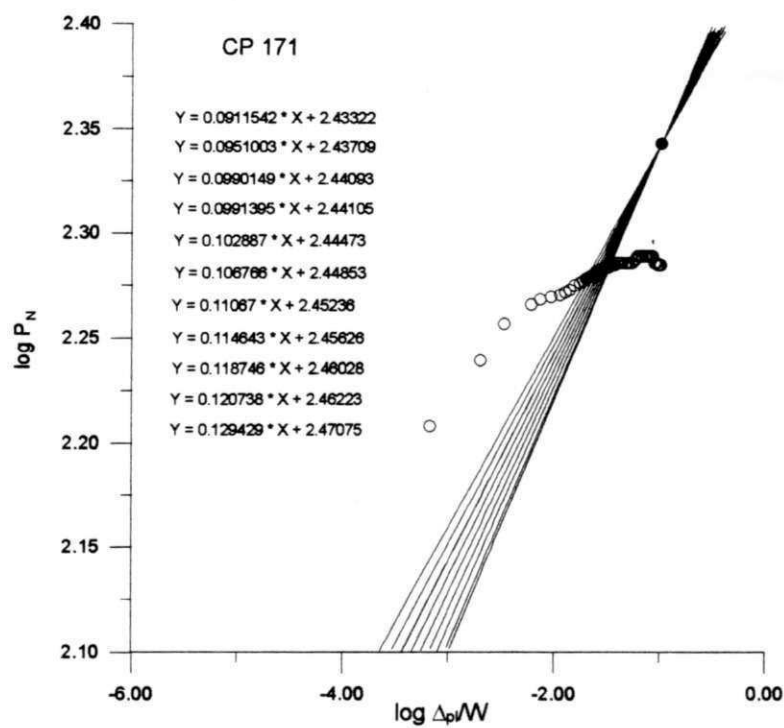


Figura A.1.6 - Curva  $\log P_N$  x  $\log \Delta_{pl}/W$  usada para a determinação de "n" e " $\beta$ ". Aço da classe API 5L-X70, ensaiado a temperatura de 298 K (25 °C).

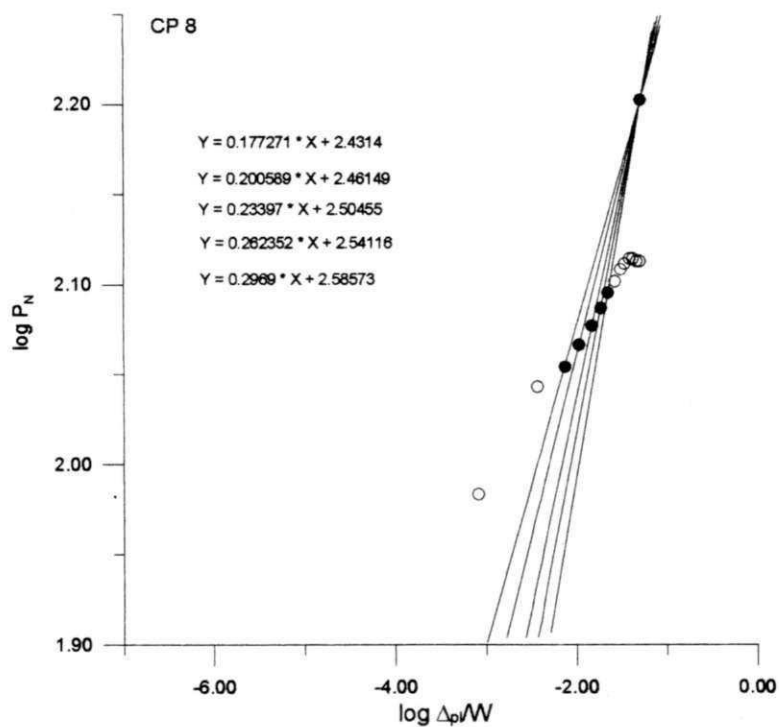


Figura A.1.7 - Curva  $\log P_N$  x  $\log \Delta_{pl}/W$ , usada para a determinação de "n" e " $\beta$ ". Aço da classe ASTM A516-GR65, ensaiado a temperatura de 298 K (25 °C).

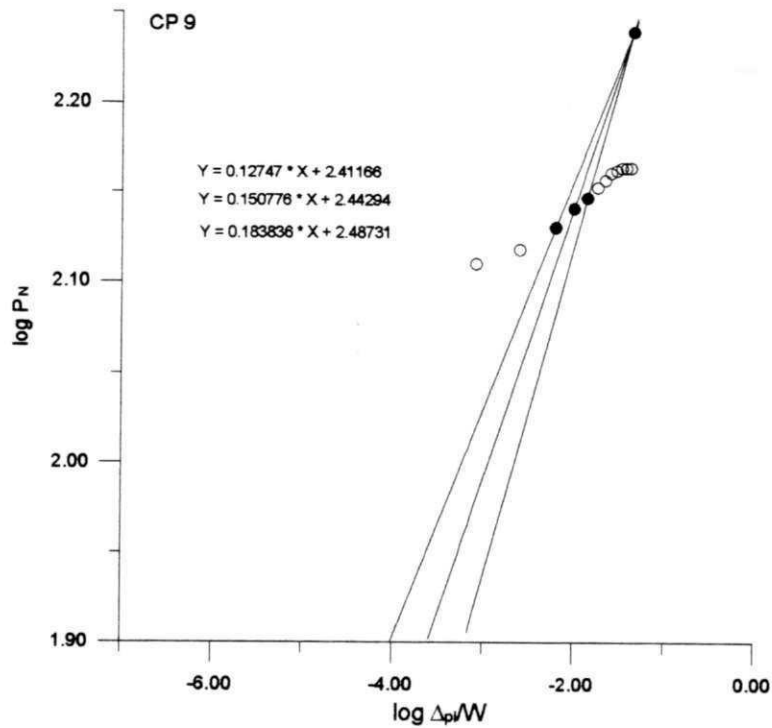


Figura A.1.8 - Curva  $\log P_N \times \log \Delta p/W$ , usada para a determinação de "n" e "β". Aço da classe ASTM A516-GR65, ensaiado a temperatura de 298 K (25 °C).

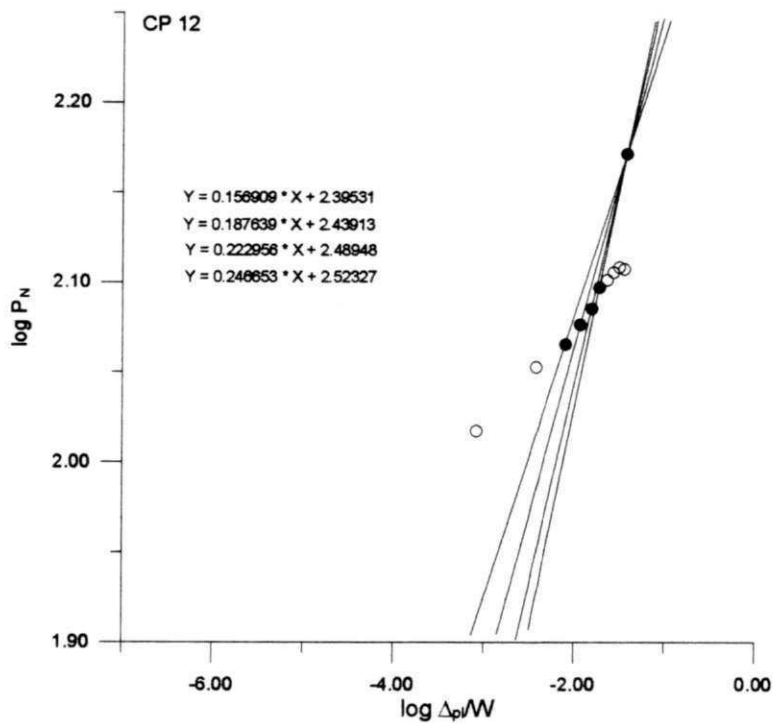


Figura A.1.9 - Curva  $\log P_N \times \log \Delta p/W$ , usada para a determinação de "n" e "β". Aço da classe ASTM A516-GR65, ensaiado a temperatura de 298 K (25 °C).

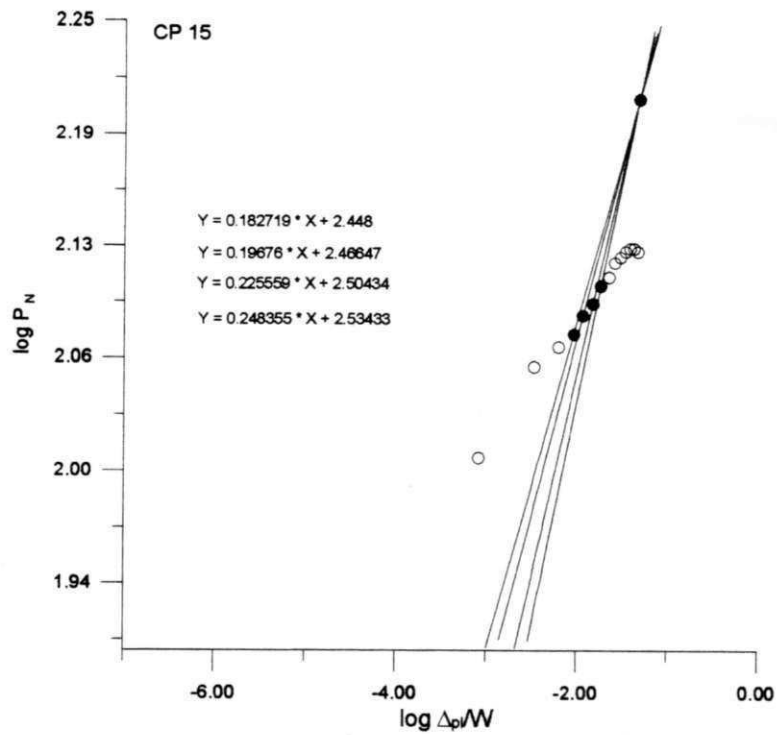


Figura A.1.10 - Curva  $\log P_N \times \log \Delta p_i/W$ , usada para a determinação de "n" e "β". Aço da classe ASTM A516-GR65, ensaiado a temperatura de 298 K (25 °C).

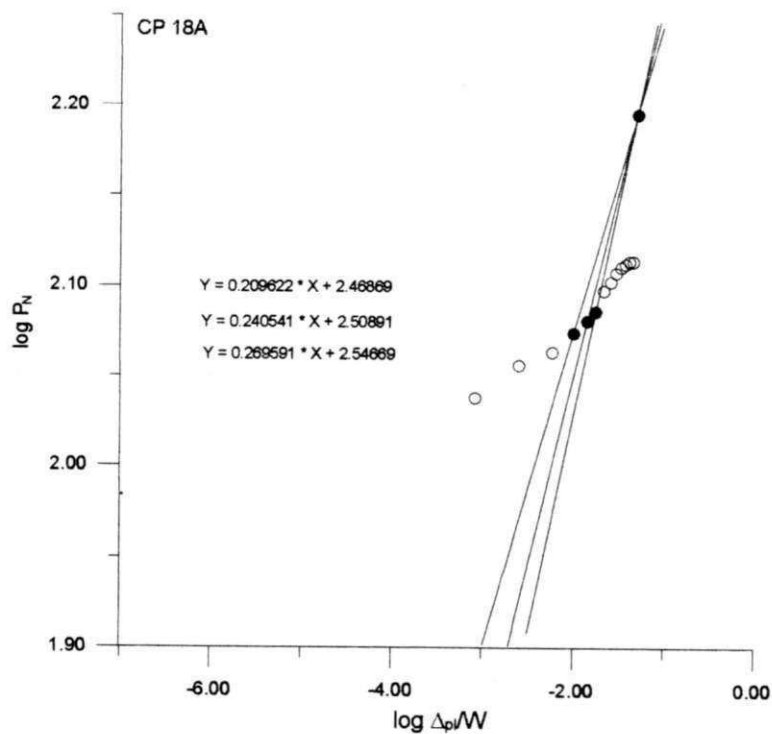


Figura A.1.11 - Curva  $\log P_N \times \log \Delta p_i/W$ , usada para a determinação de "n" e "β". Aço da classe ASTM A516-GR65, ensaiado a temperatura de 298 K (25 °C).

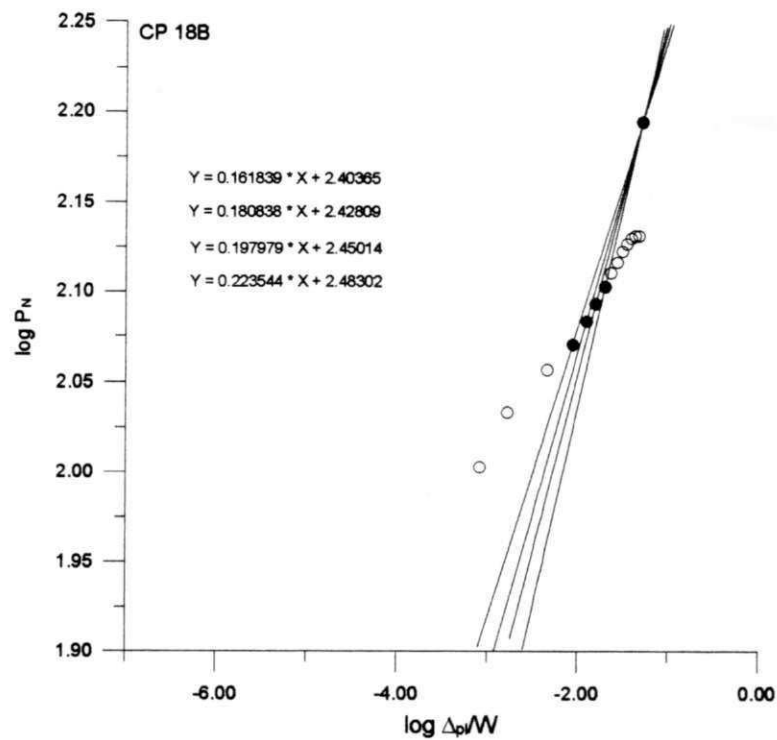


Figura A.1.12 - Curva  $\log P_N \times \log \Delta_{pI}/W$ , usada para a determinação de "n" e " $\beta$ ". Aço da classe ASTM A516-GR65, ensaiado a temperatura de 298 K (25 °C).

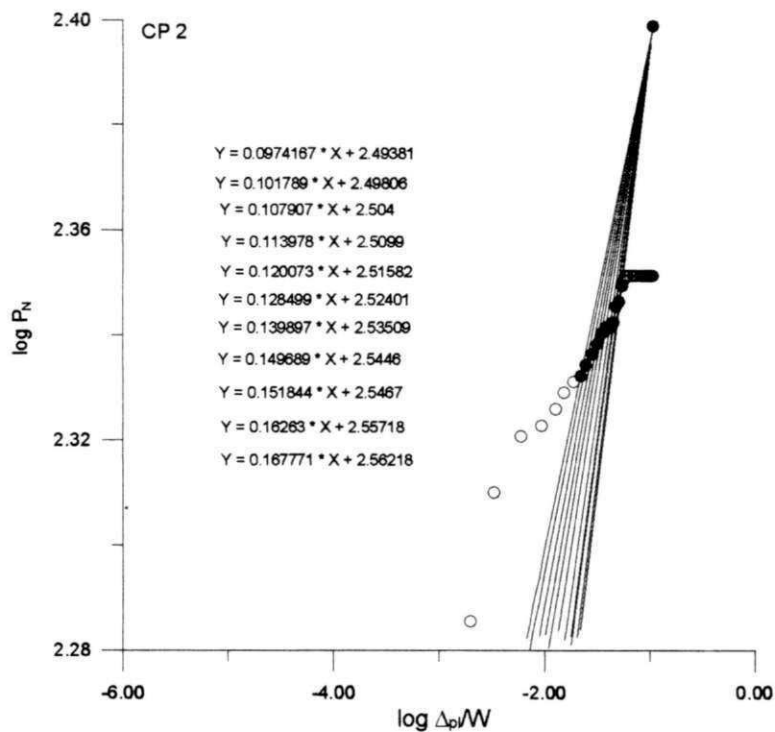


Figura A.1.13 - Curva  $\log P_N \times \log \Delta_{pI}/W$ , usada para a determinação de "n" e " $\beta$ ". Aço da classe ASTM API 5L-X70, ensaiado a temperatura de 233 K (-40 °C).

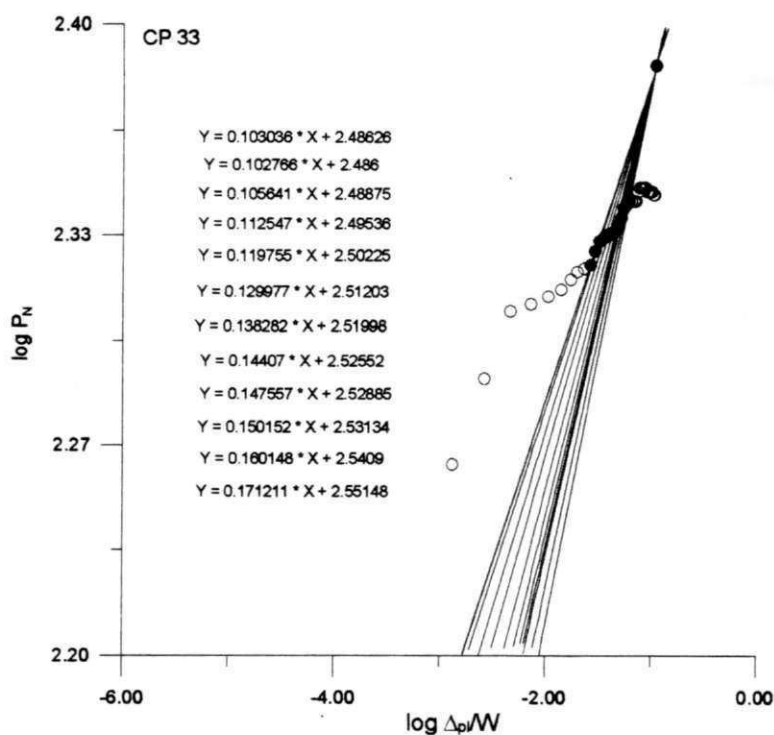


Figura A.1.14 - Curva  $\log P_N$  x  $\log \Delta_{pI}/W$ , usada para a determinação de "n" e "β". Aço da classe ASTM API 5L-X70, ensaiado a temperatura de 233 K (-40 °C).

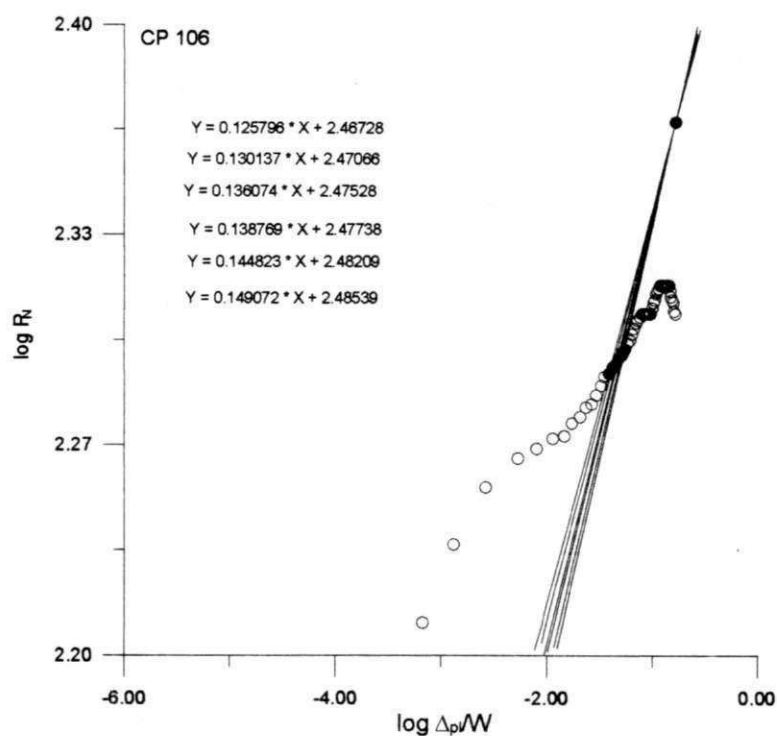


Figura A.1.15 - Curva  $\log P_N$  x  $\log \Delta_{pI}/W$ , usada para a determinação de "n" e "β". Aço da classe ASTM API 5L-X70, ensaiado a temperatura de 233 K (-40 °C).

## ANEXO II

### A.2 - DETERMINAÇÃO DAS BANDAS DE VARIAÇÃO ( $B_s$ E $B_r$ ), DA CURVA J-R DETERMINADA PELO MÉTODO DE LANDES E BEGLEY [59], A PARTIR DA ANÁLISE FEITA POR DRUCE [82]

DRUCE [82], analisando a curva J-R de um aço médio carbono, definiu a partir da regressão linear dos pontos  $J \times \Delta_a$ , o desvio padrão tanto para  $J_{\Delta_a = 0}$ , ou seja, valor de J para  $\Delta_a = 0$ , obtido a partir da interseção da reta de regressão linear com o eixo ordenado, em  $\Delta_a = 0$ , como para a inclinação da reta de regressão linear, definida como  $dJ/da$ .

DRUCE [82], calculou o desvio padrão tanto para  $J_{\Delta_a = 0}$  como para  $dJ/da$ , da forma:

$$\alpha_{(J_{\Delta_a=0})} = \left[ \frac{\sum (\Delta_a)^2 \sum (\Delta_a \frac{dJ}{da} + J_{\Delta_a=0} - J)^2}{(n-2)(n \sum (\Delta_a)^2 - (\sum \Delta_a)^2)} \right]^{1/2} \quad (\text{A.2.1})$$

$$\alpha_{\left(\frac{dJ}{da}\right)} = \left[ \frac{n(\alpha_{(J_{\Delta_a=0})})^2}{\sum (\Delta_a)^2} \right]^{1/2} \quad (\text{A.2.2})$$

onde:  $n$  é o número de pontos, equivalente ao número de corpos de prova na curva J-R, para o método dos múltiplos corpos de prova de LANDES e BEGLEY [59].

Portanto, fazendo-se uma análise estatística das equações de DRUCE [82], podemos dizer que existe uma variação de  $\alpha$  para mais e para menos. Desta forma foi estabelecido o seguinte procedimento para a determinação da banda superior ( $B_s$ ) e banda inferior ( $B_i$ ) da curva J-R, Figuras 5.61 a 5.63.

Considerando como exemplo:

$$\alpha(J_{\Delta a} = 0) = \pm b$$

$$\alpha\left(\frac{dJ}{da}\right) = \pm a$$

da Figura A.2.1, abaixo, tem-se:

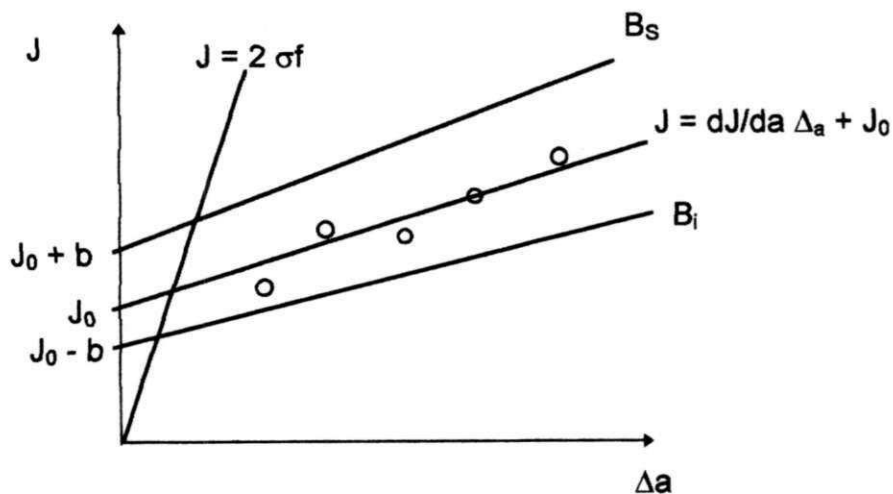


Figura A.2.1 - Curva J-R, esquemática com as bandas de variação.

ou seja, a Equação da curva J-R após a linearização dos pontos, segundo o método dos mínimos quadrados, por exemplo.

As bandas superior e inferior foram determinadas adicionando-se os valores máximos e mínimos de  $\alpha$  a  $dJ/da$  e  $J_0$  na equação da curva J-R, obtendo-se:

para a banda superior:

$$J = \left(\frac{dJ}{da} + a\right)\Delta_a + (J_0 + b) \quad (\text{A.2.3})$$

e para a banda inferior:

$$J = \left(\frac{dJ}{da} - a\right)\Delta_a + (J_0 - b) \quad (\text{A.2.4})$$



## 8 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] - IRWIN, G. R. Analysis of Stresses and Strains Near the End of Crack Traversing a Plate. J. of Appl. Mech., New York, vol. 24, n. 3, p. 361-364, June, 1957.
- [2] - BS 5447/77, Plane Strain Fracture Toughness ( $K_{Ic}$ ) of Metallic Materials, British Standards Institution Gr6, p. 1-12, 1977.
- [3] - WELLS, A. A. Application of Fracture Mechanics at and Beyond General Yielding, British Welding Research Association report M13/63, British Welding Journal, p. 563-570, 1963.
- [4] - BUDERKIN, F. M. and STONE, D. E. W. The Crack Opening Displacement Approach to Fracture Mechanics in Yielding Materials, Journal of Strain Analysis, vol. 35, n. 2, p. 145-153, 1966.
- [5] - RICE, J. R. A Path Independent Integral and the Aproximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks, Journal of Applied Mechanics, vol. 35, n.2, p. 379-386, 1968.

- [6] - BS 5762/79, Methods for Crack Opening Displacement (COD) Testing, British Standard Institution Gr6, p. 1-12, 1979.
- [7] - ASTM E813-81, Standard Test Method for JIC - A Measure of Fracture Toughness, 763-781, 1981.
- [8] - STEENKAMP, P. A. J. M. Investigation into the Validity of J-Based Methods for the Prediction of Ductile Tearing and Fracture, Reprint of Dr's Thesis, Department of Mechanical Engineering-Delft University of Technology - The Netherlands, May, 1986.
- [9] - LAI, Z. and ZHANG, J. A New Method for the Determination of the Critical Value of Crack Tip Opening Displacement at the Initiation of Crack Growth Using a Single Three-Point Bends Specimen, Journal of Testing and Evaluation, JTEVA, vol. 19, n. 5, p. 340-345, Sept., 1983.
- [10] - LAI, Z. H., CHEN, L. J., CHANG, C. M., MA, C. S. and CHAO, C. S. A New Method of Determining  $J_{IC}$  of Steel by Means of Single Specimen, Engineering Fracture Mechanics, vol. 17, n. 5, p. 395-403, 1983.

- [11] - JOYCE, J. A. and GUDAS, J. P. Computer Interactive  $J_{IC}$  Tearing of Navy Alloys, Elastic-Plastic Fracture, ASTM-STP 668, J. D. Landes, J. A. Begley and G. A. Clarks, Eds. American Society for Testing Materials, p. 451-468, 1979.
- [12] - WILLOUGHBY, A. A. and GARWOOD, S. J. On The Unloading Compliance Method of Deriving Single-Specimen R-Curves in Three-Point Bending, Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 803, C. F. Shih and J. P. Gudas Eds., American Society for Testing and Materials, p. II-372-II-397, 1983.
- [13] - SCHWALBE, K. H., HELMANN, D., HEERENS, J., KNACK, J. and ROOS, J. M. Measurement of Stable Crack Growth Including Detection of Initiation of Growth Using the DC Potential Drop and the Partial Unloading Methods, Elastic-Plastic Fracture Test Methods, ASTM STP 856, E. T. Wessel and F. J. Loss Eds., American Society for Testing and Materials, p. 338-362, 1985.
- [14] - VASSILAROS, M. G. and HACKETT, E. M. J-Integral R-Curve Testing of High Strength Steels Utilizing the Direct - Current Potential Drop Method, Elastic-Plastic Fracture Test Methods, ASTM STP 833, R. J. Sanford Ed., American Society for Testing Materials, Philadelphia, p. 532-552, 1984.

- [15] - YIN, S. W., GERBRANDS, R. A. and HARTEVELT, M. An Investigation of Blunting Line, Engineering Fracture Mechanics, vol. 18, n. 5, p. 1025-1036, 1983.
- [16] - JOYCE, J. A. ERNST, H. and PARIS, P. C. Direct Evaluation of J-Resistance Curves from Load Displacement Records, Fracture Mechanics, ASTM STP 700, American Society for Testing and Materials, p. 222-236, 1980.
- [17] - ERNST, H., PARIS, P. C., ROSSOW, M. and HUTCHINSON, J. W. Analysis of Load-Displacement Relationship to Determine J-R Curve and Tearing Instability Materials Properties, Fracture Mechanics, ASTM STP 677, C. W. Smith Ed., American Society for Testing and Materials, p. 581-599, 1979.
- [18] - ERNST, S. J., PARIS, P. C. and LANDES, J. D. Estimation on J-Integral and Tearing Modulus T. from a Single Specimen Test Record, Fracture Mechanics: Thirteenth Conference, ASTM STP 743, p. 476-502, 1981.
- [19] - HERRERA, R. and LANDES, J. D. A Direct J-R Curve Analysis of Fracture Toughness Tests, Journal of Testing and Evaluation, JTEVA, vol. 16, 5, p. 427-449 Sept., 1988.

- [20] - SANTOS, M. A. Estudo do Comportamento à Fratura de um Aço para Tubulações da Classe API 5L-X70, Tese apresentada à Universidade Federal do Rio de Janeiro - COPPE para obtenção do título de Doutor em Ciências em Engenharia Metalúrgica e de Materiais , Rio de Janeiro, p. 1-488, 1991.
- [21] - INGLIS, C. E. Stresses in Plate Due to The Presence of Cracks e Sharp Corners, Londres, Trans. Inst. Naval Arch., vol LV, pp 219-230, 1913.
- [22] - WESTERGAARD, H. M. Bearing Pressures and Cracks, Trans. ASME, Journal of Applied Mechanics, A49, Jun. 1939.
- [23] - TIMOSHEKO, S. P. e GOODIER, J. N. Teoria da Elasticidade. Trad. Villaça, S. F. Soriano H. L. e Souza, H. S. 3ª ed. Rio de Janeiro, Guanabara Dois S. A., 1980.
- [24] - LAMÉ, G. Leçons sur les Coordonées Curvilignes, Gauthier-Villaris, Paris, 1859, in\_\_ TIMOSHEKO, S. P. e GOODIER, J. N. Teoria da Elasticidade. Trad. Villaça, F. Soriano H. L. e Souza, H. S. 3ª ed. Rio de Janeiro, Guanabara Dois S.A., 1980.

- [25] - AIRY, G. B. Brit. Assoc. Advan. Sci. Rept., 1862, in\_\_TIMOSHEKO, S. P. e GOODIER, J. N. Teoria da Elasticidade. Trad. Villaça, S. F., Soriano H. L. e Souza, H. S. 3ª ed. Rio de Janeiro, Guanabara Dois S.A., 1980.
- [26] - VEDIA, L. . Mecanica de Fractura. Buenos Aires. Proyecto Multinacional de Investigacion y Desarrollo en Materiales OEA-CNEA, 1986.
- [27] - NEUBER, H., Kerbspannungleire, Springer, Berlim (1938); translated as *Theory of Notch Stresses*, David Taylor Model Basin, Translation 74, (Nov. 1945) In\_\_KNOTT, J. F. Fundamentals of Fracture Mechanics, Butterworth & Co Publishers Ltd. London, 1973.
- [28] - PETERSON, R. E. Stresses Concetration Design Factors, Jonh Willey, Nova York, 1953.
- [29] - IRWIN, G. R. Relation of Stresses Near a Crack to the Crack Extension Force, 9th Int. Congr. Appl. Mech. Vol 3, Univ. of Brussels, pp. 245-251, 1957. In\_\_HAYES, D. J. Origins of the Energy Balance Approach to Fracture, Journal of Strain Analysis, vol. 10, nº 4, pp. 195-197, I. Mech. E., 1975.

- [30] - GRIFFITH, A. A. The Phenomena of Rupture and Flow in Solids, Phil. Trans. Roy. Soc. Soc. of London, A 221, pp. 163-198, 1920. In\_\_HAYES, D. J. Origins of the Energy Balance Approach to Fracture, Journal of Strain Analysis, vol. 10, n° 4, pp. 195-197, I. Mech. E., 1975.
- [31] - GRIFFITH, A. A. The Theory of Rupture, Proc. 1st Int. Congr. Appl. Mech. Delft, 1924. In\_\_HAYES, D. J. Origins of the Energy Balance Approach to Fracture, Journal of Strain Analysis, vol. 10, n° 4, pp. 195-197, I. Mech. E., 1975.
- [32] - IRWIN, G. R. Fracture Dynamics, In\_\_Fracture of Metals, ASM, Cleveland, pp. 147-166, 1948.
- [33] - OROWAN, E. Energy Critéria of Fracture, Weld. J. Res. Suppl. 1955 20-185.
- [34] - IRWIN, G. R. and KIES, J. A. Fracturing and Fracture Dynamics, Weld. J. Res. Suppl., vol 17, pp. 95s, 1952.
- [35] - WELLS, A. A. Unstable Crack Propagation in Metals, Proceedings Granfield Crack Propagation Symposy, vol. 1, pp. 210 1961.

- [36] - BAREMBLATT, G. I. The Mathematical Theory of Equilibrium Cracks in Brittle Fracture, Advances in Applied Mechanics, pp. 7-55, 1962.
- [37] - DUGDALE, D. S. Yielding of Steel Sheets Containing Slits, J. Mech. Phys. Solids, vol. 8, pp. 100-104, 1960.
- [38] - SMITH, E. The Spread of Plasticity from a Crack on Approach Based on the Solution of Pair of Dual Integral Equations, C. E. G. B., Research Laboratories, Lab. Note n° RD/L/M31/62, July 1962.
- [39] - BURDEKIN, F. M. e DAWES, M. G. Proc. I. Mech. E. Conf., 1971.
- [40] - DAWES, M. G. Fracture Control in High Yield Strength Weldments, Welding Research Supplement - Welding Journal, vol. 53, n°, pp. 369s-379s, 1974.
- [41] - DAWES, M. G. The COD Design Curve, Proceeding of 2nd Advanced Seminar on Fracture Mechanics, Ispra, Italy/Advances in Elasto Plastic Fracture Mechanics, edited by LARSON, L. H., pp. 279-300, 1980.
- [42] - Documento Britânico PD 6493. Guidance on Some Methods for Derivation of Acceptance Levels for Defects in Fusion Welded Joints, pp. 1-51, 1980.



- [43] - STROHAECKER, T. R. e BASTIAN, F. L. Complemento à Fratura de Aços Estruturais de Alta Resistência Mecânica Temperados e Revenidos, Anais do II Encontro de Tecnologia e Utilização dos Aços Nacionais, pp. 450-460, Rio de Janeiro, 1987.
- [44] - DAWES, M. G. Elastic Plastic Fracture Toughness Based on the COD and J-Contour Integral Concepts, Elastic Plastic Fracture, ASTM STP 668, J. Landes, J. A. Begley and G. A. Clark, Eds., ASTM, pp. 307-333, 1979.
- [45] - FEN-LI, Q. A Study About  $J_i$  and  $\delta_i$  in Three-Point Bend Specimens With Deep and Shallow Notches, Engineering Fracture Mechanics, vol. 22, nº 1, pp. 9-15, 1985.
- [46] - MATSOUKAS, G., COTERRELL, B. e MAI, Y. W. The Effect of Geometry on the Crack Opening Displacement of Low Carbon Steel, Engineering Fracture Mechanics, vol. 23 nº 4, pp. 661-665, 1985.
- [47] - E24 COMMITTEE, Draft Standard Test Method for Crack Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness Measurement, E24 Committee, pp. 1-50, 1988.

- [48] - RICE, J. R. Mathematical Analysis in the Mechanics of Fracture, Fracture An Advanced Treatise, vol II, Mathematical Fundamentals, Chapter 3, Edited by Liebowitz, H., Academic Press, New York and London, pp. 191-310, 1968.
- [49] - EWALDS, H. L. e WANHILL, R. J. H. Fracture Mechanics, Edward Arnold Publishers Ltd., London, 1984.
- [50] - DIETER, G. Metalurgia Mecânica, Trad. Sousa e Silva A. S., Almeida L. H. e Miranda, P. E. V., 2 ed., Guanabara Koogan S. A., Rio de Janeiro, 1981.
- [51] - HUTCHINSON, J. W. Singular Behaviour at the End of a Tensile Crack in a Hardening Material, J. Mech. Phys. Solids, vol. 16, pp. 13-31, 1968.
- [52] - RICE, J. R. e ROSEGREEN, G. F. Plane Strain Deformation Near a Crack Tip in a Lower-Low Hardening Materials, Journal Mech. Phys. Solids, vol. 16, 1-12, 1968.

- [53] - GOMES, E. Conformabilidade Plástica dos Metais pela Mecânica da Fratura Não-Linear, Tese apresentada a Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, para obtenção do título de Doutor em Engenharia, São Paulo, 1990.
- [54] - HUTCHINSON, J. W. and PARIS, P. C. Stability Analysis of J-Controlled Crack Growth, Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668, J. D. Landes , J. Begley and G. A. Clarke, Eds., ASTM, pp. 37-64, 1979.
- [55] - PARIS, P. C., TADA, H., ZAHOR, A. and ERNST, H., The Theory of Instability of the Tearing Mode of Elastic-Plastic Crack Growth, Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668, J. D. Landes , J. A. Begley and G. A. Clarke, Eds., ASTM, pp. 37-64, 1979.
- [56] - RICE, J. R. et al Some Further Results on J-Integral Analysis and Estimates, Progress in Flaw Growth and Fracture Toughness Testing, ASTM STP 536, ASTM, pp. 231-245, 1973.
- [57] - MERKLE, J. and CORTEN, H. Journal of Pressure Vessel Technology, Transactions American Society of Mechanical Engineers, pp. 286-292, 1974.

- [58] - BEGLEY, J. A. and LANDES, J. D. The J Integral as a Fracture Criterion, Fracture Toughness, Proceedings of the 1971 National Symposium on Fracture Mechanics, part II, ASTM STP 514, ASTM, pp. 1-20, 1972.
- [59] - LANDES, J. D. and BEGLEY, J. A. Test Results From J-Integral Studies: An Attempt to Establish a  $J_{IC}$  Testing Procedure, ASTM STP 560, ASTM, pp. 170-186, 1974.
- [60] - TURNER, C. E. Methods for Post-Yield Fracture Safety Assessment, Post-Yield Fracture Mechanics, ed. D. G. H. Latzko, Applied Science Publishers Ltd. London, pp. 23-210, 1979.
- [61] - SUMPTER, J. D. G. and TURNER, C. E. A Method for Laboratory Determination of  $J_C$ , Cracks and Fracture, ASTM STP 601, ASTM, pp. 3-18, 1976.
- [62] - BUZZARD, R. J. and FISHER, D. M., Load-Displacement Measurement and Work Determination in Three-Point Bend Tests of Notched or Precracked Specimens, Journal of Testing and Evaluation, vol. 6, No. 1, pp. 35-39, 1978.

- [63] - TARPANI, J. R. e SPINELLI, D. Avaliação da Técnica de Normalização Linear para o Levantamento de Curvas J-R, Trabalho Apresentado no I Seminário de Mecânica da Fratura, Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais - ABM, Ouro Preto, pp. 89-105, 1995.
- [64] - KUMAR, . N. Analytical Optimization of Crack Size Measurement Number in R-Curve Study, Engineering Fracture Mechanical, vol. 29 n. 5 pp. 599-608, 1988.
- [65] - REESE, E. D. and SCHWALBE, K. H. The Linear Normalization Technique - na Alternative Procedure for Determining J-R Curves from Single Specimen Test Record Based on Landes' Normalization Method, Fatigue Fracture Engineering Materials and Structures, vol. 16 n. 3, pp. 271-280, 1993.
- [66] - KAISER, S. On the Relation Between Stable Crack Growth and Fatigue, Fatigue of Engineering Materials, vol 6, n. 1, pp 32-38, 1983. In\_\_ TARPANI, J. R. e SPINELLI, D. Avaliação da Técnica de Normalização Linear para o Levantamento de Curvas J-R, Trabalho apresentado I Seminário de Mecânica da Fratura, Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais - ABM, Ouro Preto, pp. 89-105, 1995.

- [67] - MARSCHALL, C. W. et al Use of Direct-Current Electric Potential Method to Monitor Large Amounts of Crack Growth in Highly Ductile Metals, Fracture Mechanics: Twenty-First Symposium, ASTM STP 1074, J. P. Gudas, J. . Gudas, J. . Joyce and E. M. Hackett, Eds. ASTM, Philadelphia, pp. 581-593, 1990. In\_\_TARPANI, J. R. e SPINELLI, D. Avaliação da Técnica de Normalização Linear para o Levantamento de Curvas J-R, Trabalho apresentado I Seminário de Mecânica da Fratura, Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais - ABM, Ouro Preto, pp. 89-105, 1995.
- [68] - SAXENA, . and HUDAK, S. J. Jr. Review and Extension of Compliance Information for Common Crack Growth Specimens, International Journal of Fracture, vol. 14, n. 5, pp. 453-468, 1978.
- [69] - LANDES, J. D. et al Normalization Method for Developing J-R Curves with the LMN Function, Journal of Testing and Evaluation, JTEVA, vol. 19, n. 4, pp. 305-311 1991.
- [70] - YIN, X. C. A Simple Iterative Key Curve Method for Determining  $J_R$  Curves, Int. Pres. Ves. & Piping, vol. 53, pp. 143-157, 1993.

- [71] - LI XIAO-WEI and LIU YI, A New Method for Measuring  $J_R$  Curve of Mild Steel, Engineering Fracture Mechanics, vol. 30. n. 4, pp. 445-450, 1988.
- [72] - BRÜNINGHAUS, K., TWICKLER, M., TWICKLER, R., HEUSER, A., MENHARD, D. and DAHL, W. Application of the Key Curve Method on Static and Dynamic  $J_R$ -Curve Determination with CT- and SENB-Specimens, Fracture Control of Engineering Structures, ECF 6, Chameleon press. Ltd., Londres, vol. 1, pp. 429-439, 1978.
- [73] - ANDRADE, A. H. P. e SOARES, M. C. B. V. Determinação Analítica da Curva J-R de um Aço Ferrítico, trabalho apresentado no 48<sup>o</sup> Congresso Anual da Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, Rio de Janeiro, vol. 1, pp. 713- 723, 1993.
- [74] - SANTOS, M. e BASTIAN, F. L. Estudo do Comportamento à Fratura de um Aço de Laminação Controlada através da Metodologia da Integral J e CTOD, trabalho apresentado no 3<sup>o</sup> Colóquio Latino Americano de Fadiga e Fratura dos Materiais, 1987.
- [75] - ASTM E8-81 Standard Methods of Tension Testing of Metallic Materials, pp. 197-217, 1981.

- [76] - KUMAR, V. et al. Na Engineering Approach for Elastic-Plastic Fracture Analysis, Electric Power Research Institute, NP 1931, Topical Report, July 1981. In\_\_HERRERA, R. and LANDES, J. D. A Direct J-R Curve Analisis of Fracture Toughness Tests, Journal of Testing and Evaluation, JTEVA, vol. 16, 5, p. 427-449 Sept., 1988.
- [77] - BARROSO, L. C. et al. Cálculo Numérico (com aplicações), 2ª Ed., Editora Harbra Ltda. São Paulo, 1987.
- [78] - SANTOS, N. C. e SANTOS, M. A. Estudo do Comportamento da Curva Tensão versus Deformação Verdadeira de um Aço de Laminação Controlada, trabalho apresentado em painel no 1º Encontro Regional de Engenharia de Materiais - ERCMAT, Campina Grande, 1993.
- [79] - BROEK, D. The Practical Use of Fracture Mechanics, Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, 1988.
- [80] - ASTM E616-81 Standard Terminology Relating to Fracture Testing, 1981.



- [81] - TADA, W. et al The Stress Analysis of Cracks Handbook, Del Research Corporatio, Hellertown, Pa., 1973. In\_\_HERRERA, R. and LANDES, J. D. A Direct J-R Curve Analisy of Fracture Toughness Tests, Journal of Testing and Evaluation, JTEVA, vol. 16, 5, p. 427-449 Sept., 1988.
- [82] - DRUCE, S. G. Effect of Specimen on the Caracterization of Ductile Crack Extension in C-Mn Steel, Advanced in Fracture Research, Proceedings of the 5th ICF (ICFS), Cannes, vol. 2, pp. 843-854, 1981.
- [83] - SHIH, C. F., LORENZI, H. G. and ANDREWS, W. R., Studies on Crack Initiation and Stable Crack Growth, Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668, J. D. Landes, J. A. Begley and G. A. Clarke, Eds., American Society for Testing and Materials, pp. 65-120, 1979.
- [84] - BEACHEM, C. D. and MEYER, D. A. Fracture by Microscopic Plastic Deformation Processes, Americam Society for Testing Materials Meeting, Boston, Preprint No. 41, pp. 59-87, 1970.
- [85] - PELLOUX, R. M. N., Crack Extension by Alternating Shear, Engng. Fracture Mech. vol. 1, pp. 697-704, 1970.

- [86] - SCHWALBE, K. H. and HEERENS, J., Proposed Modifications of ASTM E813-81 Standard Test Method for  $J_{IC}$ , Nuclear Engineering and Design, Amsterdam, vol. 87, pp. 101-107, 1985.
- [87] - ARGY, G., PARIS, P. C. and SHAW, F. In Properties of Materials for Liquefied Natural Gas Tankage, ASTM STP 579, American Society for Testing and Materials, pp. 96-137, 1975.
- [88] - LUDWICK, P. e SCHEU, R., Stahl & Eisen, 43, pp. 999, 1923, In\_\_ Fracture and Strength of Solids, E. Orowan, Physical Society Progress Reports, vol. 12, pp. 185-232, 1949.
- [89] - KAISER, H. J. e HAGEDORN, K. E., The Influence of Specimen Geometry on Stable Crack Growth for High Strength Steel, Advances Fracture Research, Proceedings of The 5th ICF (ICFS), ed. Pergamon Press, Cannes, pp. 855-862, 1981.
- [90] - GARWOOD, S. J., Geometry and Orientation Effects on Ductile Crack Growth Resistance, Welding Institute Members Report 98/1979, Cambridge, pp. 01-28, 1979.

- [91] - GARWOOD, S. J. The Effect of Specimen Geometry on Crack Growth Resistance of API 5LX65 Steel Resistance, Welding Institute Members Report 61/1978/E, Cambridge, pp. 1-45, 1978.
- [92] - VASSILAROS, M. G., JOYCE, J. A. e GUDAS, J. T., Effects of Specimen Geometry on the J<sub>I</sub>-R Curve for ASTM A 533 B Steel, Fracture Mechanics: Twelfth Conference, ASTM STP 700, pp. 251-270, 1980.
- [93] - HELLMAN, D. e SCHWALBE, K. H. Geometry and Size Effects on J-R and  $\delta$ -R Curves under Plane Stress Conditions, Fracture Mechanics: Fifteenth Symposium, ASTM STP 833, pp. 577-605, 1984.
- [94] - MACKENZIE, A. C., HANCOCK, J. W. and BROWN, D. K., On The Influence of State of Stress on Ductile Failure Initiation in High Strength Steels, Eng. Fract. Mech., Glasgow, pp. 1-64, 1976.
- [95] - WAGONER, R. H., Measurement and Analysis of Plane-Strain Work Hardening, Metallurgical Transactions, American Society for Metals and the Metallurgical Society of AIME, vol. 11, pp. 165-175, 1980.