

UNESP
Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá

INF. DO FATOR INTENS. DE
TENSÃO NA PROP. DE TRINCAS
POR FADIGA NO AÇO CARBONO
MANGANÊS A516-70N - SOLDADO

Guaratinguetá
1997



***“Influência do Fator Intensidade de
Tensão na Propagação de Trincas
por Fadiga no Aço Carbono
Manganês A516-70N - Soldado”***

ISABEL CRISTINA RAMOS ANTUNES

60

377

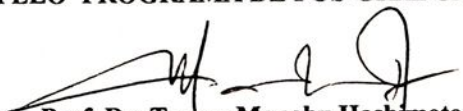
**"INFLUÊNCIA DO FATOR INTENSIDADE DE TENSÃO NA PROPAGAÇÃO DE
TRINCAS POR FADIGA NO AÇO CARBONO MANGANÊS A516-70N - SOLDADO"**

ISABEL CRISTINA RAMOS ANTUNES

**ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA ADEQUADA PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE
"MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA"**

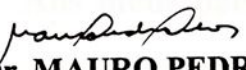
**ESPECIALIDADE: ENGENHARIA MECÂNICA
ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: PROJETOS E MATERIAIS**

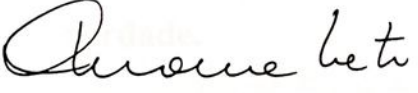
APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO


Prof. Dr. Tomaz Manabu Hashimoto
Coordenador

BANCA EXAMINADORA:


Prof. Dr. HERMAN JACOBUS CORNELIS VOORWALD
Orientador - UNESP/FEG


Prof. Dr. MAURO PEDRO PERES
UNESP/FEG


Prof. Dr. CARLOS DE MOURA NETO
CTA-ITA/SJC

377

Janeiro de 1997



**A Deus, que me permitiu estar
entre pessoas iluminadas.**

**Aos meus pais e irmãos, que me
mostraram os caminhos da
verdade.**

**A Márcio, pelo carinho,
compreensão e dedicação.**

Agradecimentos

Ao professor Herman Jacobus Cornelis Voorwald, não só pela orientação pedagógica, mas pela compreensão, carinho e amizade com que soube mostrar os caminhos para a realização deste trabalho.

Ao professor Viktor Alexeevich Pastoukhov pela dedicação, empenho e disponibilidade para com aqueles que desejam compartilhar dos seus conhecimentos.

Aos professores Miguel Justino Ribeiro Barbosa, José André Marin de Camargo e Carlos Antônio Reis Pereira Baptista pelo apoio e colaboração.

Ao mestre Roberto Artur Cornetti Silva por ter proporcionado um grande crescimento intelectual e moral.

E a todos que contribuíram para o desenvolvimento deste trabalho.



Índice

Índice de figuras	viii
Índice de tabelas	xxi
Índice de fotografia	xxii
Simbologia	xxiii
Resumo	xxiv
Abstract	xxvi

Capítulo I

1.1 - Considerações Gerais	1
1.2 - Objetivo do Trabalho	2

Capítulo II

2.1 - Introdução	4
2.2 - Ciclo de Tensão	5
2.3 - Características Estruturais da Fadiga	8
2.4 - Concentração de Tensão	12
2.5 - Elementos de Mecânica da Fratura	16
2.5.1 - Introdução à Mecânica da Fratura	16
2.5.2 - Modos Geométricos de Fratura	18
2.5.3 - Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE)	19
2.5.4 - Campo Elástico na Ponta da Trinca	21
2.5.5 - Fator Intensidade de Tensão	26
2.5.6 - Cálculo do Fator Intensidade de Tensão	29
2.5.7 - Curvas (da/dN) versus ΔK e Equações de Propagação de Trincas de Fadiga ..	32

Capítulo III

3 - Procedimento Experimental.....	35
3.1 - Introdução	35
3.2 - Metal Base.....	35
3.3 - Processo de Soldagem.....	36
3.4 - Condições e Parâmetros de Soldagem	38
3.5 - Análise dos Corpos-de-Prova e Ensaio de Fadiga.....	39
3.6 - Identificação das Trincas de Solidificação Encontradas nos Corpos-de-Prova ...	41
3.7 - Corpos-de-Prova Normalizados.....	44

Capítulo IV

4 - Discussões de Resultados.....	46
4.1 - CP 01 - Combinação OE-SD3+860 - Trinca Lateral 2	46
4.1.1 - Escolha Conveniente da Expressão de ΔK	51
4.1.1.1 - Desprezando Trinca Central C1	51
4.1.1.2 - Desprezando Trinca Central C2.....	53
4.1.1.3 - Desprezando Trincas Centrais C1 e C2.....	54
4.2 - CP 01 - Combinação OE-SD3+860 - Trinca Central C1	55
4.2.1 - Escolha Conveniente da Expressão de ΔK	57
4.2.1.1 - Desprezando Trinca Lateral 2.....	57
4.2.1.2 - Desprezando Trincas Laterais.....	58
4.2.1.3 - Trinca Central C1 Tratada como Lateral.....	59
4.3 - CP 01 - Combinação OE-SD3+860 - Trinca Central C2	61
4.3.1 - Escolha Conveniente da Expressão de ΔK	64



4.3.1.1 - Desprezando Trinca Lateral 2	64
4.3.1.2 - Desprezando Trincas Laterais	65
4.3.1.3 - Trinca Central C2 Tratada como Lateral C2	66
4.4 - CP 02 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Lateral 1	68
4.4.1 - Escolha Conveniente da Expressão de ΔK	70
4.4.1.1 - Desprezando Trinca Central C1	70
4.4.1.2 - Desprezando Trinca Central C2	72
4.4.1.3 - Desprezando Trincas Centrais C1 e C2	73
4.5 - CP 02 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Central C1	74
4.5.1 - Escolha Conveniente da Expressão de ΔK	76
4.5.1.1 - Desprezando Trinca Lateral 1	76
4.5.1.2 - Trinca Central C1 Tratada como Lateral C1	77
4.6 - CP 02 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Central C2	79
4.6.1 - Escolha Conveniente da Expressão de ΔK	82
4.6.1.1 - Desprezando Trinca Central C1	82
4.6.1.2 - Trinca Central C2 Tratada como Lateral C2	83
4.7 - CP 03 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Lateral 1	85
4.7.1 - Escolha Conveniente da Expressão de ΔK	88
4.7.1.1 - Desprezando Trinca Central C1	88
4.8 - CP 03 - Combinação OE-SD3+OP41TT	89
4.8.1 - Escolha Conveniente da Expressão de ΔK	92
4.8.1.1 - Desprezando Trinca Lateral 1	92
4.8.1.2 - Trinca Central C2 Tratada como Lateral	93
4.9 - CP 04 - Combinação EM-12K+OP41TT - Trinca Lateral 1	95
4.9.1 - Escolha Conveniente da Expressão de ΔK	97



4.9.1.1 - Considerando Trinca Dupla Lateral	97
4.10 - CP 05 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 1	98
4.10.1 - Escolha Conveniente da Expressão de ΔK	101
4.10.1.1 - Considerando Trinca Dupla Lateral 1	101
4.11 - CP 05 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 1	102
4.11.1 - Escolha Conveniente de ΔK	104
4.11.1.1 - Considerando Trinca Dupla Lateral 2	104
4.12 - CP 06 - Combinação OE-SD3+BX200 - Trinca Central C2	105
4.12.1 - Escolha Conveniente da Expressão de ΔK	109
4.12.1.1 - Desprezando Trinca Lateral 2	109
4.13 - Corpos-de-Prova Normalizados	111
4.13.1 - Corpo-de-Prova 1 - Trinca Central	111
4.13.2 - Corpo-de-Prova 2 - Trinca Central	113
4.13.3 - Corpo-de-Prova 3 - Trinca Central	115
4.13.4 - Corpo-de-Prova 4 - Trinca Central	117
4.13.5 - Corpo-de-Prova 5 - Trinca Central	119
4.14 - Análise e Comparação das Curvas de Corpos-de-Prova com Trincas de Solidificação e Normalizados	121

Capítulo V

5 - Conclusões	127
----------------------	-----

Capítulo VI

6 - Sugestões Para Trabalhos Futuros	129
Referências Bibliográficas	130



Índice de Figuras

Figura 2.1 - Esquema de vida em fadiga.....	4
Figura 2.2 - Aspectos da fratura em falha por fadiga	5
Figura 2.3 - Mecanismo de formação de extrusões e intrusões	9
Figura 2.4 - Microdeformação levando à formação de trinca de fadiga.....	10
Figura 2.5 - Estágios I - II : Esquema de propagação de trinca	10
Figura 2.6 - Modelo de formação de estrias de fadiga	12
Figura 2.7 - Linhas de força atuando em uma cavidade central elíptica	13
Figura 2.8 - Linhas de força atuando em uma barra entalhada lateralmente.....	13
Figura 2.9 - Esquema de variação de K_t e K_f em função do raio de entalhe.....	15
Figura 2.10 - Variação do índice de sensibilidade ao entalhe com o raio de entalhe para materiais de diferentes resistência à tração	16
Figura 2.11 - Os três modos de sollicitação de uma trinca.....	18
Figura 2.12 - Trinca passante em uma placa infinita	20
Figura 2.13 - Distribuição de tensões elásticas em Y , para $\theta = 0^\circ$	22
Figura 2.14 - Representação do tamanho da zona plástica.....	23
Figura 2.15 - Variação de σ_{yy} com r segundo modelo de Irwin.....	23
Figura 2.16 - Tamanho da zona plástica de Irwin devido ao escoamento local.....	24
Figura 2.17 - Variação de K_c com a espessura do corpo-de-prova	26
Figura 2.18 - Representação esquemática da curva de taxa de crescimento da trinca por fadiga	32
Figura 3.1 - Soldagem por arco submerso.....	37
Figura 3.2 - Equipamento de soldagem para arco submerso	37
Figura 3.3 - Faixas de aporte de calor nas juntas soldadas	38



Figura 3.4 - Corpo-de-prova de fadiga com trinca de solidificação	40
Figura 3.5 - Corpo-de-prova de fadiga com duplo entalhe central no metal de solda....	40
Figura 3.6 - Trincas formadas durante o processo de solidificação no CDP 01.	
Combinação OE-SD+860.....	41
Figura 3.7 - Trincas formadas durante o processo de solidificação no CDP 02.	
Combinação EM-12K+860	42
Figura 3.8 - Trincas formadas durante o processo de solidificação no CDP 03.	
Combinação OE-SD3+OP-41TT.....	42
Figura 3.9 - Trincas formadas durante o processo de solidificação no CDP 04.	
Combinação EM-12K+OP-41TT	43
Figura 3.10 - Trincas formadas durante o processo de solidificação no CDP 05.	
Combinação EM-12K+BX-200.....	43
Figura 3.11 - Trincas formadas durante o processo de solidificação no CDP 06.	
Combinação OE-SD3+BX-200	44
Figura 4.1 - Combinação OE-SD+860 -Trinca Lateral 2 ($\log(da/dN) \times \log \Delta K$).....	46
Figura 4.2 - Combinação OE-SD+860 -Trinca Lateral 2 ($a \times N$)	47
Figura 4.3 - Combinação OE-SD+860 -Trinca Lateral 2.	
Simulação 4 ($\log(da/dN) \times \log \Delta K$).....	49
Figura 4.4 - Combinação OE-SD+860 -Trinca Lateral 2.	
Simulação 4 ($a \times N$)	49
Figura 4.5 - Combinação OE-SD+860 -Trinca Lateral 2.	
Simulação 10 ($\log(da/dN) \times \log \Delta K$).....	50
Figura 4.6 - Combinação OE-SD+860 -Trinca Lateral 2 - Simulação 10 ($a \times N$)	50
Figura 4.7 - Combinação OE-SD+860 -Trinca Lateral 2.	
Desprezando Central C1 ($\log(da/dN) \times \log \Delta K$).....	52



Figura 4.8 - Combinação OE-SD+860 -Trinca Lateral 2.

Desprezando Central C1 (axN) 52

Figura 4.9 - Combinação OE-SD+860 -Trinca Lateral 2.

Desprezando Trinca Central C2

$(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$ 53

Figura 4.10 - Combinação OE-SD+860 -Trinca Lateral 2.

Desprezando Trinca Central C2 (axN) 53

Figura 4.11 - Combinação OE-SD+860 -Trinca Lateral 2.

Desprezando Central C1 e C2.

$(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$ 54

Figura 4.12 - Combinação OE-SD+860 -Trinca Lateral 2.

Desprezando Central C1 e C2 (axN) 54

Figura 4.13 - Combinação OE-SD+860 - Trinca Central C1.

$(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$ 55

Figura 4.14 - Combinação OE-SD+860 - Trinca Central C1 (axN) 55

Figura 4.15 - Combinação OE-SD+860 - Trinca Central C1.

Simulação 2 $(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$ 56

Figura 4.16 - Combinação OE-SD+860 - Trinca Central C1 - Simulação 2 (axN) 57

Figura 4.17 - Combinação OE-SD+860 - Trinca Central C1.

Desprezando Trinca Lateral 2.

$(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$ 57

Figura 4.18 - Combinação OE-SD+860 - Trinca Central C1.

Desprezando Trinca Lateral 2 (axN) 58

Figura 4.19 - Combinação OE-SD+860 - Trinca Central C1.

Desprezando Trincas Laterais.

$(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$ 58

Figura 4.20- Combinação OE-SD+860 - Trinca Central C1.

Desprezando Trincas Laterais (axN) 59

Figura 4.21 - Combinação OE-SD+860 - Trinca Central C1.

Tratada como Lateral $(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$ 59

Figura 4.22 - Combinação OE-SD+860 - Trinca Central C1.

Tratada como Lateral (axN) 60

Figura 4.23 - Combinação OE-SD+860 - Trinca Central C1.

Tratada como Lateral Simulação 2.

$(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$ 60

Figura 4.24 - Combinação OE-SD+860 - Trinca Central C1.

Tratada como Lateral Simulação 2 (axN) 61

Figura 4.25 - Combinação OE-SD+860 - Trinca Central C2.

$(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$ 61

Figura 4.26 - Combinação OE-SD+860 - Trinca Central C2 (axN) 62

Figura 4.27 - Combinação OE-SD+860 - Trinca Central C2.

Simulação 8 $(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$ 63

Figura 4.28 - Combinação OE-SD+860 - Trinca Central C2 - Simulação 8 (axN) 63

Figura 4.29 - Combinação OE-SD+860 - Trinca Central C2.

Desprezando Trinca Lateral 2.

$(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$ 64

Figura 4.30 - Combinação OE-SD+860 - Trinca Central C2.

Desprezando Trinca Lateral 2 (axN) 64



Figura 4.31 - Combinação OE-SD+860 - Trinca Central C2.

Desprezando Trincas Laterais.

($\log(da/dN) \times \log \Delta K$) 65

Figura 4.32 - Combinação OE-SD+860 - Trinca Central C2.

Desprezando Trincas Laterais ($a \times N$) 65

Figura 4.33 - Combinação OE-SD+860 - Trinca Central C2.

Tratada como Lateral ($\log(da/dN) \times \log \Delta K$) 66

Figura 4.34 - Combinação OE-SD+860 - Trinca Central C2.

Tratada como Lateral ($a \times N$) 66

Figura 4.35 - Combinação OE-SD+860 - Trinca Central C2.

Tratada como Lateral Simulação 9.

($\log(da/dN) \times \log \Delta K$) 67

Figura 4.36 - Combinação OE-SD+860 - Trinca Central C2.

Tratada como Lateral Simulação 9 ($a \times N$) 67

Figura 4.37 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Lateral 1.

($\log(da/dN) \times \log \Delta K$) 68

Figura 4.38 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Lateral 1.

($a \times N$) 68

Figura 4.39 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Lateral 1.

Simulação 4 ($\log(da/dN) \times \log \Delta K$) 69

Figura 4.40 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Lateral 1.

Simulação 4 ($a \times N$) 70

Figura 4.41 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Lateral 1.

Desprezando Trinca Central C1.

($\log(da/dN) \times \log \Delta K$) 71



Figura 4.42 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Lateral 1.	
Desprezando Trinca Central C1 (axN)	71
Figura 4.43 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Lateral 1.	
Desprezando Trinca Central C2.	
$(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$	72
Figura 4.44 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Lateral 1.	
Desprezando Trinca Central C2 (axN)	72
Figura 4.45 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Lateral 1.	
Desprezando Trincas Centrais C1 e C2.	
$(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$	73
Figura 4.46 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Lateral 1.	
Desprezando Trincas Centrais C1 e C2 (axN)	73
Figura 4.47 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Central C1 $(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$	74
Figura 4.48 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Central C1 (axN)	74
Figura 4.49 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Central C1.	
Simulação 5 $(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$	75
Figura 4.50 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Central C1 - Simulação 5 (axN)	76
Figura 4.51 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Central C1.	
Desprezando Trinca Lateral 1.	
$(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$	76
Figura 4.52 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Central C1.	
Desprezando Trinca Lateral 1 (axN)	77
Figura 4.53 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Central C1.	
Tratada como Lateral $(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$	77



Figura 4.54 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Central C1.	
Tratada como Lateral (axN).....	78
Figura 4.55 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Central C1.	
Tratada como Lateral Simulação 8.	
$(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$	78
Figura 4.56 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Central C1.	
Tratada como Lateral Simulação 8 (axN).....	79
Figura 4.57 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Central C2.	
$(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$	79
Figura 4.58 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Central C2.	
(axN).....	80
Figura 4.59 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Central C2.	
Simulação 4 $(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$	81
Figura 4.60 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Central C2.	
Simulação 4 (axN).....	81
Figura 4.61 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Central C2.	
Desprezando Trinca Lateral 1.	
$(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$	82
Figura 4.62 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Central C2.	
Desprezando Trinca Lateral 1 (axN).....	82
Figura 4.63 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Central C2.	
Tratada Como Lateral $(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$	83
Figura 4.64 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Central C2.	
Tratada Como Lateral (axN).....	83



Figura 4.65 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Central C2.

Tratada Como Lateral Simulação 4.

$(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$ 84

Figura 4.66 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Central C2.

Tratada Como Lateral Simulação 4 (axN) 84

Figura 4.67 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Lateral 1.

$(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$ 85

Figura 4.68 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Lateral 1 (axN) 85

Figura 4.69 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Lateral 1.

Simulação 5 $(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$ 86

Figura 4.70 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Lateral 1.

Simulação 5 (axN) 87

Figura 4.71 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Lateral 1.

Simulação 8 $(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$ 87

Figura 4.72 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Lateral 1.

Simulação 8 (axN) 88

Figura 4.73 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Lateral 1.

Desprezando Trinca Central C1.

$\log(da/dN) \times \log \Delta K$ 88

Figura 4.74 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Lateral 1.

Desprezando Trinca Central C1 (axN) 89

Figura 4.75 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Central C2.

$(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$ 89

Figura 4.76 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Central C2 (axN) 90

Figura 4.77 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Central C2.

Simulação 4 ($\log(da/dN) \times \log \Delta K$) 91

Figura 4.78 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Central C2.

Simulação 4 (axN) 91

Figura 4.79 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Central C2.

Desprezando Trinca Lateral 1 ($\log(da/dN) \times \log \Delta K$) 92

Figura 4.80 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Central C2.

Desprezando Trinca Lateral 1 (axN) 92

Figura 4.81 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Central C2.

Tratada como Lateral ($\log(da/dN) \times \log \Delta K$) 93

Figura 4.82 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Central C2.

Tratada como Lateral (axN) 93

Figura 4.83 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Central C2.

Tratada como Lateral - Simulação 4.

$\log(da/dN) \times \log \Delta K$ 94

Figura 4.84 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Central C2.

Tratada como Lateral - Simulação 4 (axN) 94

Figura 4.85 - Combinação EM-12K+OP41TT - Trinca Lateral 1.

($\log(da/dN) \times \log \Delta K$) 95

Figura 4.86 - Combinação EM-12K+OP41TT - Trinca Lateral 1 (axN) 95

Figura 4.87 - Combinação EM-12K+OP41TT - Trinca Lateral 1.

Simulação 9 ($\log(da/dN) \times \log \Delta K$) 96

Figura 4.88 - Combinação EM-12K+OP41TT - Trinca Lateral 1.

Simulação 9 (axN) 97

Figura 4.89 - Combinação EM-12K+OP41TT - Trinca Lateral 1.	
Tratada como Dupla Lateral ($\log(da/dN) \times \log \Delta K$)	97
Figura 4.90 - Combinação EM-12K+OP41TT - Trinca Lateral 1.	
Tratada como Dupla Lateral ($a \times N$)	98
Figura 4.91 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 1.	
($\log(da/dN) \times \log \Delta K$)	98
Figura 4.92 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 1 ($a \times N$)	99
Figura 4.93 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 1.	
Simulação 11 ($\log(da/dN) \times \log \Delta K$)	100
Figura 4.94 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 1.	
Simulação 11 ($a \times N$)	100
Figura 4.95 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 1.	
Tratada Como Dupla Lateral ($\log(da/dN) \times \log \Delta K$)	101
Figura 4.96 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 1.	
Tratada Como Dupla Lateral ($a \times N$)	101
Figura 4.97 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 2.	
($\log(da/dN) \times \log \Delta K$)	102
Figura 4.98 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 2 ($a \times N$)	102
Figura 4.99 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 2.	
Simulação 1 ($\log(da/dN) \times \log \Delta K$)	103
Figura 4.100 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 2.	
Simulação 1 ($a \times N$)	104
Figura 4.101 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 2.	
Tratada como Dupla Lateral ($\log(da/dN) \times \log \Delta K$)	104



Figura 4.102 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 2	
Tratada como Dupla Lateral (axN)	105
Figura 4.103 - Combinação OE-SD3+BX200 - Trinca Central C2.	
$(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$	105
Figura 4.104 - Combinação OE-SD3+BX200 - Trinca Central C2 (axN)	106
Figura 4.105 - Combinação OE-SD3+BX200 - Trinca Central C2.	
Simulação 2 $(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$	107
Figura 4.106 - Combinação OE-SD3+BX200 - Trinca Central C2.	
Simulação 2 (axN)	107
Figura 4.107 - Combinação OE-SD3+BX200 - Trinca Central C2.	
Simulação 3 $(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$	108
Figura 4.108 - Combinação OE-SD3+BX200 - Trinca Central C2.	
Simulação 3 (axN)	108
Figura 4.109 - Combinação OE-SD3+BX200 - Trinca Central C2.	
Desprezando Trinca Lateral 2 - Simulação 2	
$(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$	109
Figura 4.110 - Combinação OE-SD3+BX200 - Trinca Central C2.	
Desprezando Trinca Lateral 2 - Simulação 2 (axN)	109
Figura 4.111 - Combinação OE-SD3+BX200 - Trinca Central C2.	
Desprezando Trinca Lateral 2 - Simulação 3.	
$(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$	110
Figura 4.112 - Combinação OE-SD3+BX200 - Trinca Central C2.	
Desprezando Trinca Lateral 2 - Simulação 3 (axN)	110
Figura 4.113 - CDP 01 - Combinação OE-SD3+860 - Normalizado.	
$(\log(da/dN) \times \log \Delta K)$	111



Figura 4.114 - CDP 01 - Combinação OE-SD3+860 - Normalizado (axN).....	111
Figura 4.115 - CDP 01 - Combinação OE-SD3+860 - Normalizado. Simulação 2 ($\log(da/dN) \times \log \Delta K$).....	112
Figura 4.116 - CDP 01 - Combinação OE-SD3+860 - Normalizado. Simulação 2 (axN).....	112
Figura 4.117 - CDP 02 - Combinação EM-12K+860 - Normalizado. ($\log(da/dN) \times \log \Delta K$)	113
Figura 4.118 - CDP 02 - Combinação EM-12K+860 - Normalizado (axN)	113
Figura 4.119 - CDP 02 - Combinação EM-12K+860 - Normalizado. Simulação 2 ($\log(da/dN) \times \log \Delta K$).....	114
Figura 4.120 - CDP 02 - Combinação EM-12K+860 - Normalizado. Simulação 2 (axN).....	114
Figura 4.121 - CDP 03 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Normalizado. ($\log(da/dN) \times \log \Delta K$)	115
Figura 4.122 - CDP 03 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Normalizado (axN).....	115
Figura 4.123 - CDP 03 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Normalizado. Simulação 2 ($\log(da/dN) \times \log \Delta K$).....	116
Figura 4.124 - CDP 03 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Normalizado. Simulação 2 (axN).....	116
Figura 4.125 - CDP 04 - Combinação EM-12K+OP41TT - Normalizado. ($\log(da/dN) \times \log \Delta K$)	117
Figura 4.126 - CDP 04 - Combinação EM-12K+OP41TT - Normalizado (axN).....	117
Figura 4.127 - Combinação EM-12K+OP41TT - Normalizado. Simulação 4 ($\log(da/dN) \times \log \Delta K$).....	118



Figura 4.128 - Combinação EM-12K+OP41TT - Normalizado.

Simulação 4 (axN)..... 118

Figura 4.129 - CDP 05 - Combinação EM-12K+BX200 - Normalizado

($\log(da/dN) \times \log \Delta K$) 119

Figura 4.130 - CDP 05 - Combinação EM-12K+BX200 - Normalizado (axN)..... 119

Figura 4.131 - CDP 05 - Combinação EM-12K+BX200 - Normalizado.

Simulação 5 ($\log(da/dN) \times \log \Delta K$)..... 120

Figura 4.132 - CDP 05 - Combinação EM-12K+BX200 - Normalizado.

Simulação 5 (axN)..... 120

Figura 4.133 - Curvas a x N para Trincas Centrais..... 123

Figura 4.134 - Curvas a x N para Trincas Laterais 124

Figura 4.135 - Curvas a x N para Corpos-de-Prova Normalizados 125

Índice de Tabelas

Tabela 2.1 - Diferentes Ciclos de Tensão de Fadiga	06
Tabela 2.2 - Valores de ΔK_{th} em Vários Materiais	33
Tabela 3.1 - Composição Química do Aço Carbono Manganês A-516-70N	35
Tabela 3.2 - Propriedades Mecânicas do Aço Carbono Manganês A-516-70N	36
Tabela 3.3 - Combinação Fluxo-Arame para Confecção dos CDPs	39
Tabela 3.4 - Corpo-de-Prova Normalizado	45
Tabela 4.1 - Combinação OE-SD3+860 - Trinca Lateral 2	48
Tabela 4.2 - Combinação OE-SD3+860 - Trinca Central C1	56
Tabela 4.3 - Combinação OE-SD3+860-Trinca Central C1-Tratada como Lateral	60
Tabela 4.4 - Combinação OE-SD3+860 - Trinca Central C2	62
Tabela 4.5 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Lateral 1	69
Tabela 4.6 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Central C1	75
Tabela 4.7 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Central C2	80
Tabela 4.8 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Lateral 1	86
Tabela 4.9 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Central C2	90
Tabela 4.10 - Combinação EM-12K+OP41TT - Trinca Lateral 1	96
Tabela 4.11 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 1	99
Tabela 4.12 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 2	103
Tabela 4.13 - Combinação OE-SD3+BX200 - Trinca Central C2	106
Tabela 4.14 - CDP 01 Combinação OE-SD3+860 - Normalizado	112
Tabela 4.15 - CDP 02 Combinação EM-12K+860 - Normalizado	114
Tabela 4.16 - CDP 03 Combinação OE-SD3+OP41TT - Normalizado	116
Tabela 4.17 - CDP 04 Combinação EM-12K+OP41TT - Normalizado	118



Tabela 4.18 - CDP 05 Combinação EM-12K+BX200 - Normalizado..... 120

Tabela 4.19 - Constantes do Material (C e n) Sem Escolha de Pontos..... 126

Tabela 4.20 - Constantes do Material (C e n) Com Escolha de Pontos 126

Índice de Fotografias

Fotografia 3.1 - Tipo de Entalhe no CDP Normalizado..... 45

Simbologia

x, y, z	- coordenadas retangulares
r, θ	- coordenadas polares
σ_{nom}	- tensão nominal, perpendicular ao plano da trinca
$\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}$	- componentes normais de tensão, paralelas aos eixos x, y e z
σ_e	- tensão limite de escoamento do material
σ_t	- tensão limite de resistência do material
ν	- coeficiente de Poisson
a	- comprimento da trinca
N	- número de ciclos de carregamento
w	- largura da chapa
B	- espessura da chapa
β	- fator geométrico do corpo de prova
E	- módulo de elasticidade
$2r_p$	- tamanho da região plastificada à ponta da trinca ($\theta=0^\circ$)
K_I	- fator intensidade de tensão no modo I de abertura da trinca
K_c	- fator intensidade de tensão crítico
K_{IC}	- tenacidade à fratura
K_{max}, K_{min}, K_m	- valores máximo, mínimo e médio do fator intensidade de tensão
ΔK	- amplitude do fator intensidade de tensão
ΔK_{th}	- valor limite do fator intensidade de tensão
R	- razão de carga
C, n	- parâmetros dos modelos para descrever a propagação de trincas

Resumo

Com o objetivo de aumentar a segurança e confiança nos componentes mecânicos, muitos critérios de fratura por fadiga têm sido desenvolvidos. A propriedade principal esperada para o tempo de vida do componente estrutural pode ser considerada em termos do tempo necessário para a propagação da trinca até o tamanho crítico. A vida em fadiga é influenciada por fatores relacionados à própria estrutura do material e condições de trabalho do componente como : composição, existência de defeitos que geram concentradores de tensão e fatores externos tais como temperatura, tensão aplicada ao corpo de prova, processos de soldagem, entre outros.

Para prever a vida em fadiga alguns modelos teóricos foram desenvolvidos para corpos de prova padronizados que apresentam, em geral, um único tipo de geometria de trinca. Mas em situações reais, como o caso de componentes mecânicos soldados, quando solicitados em tensão, pode ser geradas várias frentes de trinca em pontos diferentes de concentração de tensão, sendo necessário verificar se as teorias existentes pode predizer de maneira satisfatória a vida em fadiga do material.

Neste trabalho foram realizadas analogias entre corpos-de-prova padronizados segundo norma ASTM e corpos de prova obtidos em condições reais de soldagem. Os corpos de prova foram ensaiados em fadiga de maneira semelhante; assim, foi possível determinar as constantes do material através-do-corpo de prova normalizado, e com essas constantes verificar o comportamento de vida em fadiga dos corpos-de-prova obtidos em processo real de soldagem.

Na representação teórica dos dados de propagação de trincas por fadiga em amostras padrão e nos corpos-de-prova com defeitos de soldagem, nos quais trincas de fadiga foram nucleadas e cresceram devido aos carregamentos aplicados, empregou-se a equação de Paris ,

$da/dN = C (\Delta K)^n$. É importante salientar que várias combinações fluxo/arame foram testadas, fazendo também parte do trabalho a identificação da melhor combinação no que diz respeito à vida do material. Um estudo relativo à presença de mais de uma trinca de fadiga na amostra crescendo em função do carregamento de amplitude constante a aplicação dos fatores de intensidade de tensão na previsão do comportamento experimental, apresentou resultados satisfatórios.



Abstract

With the objective to guarantee safety in mechanical components, some fracture criteria related to fatigue problems had been developed. The main answer the engineer needs is the time necessary for the crack to growth to the critical length. The fatigue life is associated with the structure of the material and working conditions of the component, like : chemical composition, stress concentration, temperature, loading conditions, welding processes, etc.

To estimate life, some theoretical models were developed for standarized samples, but in real conditions, like welding components, fatigue crack can be nucleated from defects and can propagate, resulting in fracture.

On the present research, some comparisons occured between samples prepared according to ASTM 647 standard and results obtained from real welding conditions, in which defects were responsible for fatigue crack nucleation. The Paris equation, $da/dN = C (\Delta K)^n$ was used to represent experimental data in both conditions. It is important to consider that some wire/flux combinations were tested and the best condition regarding fatigue problems was identified. A study concerning the presence of more than one crack growing due to constant amplitude loading and the determination of the constants C and n from Paris equation resulted in interesting conclusions.



Capítulo I

1.1 - Considerações Gerais

Fadiga é o processo pelo qual um componente mecânico falha quando submetido a carregamento de amplitudes constantes e variáveis, sob determinadas condições. Estas tensões, em geral, são inferiores as que poderiam ser suportadas pelo material quando submetido a carregamento estático [1], ou seja, pelo limite de resistência à tração e/ou limite de escoamento.

Os fatores que levam à falha por fadiga podem ser: uma tensão máxima de tração muito alta, uma variação ou flutuação de tensão aplicada suficientemente grande, um número de ciclos de aplicação de tensão elevado, concentração de tensão, temperatura, sobrecarga, estrutura metalúrgica, tensões residuais, tensões combinadas, entre outras [2-6].

A presença de um concentrador de tensão no material diminui de maneira considerável a sua resistência à fadiga, e um dos problemas mais encontrados em materiais soldados é exatamente o surgimento de pontos de concentração de tensão [7].

Com o objetivo de minimizar esse efeito, foram realizados estudos para melhorar as condições do processo de soldagem, principalmente em equipamentos utilizados nas indústrias de fabricação de máquinas pesadas, como fornos, caldeiras e vasos de pressão, visando não só melhorar a qualidade mas também a produtividade das juntas soldadas. Um dos processos de soldagem muito utilizado é o arco submerso (soldagem a arco elétrico), pois apresenta altas taxas de deposição quando comparado aos processos manuais e semi-automáticos e apresenta alto grau de automatização, o que minimiza a falha humana. Porém, a incidência de trincas de



solidificação, principalmente com maior incidência nos passes de raiz [7-15], provoca limitações nesse método.

Estudos anteriores, nos quais se fez uso do aço-carbono manganês A516-70N, que é muito utilizado em componentes estruturais soldados em função das suas propriedades mecânicas de granulação fina, mostraram que seus constituintes : carbono, manganês, fósforo, enxofre e silício, podem reduzir a sua soldabilidade o que aumenta a probabilidade de ocorrência de trincas de solidificação, gerando então concentradores de tensão.

Neves [7], mostrou que ocorrem nucleações de trincas de fadiga e os efeitos de soldagem em várias combinações de fluxo e arame, com diferentes aporte de calor. Isto leva à necessidade de testar modelos teóricos que possam prever a vida em fadiga de componentes soldados que apresentam defeitos de soldagem nas quais trincas de fadiga foram nucleadas.

1.2 - Objetivo do Trabalho

Este trabalho, que é uma continuação do estudo citado anteriormente [7], tem por objetivo responder a alguns questionamentos básicos que surgiram durante o seu desenvolvimento, pois determinou-se que é possível a nucleação de trincas por fadiga a partir de trincas de solidificação, verificando-se que essas trincas comportaram-se como concentradores de tensão. Mas, nos corpos-de-prova estudados existiam várias trincas de fadiga crescendo sob a ação do carregamento, sendo então necessário verificar se, mesmo existindo várias trincas crescendo ao mesmo tempo, é possível modelá-las com os conceitos que se tem da Mecânica da Fratura Linear Elástica [MFLE].

As equações existentes para expressão do fator intensidade de tensão (ΔK) para serem empregadas na equação de Paris, são específicas para os diversos tipos de trincas em corpos de



prova com geometrias diferentes, como por exemplo, trincas centrais, trincas laterais, trincas duplas laterais, entre outras, sendo que são aplicadas individualmente em espécimes que apresentam apenas um dos tipos de trincas citados. É então necessário verificar se essas expressões podem ser utilizadas quando se tem ao mesmo tempo e em um mesmo corpo de prova, os vários tipos de trincas combinados, crescendo ao mesmo tempo.

Finalmente, faz-se uma analogia entre as condições em corpos de prova reais com as condições ideais segundo a norma ASTM 647, ou seja, são realizados estudos comparativos entre as trincas reais que apresentam a sua origem em concentradores de tensão gerados por trincas de solidificação, onde foram realizados ensaios de fadiga com carregamento de amplitude constante, com razão de carga 0,5, no Modo I de abertura da trinca, Com corpos-de-prova padronizados segundo a norma ASTM que apresentam entalhe central e ensaiados de maneira semelhante aos corpo de prova com trincas geradas em condições reais de solidificação. Como foram testadas várias combinações fluxo/arame, foi possível identificar, no final deste trabalho , o comportamento de cada uma no que se refere à propagação de trincas de fadiga, com os respectivos C e n da equação de Paris.



Capítulo II

2.1 - Introdução

A vida em fadiga de componentes submetidos a carregamentos cíclicos é consumida em aproximadamente 90% na fase de propagação estável da trinca [16]. A falha por fadiga ocorre em função da nucleação e propagação de uma ou mais trincas, sendo que a vida útil em fadiga pode ser representada conforme a figura 2.1 .

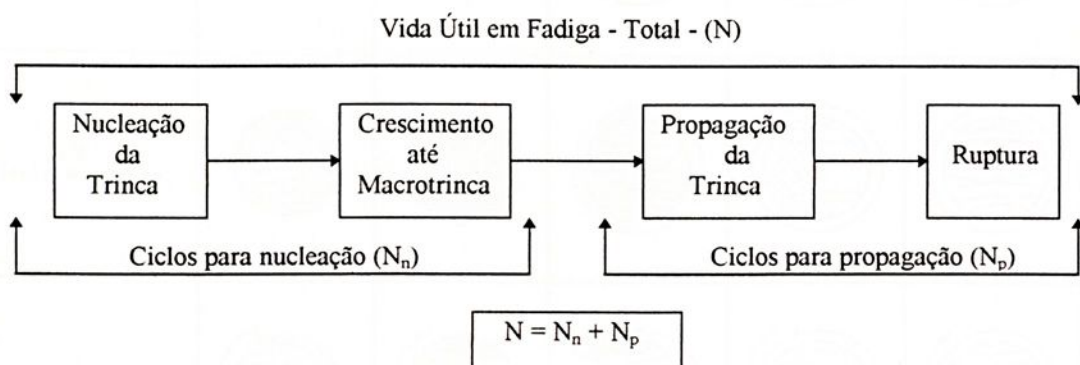


Figura 2.1 - Esquema da vida em fadiga [7]

Fadiga é considerada uma falha progressiva de um corpo mecânico que se encontra sujeito a cargas cíclicas de amplitude constante e/ou variável [17]. Uma falha por fadiga pode ser reconhecida pelo aspecto da superfície de fratura, que apresenta uma região lisa decorrente do atrito que ocorre entre as superfícies durante a propagação da trinca através da seção do componente mecânico e uma região áspera, que mostra que o componente se rompeu de maneira frágil quando a seção transversal não suportava mais a carga aplicada. A superfície de fratura é quase sempre normal à direção da tensão aplicada, e sua aparência é sempre frágil, sem existência de deformação plástica macroscópica na fratura.

As marcas deixadas nas superfícies de fratura são denominadas “marcas de praia”(“Beach Lines”), e são parâmetros macroscópicos bastante significativos que ocorrem em função das alterações de frequência de ciclos e/ou amplitude de tensões. Na figura 2.2, encontram-se alguns dos variados aspectos das superfícies de fratura causadas por falha por fadiga, em combinação de diferentes tipos de ciclos de tensão, faixa de tensão e condições de existência ou não de concentradores de tensão [2,17].

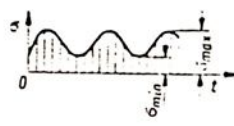
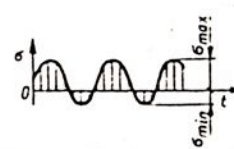
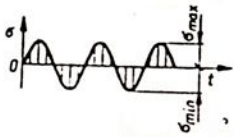
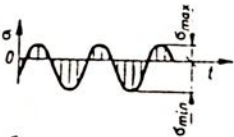
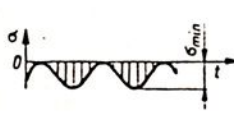
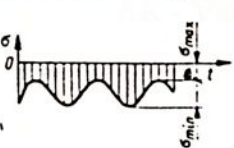
Condição do Tensão Caso	Sem concentrador de tensão		Concentrador de tensão leve.		Concentrador de tensão severo	
	Baixa Tensão	Alta Tensão	Baixa Tensão	Alta Tensão	Baixa Tensão	Alta Tensão
1 Flexão Unidirecional						
2 Flexão Alternada						
3 Flexão Rotativa						

Figura 2.2 - Aspectos da Fratura em Falha por Fadiga [6,7].

2.2 - Ciclo de Tensão

A falha por fadiga dos componentes mecânicos, além de outros fatores, depende da tensão e deformação. Portanto é importante definir brevemente os tipos gerais de tensões que podem gerá-la [tabela 2.1].

Tabela 2.1 - Diferentes Ciclos de Tensão de Fadiga [17].

$\sigma = f(t)$	Nome do Ciclo	Tensão			Coeficientes	
		Máxima e Mínima $\sigma_{\text{máx}}$ e $\sigma_{\text{mín}}$	Média σ_m	Amplitude de Tensão σ_a	Razão de Carga R	Constante de Carga X
	Constante (positivo)	$\sigma_{\text{máx}} = \sigma_{\text{mín}} > 0$	$\sigma_{\text{máx}} = \sigma_{\text{mín}}$	0	+1	$+\infty$
	Ciclo de Tensão	$\sigma_{\text{máx}} > 0$ $\sigma_{\text{mín}} = 0$	> 0	$\neq 0$	$0 < R < 1$	$1 < X < +\infty$
	Ciclo de Tensão (zero-to-tension)	$\sigma_{\text{máx}} > 0$ $\sigma_{\text{mín}} > 0$	$\frac{1}{2} \sigma_{\text{máx}}$	$\frac{1}{2} \sigma_{\text{máx}}$	0	1
	Alternada	$\sigma_{\text{máx}} > 0$ $\sigma_{\text{mín}} > 0$ $\sigma_{\text{máx}} > \sigma_{\text{mín}} $	> 0	$\neq 0$	$-1 < R < 1$	$0 < X < 1$
	Completo. Reversa	$\sigma_{\text{máx}} = -\sigma_{\text{mín}}$ $\sigma_{\text{mín}} < 0$	0	$\sigma_{\text{máx}} = \sigma_{\text{mín}} $	-1	0
	Alternada	$\sigma_{\text{máx}} < 0$ $\sigma_{\text{mín}} > 0$ $\sigma_{\text{máx}} > \sigma_{\text{mín}} $	< 0	$\neq 0$	$-1 < R < 0$	$-1 < X < 0$
	Ciclo de Compressão (zero-to-compression)	$\sigma_{\text{máx}} = 0$ $\sigma_{\text{mín}} < 0$	$\frac{1}{2} \sigma_{\text{mín}}$	$\frac{1}{2} \sigma_{\text{mín}} $	0	-1
	Ciclo de Compressão	$\sigma_{\text{máx}} < 0$ $\sigma_{\text{mín}} < 0$	< 0	$\neq 0$	$0 < R < 1$	$-\infty < X < 1$
	Constante (negativa)	$\sigma_{\text{máx}} = \sigma_{\text{mín}}$ $\sigma_{\text{mín}} < 0$	$\sigma_{\text{máx}} = \sigma_{\text{mín}}$	0	+1	$-\infty$

Como pode ser verificado na tabela 2.1 os parâmetros que caracterizam o ciclo de carregamento são :

$\sigma_{\max}$ - **Tensão Máxima**, maior valor algébrico atingido pela tensão durante o ciclo.

$\sigma_{\min}$ - **Tensão Mínima**, menor valor algébrico atingido pela tensão durante o ciclo.

σ_m - **Tensão Média** :

$$\sigma_m = \frac{(\sigma_{\max} + \sigma_{\min})}{2} \quad 2.1$$

$\Delta\sigma$ - **Variação de Tensão** :

$$\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} \quad 2.2$$

R - Razão de Carga :

$$\Delta\sigma = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad 2.3$$

$K_{\max}$ - **Fator Intensidade de Tensão Máximo** :

$$K_{\max} = \sigma_{\max} \sqrt{a\pi} \beta \quad 2.4$$

$K_{\min}$ - **Fator Intensidade de Tensão Mínimo** :

$$K_{\min} = \sigma_{\min} \sqrt{a\pi} \beta \quad 2.5$$

ΔK - **Variação do Fator Intensidade de Tensão** :

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min} \quad 2.6$$

R - Razão de Carregamento :

$$R = \frac{K_{\min}}{K_{\max}} = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad 2.7$$



2.3 - Características Estruturais da Fadiga

Estudos realizados com componentes mecânicos sujeitos a tensões cíclicas levaram à divisão do processo de fadiga em quatro estágios [7]:

1 - Iniciação da trinca - desenvolvimento inicial dos danos causados por fadiga, que podem ser removidos por tratamentos térmicos adequados.

2 - Crescimento da trinca em bandas de deslizamento - relativo ao aprofundamento da trinca inicial nos planos de alta tensão cisalhante. Esse estágio é chamado de **Estágio I de Crescimento de Trinca** (consome a maior parte da vida em fadiga em carregamentos de alto-ciclo ou baixa tensão).

3 - Crescimento de trinca nos planos de alta tensão de tração - envolve o crescimento da trinca em direção normal a tração máxima. É denominado **Estágio II de Crescimento de Trinca** (consome a maior parte de vida em fadiga em carregamento de baixo ciclo).

4 - Ruptura final estática - ocorre quando uma trinca atinge um determinado tamanho que a seção transversal não mais suporta a carga.

Uma trinca por fadiga normalmente tem seu início em uma superfície livre, mas pode também ter início no interior do material, onde se verifica que existe uma interface envolvida,

por exemplo no caso de um defeito gerado por solidificação do processo de soldagem (interface entre a camada cementada e o metal base) [1].

Ensaio metalográfico mostram que as trincas por fadiga iniciam-se em ressaltos e reentrâncias denominadas intrusões e extrusões. Para explicar o mecanismo de trincas por fadiga Cottrell e Hull propuseram que a formação de intrusões e extrusões dependem da existência de deslizamento em dois sistemas de deslizamento (figura 2.3) [1].

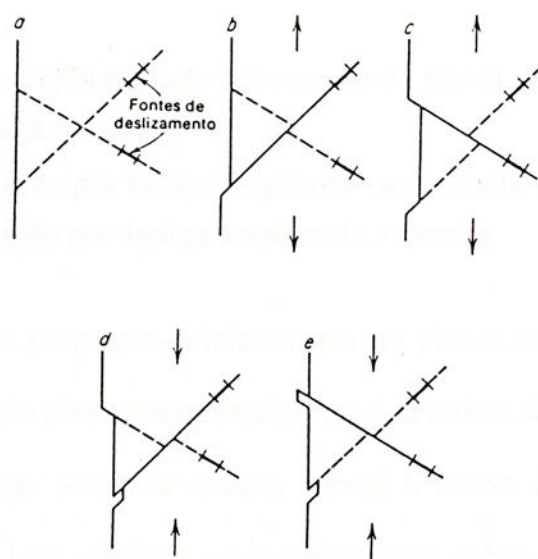


Figura 2.3 - Mecanismo de Formação de Extrusões e Intrusões [1]

a - Dois sistemas de planos de deslizamento

b e c - Sistemas operam em seqüência produzindo dois degraus na superfície na atuação do ciclo de tensões.

d - Atuação do componente de compressão. O deslizamento do primeiro sistema a operar da origem à formação de intrusões.

e - Atuação do segundo sistema da origem a extrusões.

Wood [18] também propôs uma teoria, baseando-se na ocorrência de microdeformações na superfície do componente mecânico submetido a carregamento, que ocasiona intrusões e extrusões, que podem crescer e se propagar como trinca de fadiga (figura 2.4) [1].

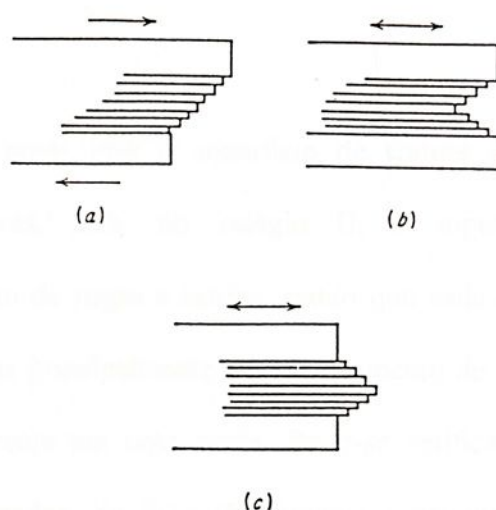


Figura 2.4 - Microdeformação levando à formação da trinca por fadiga [1]

a - Deformação estática

b - Deformação por fadiga originando um entalhe superficial (intrusão).

c - Deformação por fadiga originando extrusão.

As trincas formadas propagam-se inicialmente em planos de deslizamento (estágio I), em condições de deformação plana, e seu crescimento é da ordem de ângstrons por ciclo. Em seguida as trincas de fadiga tomam a direção normal à tensão de tração aplicada e, sob condições de tensão plana [19], admitem um crescimento da ordem de micrometros por ciclo. A propagação de trinca de fadiga é, normalmente, transgranular (figura 2.5).

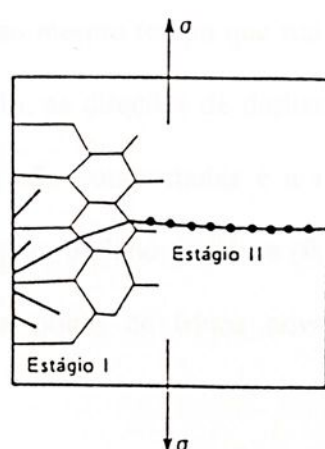


Figura 2.5 - Estágios I - II : Esquema da propagação de trinca [5,19].

Deve-se também notar que a superfície de fratura no estágio I não apresenta propriedades características, mas, no estágio II, a superfície de fratura apresenta freqüentemente a formação de rugas e estrias, sendo que cada estria é formada durante um ciclo de carregamento, mas principalmente em carregamento de amplitude variável, nem todo ciclo resulta obrigatoriamente em uma estria. Pode-se verificar esse fato quando ligas de alumínio e aços são ensaiadas. As ligas de alumínio apresentam normalmente estrias bem definidas; já nos aços nem sempre as estrias se formam [20].

Para explicar a formação de estrias por fadiga foram propostos alguns modelos, que consideravam que a propagação da trinca ocorre por processo plástico, tornando a ponta da trinca rombuda, mas ignoravam a influência das condições ambientais [1]. A figura 2.6 mostra, esquematicamente, um dos modelos denominado “processo de arredondamento plástico”. Verifica-se, através da figura, que no início do carregamento cíclico a ponta da trinca é aguda (fig. 2.6.a). À medida que o esforço de tração é aplicado o entalhe duplo da ponta da trinca concentra o deslizamento ao longo dos planos que fazem 45° com o plano da trinca (fig. 2.6.b). À proporção que a trinca se alarga para a sua extensão máxima (fig. 2.6.c), ela caminha ainda mais por cisalhamento plástico ao mesmo tempo que sua ponta se torna rombuda. Ao mudar a carga para forças de compressão, as direções de deslizamento na extremidade são invertidas (fig. 2.6.d), as faces da trinca são compactadas e a nova superfície da trinca, criada sob condições de tração, é forçada para o plano da trinca (fig. 2.6.e) onde é parcialmente dobrada por flambagem formando uma ponta de trinca novamente aguda. O processo inicia-se novamente no próximo ciclo.



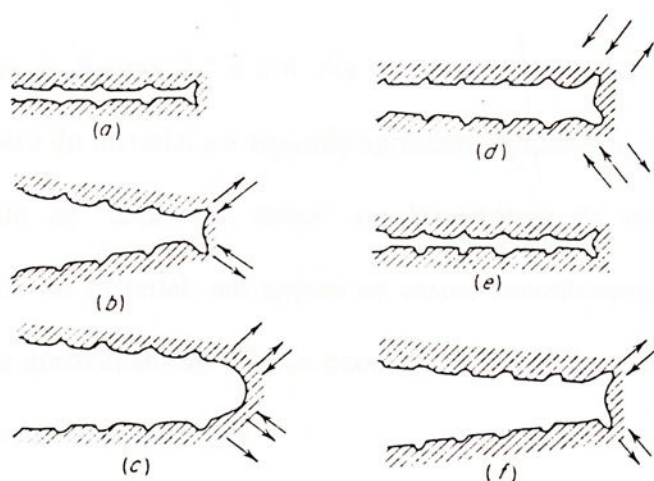


Figura 2.6 - Modelo de formação das estrias de fadiga [1].

O espaçamento entre as estrias, da/dN , é aparentemente independente da estrutura metalúrgica do material e pode ser relacionado com a amplitude do fator intensidade de tensão através da fórmula :

$$da/dN = C_i (\Delta K)^{n_i} \quad 2.8$$

onde os valores de C_i e n_i , para aços com diferentes microestruturas [21], são :

$$C_i = 1,47 \times 10^{-7} \text{ e } n_i = 2.$$

2.4 - Concentração de Tensão

Concentradores de tensão são descontinuidades no componente mecânico, tais como: orifícios, furos, defeitos na interface de solidificação de estruturas soldadas, entre outras, que causam alterações na distribuição de tensão provocando um aumento da tensão média nas proximidades da descontinuidade.

Observe as figuras 2.7 e 2.8. Na primeira, encontra-se um corpo-de-prova com um entalhe no centro do material e a segunda apresenta um entalhe nas laterais do corpo-de-prova. Verifica-se que as “linhas de força” ou “trajetórias de tensão”, quando afastadas da descontinuidade do material, em ambos os casos, encontram-se uniformemente distribuídas, mas quando se aproximam do entalhe ocorre uma concentração nas mesmas, ou seja, ocorre uma concentração de tensões.

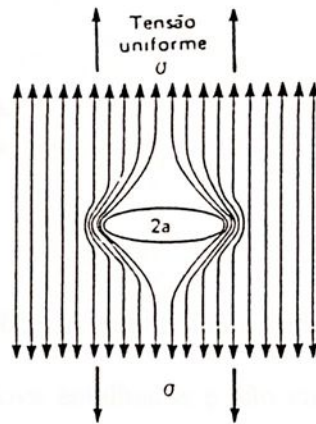


Figura 2.7 - Linhas de força atuando em uma cavidade central elíptica [5,19].

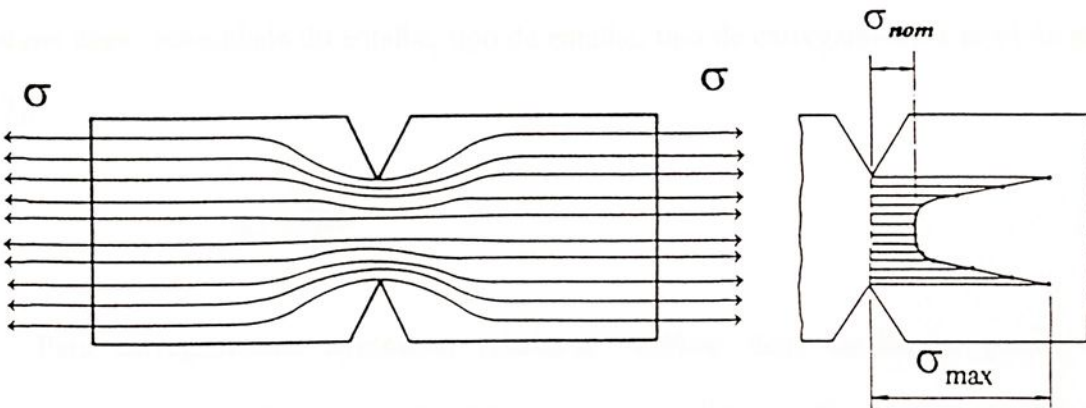


Figura 2.8 - Linhas de força atuando em uma barra entalhada lateralmente [6,22].

Estudos fotoelásticos e/ou metodologia computacional permitem a determinação do valor do aumento de tensão nos pontos de descontinuidade do material [23], mas na prática utilizam-se fatores teóricos de concentração de tensão, K_t , que estão associados à geometria dos entalhes e ao tipo de solicitação de tensão, admitindo-se que o material seja homogêneo, isotrópico e elástico. Esses fatores são determinados através do cálculo da razão entre a tensão máxima e a tensão nominal do material, como mostra a equação 2.9.

$$K_t = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{nom}} \quad 2.9$$

O efeito do entalhe sobre a resistência a fadiga do material é determinado pela comparação entre corpos de prova entalhados e não entalhados. O grau de efetividade com que o entalhe contribui para a diminuição do limite de resistência a fadiga é determinado pelo “fator de redução da resistência à fadiga” ou “fator de entalhe na fadiga”, K_f , que é a relação entre o limite de fadiga de um corpo de prova entalhado com um não-entalhado. Os valores de K_f variam com : severidade do entalhe, tipo de entalhe, tipo de carregamento e nível de tensão [1,6,7].

$$K_f = \frac{\sigma_n}{\sigma_n} \quad 2.10$$

Para carregamentos alternados podem-se verificar duas tendências gerais: K_f é normalmente menor que K_t , e a razão K_f/K_t diminui à medida que K_t aumenta. Através disso observa-se que entalhes muito agudos (elevado K_t) exercem menos efeito sobre a resistência à fadiga do que se esperaria a partir de um alto valor de K_t . Pela figura 2.9 pode-se observar que K_f atinge um valor máximo para um raio de entalhe ainda pequeno e para raios menores sobre

um decréscimo em direção à unidade [24,25], o que leva a crer que existe um raio crítico no qual a redução do limite de resistência à fadiga é grande. Para raios menores e maiores o efeito de diminuição na resistência é menos acentuado.

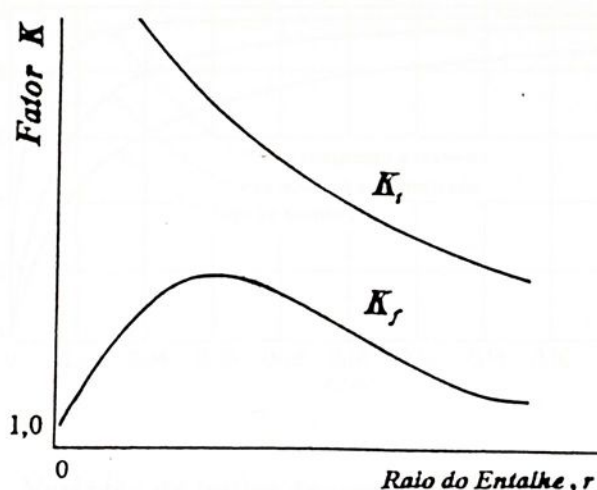


Figura 2.9 - Esquema de variação de K_t e K_f em função do raio de entalhe [6,24].

No caso de solicitações de fadiga é indispensável examinar qual o valor de K_f próximo de K_t [6]. Peterson [24], para solucionar essa questão, propôs o conceito de “índice de sensibilidade ao entalhe - q ”, que relaciona K_f e K_t .

$$q = \frac{K_f - 1}{K_t - 1} \quad 2.11$$

O índice de sensibilidade ao entalhe varia de 0 a 1, e foi determinado de tal forma que quando o material não apresenta diminuição no limite de resistência a fadiga devido ao entalhe ($K_f = 1$), o índice q é igual a zero ($q = 0$), e quando a diminuição é máxima ($K_f = K_t$) o fator é igual a um ($q = 1$). Observe que q não é uma constante do material e só varia em função do

tipo de carregamento e com o tamanho do corpo-de-prova. A figura 2.10 mostra como a sensibilidade ao entalhe aumenta com a resistência à tração para materiais diferentes [1].

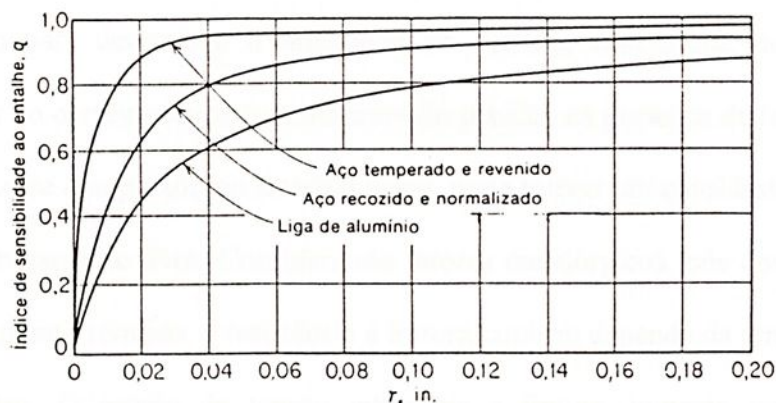


Figura 2.10 - Variação do índice de sensibilidade ao entalhe com o raio do entalhe para materiais com diferentes resistências à tração [1].

2.5 - Elementos da Mecânica da Fratura

2.5.1 - Introdução a Mecânica da Fratura

A Mecânica da Fratura descreve a fratura do material e do componente mecânico em termos do balanço termodinâmico que existe entre a força propulsora da trinca (parâmetros de carregamento) e a resistência do material ao crescimento da trinca. Isso originou uma série de estudos baseados em análises de tensão que relacionavam a resistência à fratura com a carga aplicada, tamanho do defeito (concentrador de tensão) e geometria estrutural do componente contendo o defeito. O conceito de Mecânica da Fratura está baseado na influência do tipo de carregamento aplicado acima da extensão da trinca, que pode ser representado por certos parâmetros que caracterizam a intensidade da tensão-deformação nas proximidades da ponta

da trinca. Porém, em alguns casos, a engenharia estrutural pode ter defeitos não planares, tais como cavidades e inclusões sólidas.

A resistência ao crescimento da trinca é chamada de Tenacidade à Fratura, que é um termo genérico para determinar a resistência do material com trinca, ou a capacidade do material resistir ao carregamento ou a deformação plástica na presença de trinca. Por exemplo, o material tenaz, se comparado ao material frágil, pode tolerar um considerável crescimento de trinca com carregamento livre. Considerando fatores metalúrgicos, tais como composição do material e tratamento térmico, a resistência à fratura também depende da temperatura e da taxa de carregamento. O estado de tensão influencia a fratura somente no estado plano de deformação na ponta da trinca. A resistência à fratura é uma propriedade sensível ao material.

Durante o carregamento de um corpo-de-prova que já apresenta um concentrador de tensão, forma-se uma zona plástica perto da ponta da trinca, ou seja na frente da trinca inicial. Quando a zona plástica é grande uma quantidade de energia é dissipada antes do início da trinca de fadiga, dificultando então o seu surgimento. Verifica-se que o início da trinca está diretamente relacionado com a ductilidade do material, pois se a zona plástica for pequena a trinca de fadiga inicia-se com maior facilidade [4,5,6,26].

O tamanho da zona plástica no momento do início do crescimento da trinca está relacionado com a resistência do material, da amplitude do carregamento, das propriedades de escoamento e geometria do corpo-de-prova. O início do crescimento da trinca ocorre quando a tensão, deformação e a abertura da ponta da trinca alcançam as condições críticas para a fratura local.

Os aspectos metalúrgicos do metal são influenciados pelas suas propriedades mecânicas, pelo campo de tensões, deformação plástica e resistência à fratura. A propagação de trinca por fadiga está relacionada com os aspectos microestruturais, tamanho de grão,

inclusões (tamanho, volume, distribuição e forma), mudanças de fases e microconstituintes (ferrita, perlita, martensita, etc), que aumentam ou diminuem a resistência à fratura do material [10].

A Mecânica da Fratura pode ser dividida em dois grupos distintos [7,27]:

I - Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) - que estuda os materiais de alta resistência que apresentam comportamento predominantemente elástico [17,28,29,30].

II - Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP) - estuda os materiais de média e baixa resistência que permitem uma considerável deformação plástica na ponta da trinca antes da ocorrência da fratura por fadiga [17,28,29,30].

2.5.2 - Modos Geométricos de Fratura

O campo de tensão que ocorre na ponta da trinca depende da maneira pela qual a mesma é solicitada e todos os sistemas de tensões que atuam sobre uma trinca podem ser obtidos a partir de três modos básicos de carregamento como é mostrado na figura 2.11.

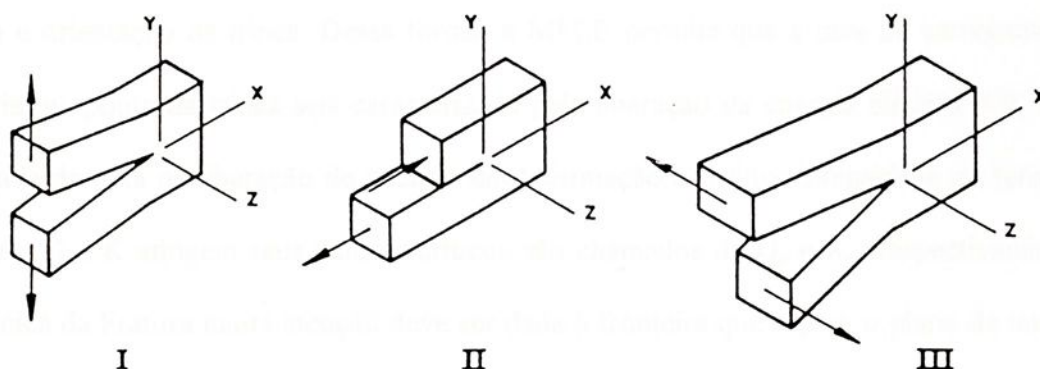


Figura 2.11 - Os três modos de solicitação de uma trinca [4,19].

Modo I - corresponde ao carregamento de tensão de tração que é normal às faces da trinca, e as superfícies da trinca deslocam-se perpendicularmente entre si. Este modo é denominado Modo de Abertura da Trinca.

Modo II - a abertura da ponta da trinca ocorre por cisalhamento direto e a tensão é normal à aresta que avança. É denominado Modo de Escorregamento.

Modo III - a abertura na ponta da trinca ocorre por cisalhamento transversal, a tensão aplicada é paralela a aresta que avança. É denominado como Modo de Cisalhamento ou Rasgamento.

O Modo I é o mais estudado porque a maioria dos casos práticos apresenta esse tipo de carregamento.

2.5.3 - Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE).

A Mecânica da Fratura Linear Elástica baseia-se indiretamente na teoria linear elástica, utilizando procedimento analítico que relaciona o campo de tensões criado na vizinhança da ponta trinca com a tensão nominal aplicada na estrutura, considerando também o tamanho, a forma e orientação da trinca. Dessa forma, a MFLE permite que a taxa de carregamento do material na ponta da trinca seja caracterizada pela liberação da energia elástica (G), também chamada de taxa de liberação de energia de deformação e o fator intensidade de tensão (K). Quando G e K atingem seus valores críticos são chamados de G_c e K_{Ic} , respectivamente. Na Mecânica da Fratura muita atenção deve ser dada à fronteira que separa o plano de tensão e o plano da deformação, condições que são fortemente influenciadas pela presença de trincas.



Westergaard [31] ao estudar o campo de tensões elásticas a frente da trinca no Modo I de abertura, considerou a chapa infinita como mostra a figura 2.12, com uma trinca passante de comprimento $2a$, submetida à tensão de tração no infinito.

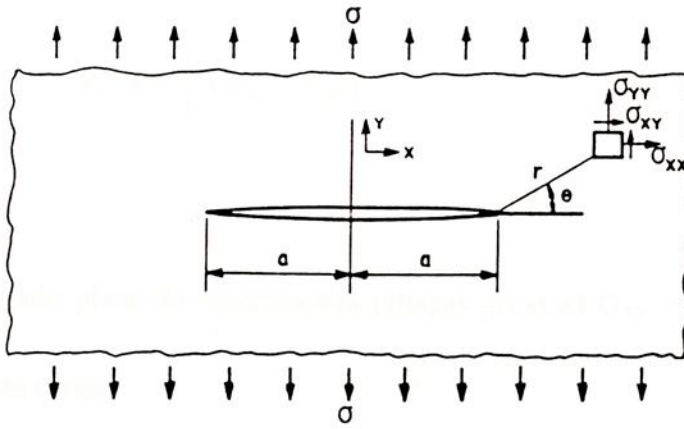


Figura 2.12 - Trinca passante em uma placa infinita [4,31].

As tensões elásticas, localizadas na coordenada $r(\theta)$, em relação a ponta da trinca, são calculadas com as seguintes equações :

$$\sigma_x = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] \quad 2.12$$

$$\sigma_y = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] \quad 2.13$$

$$\sigma_{xy} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \quad 2.14$$

Para o estado plano de tensões (chapas finas), tem-se :

$$\sigma_{zz} = 0 \quad 2.15$$

$$\varepsilon_{zz} = -\frac{\nu}{E}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) \quad 2.16$$

Para o estado plano de deformações (chapas grossas) σ_{xy} cria condições triaxiais de tensão na ponta da trinca :

$$\sigma_{zz} = (\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) \quad ; e \quad 2.17$$

$$\varepsilon_{zz} = 0 \quad 2.18$$

As equações 2.12, 2.13 e 2.14 mostram que as tensões tendem ao infinito quando $r=0$ e são funções da posição geométrica $\left(\frac{1}{\sqrt{2\pi r}} f(\theta)\right)$ e do fator $\sigma\sqrt{\pi a}$, que é função da tensão e do comprimento de trinca. Este fator é denominado “fator intensidade de tensão do Modo I de abertura da trinca” [29,30].

2.5.4 - Campo Elástico na Ponta da Trinca

Os estudos de Westergaard direcionam-se a materiais de comportamento puramente elástico. Na prática, o material localizado próximo à ponta da trinca é deformado

plasticamente, mantendo a tensão finita (figura 2.13) A região plastificada é denominada zona plástica na ponta da trinca.

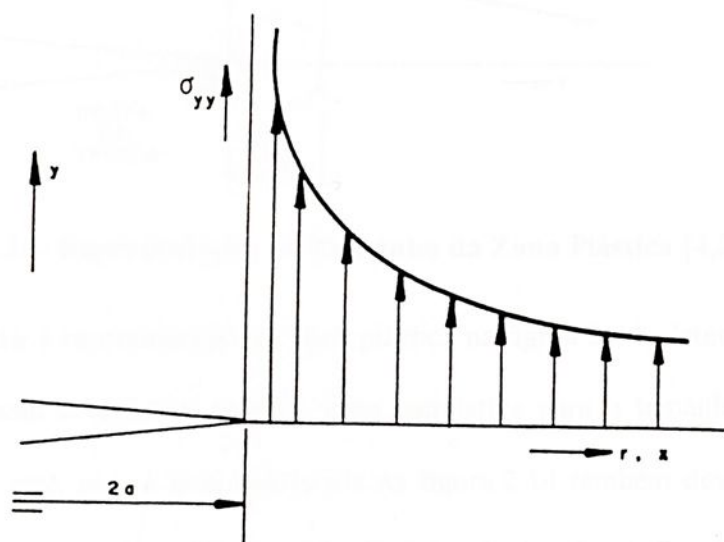


Figura 2.13 - Distribuição de tensões elásticas em Y, para $\theta = 0^\circ$ [4,26]

Para determinar o tamanho da zona plástica igualou-se σ_{yy} da equação 2.13 ao limite de escoamento do material σ_e [26]. Representando o tamanho da zona plástica por r_p , e considerando $\theta = 0$, obtém-se :

$$r_p = \frac{K^2}{2\pi\sigma_e^2} \quad 2.19$$

A figura 2.14 representa a aproximação da zona plástica fornecida pela equação 2.19.

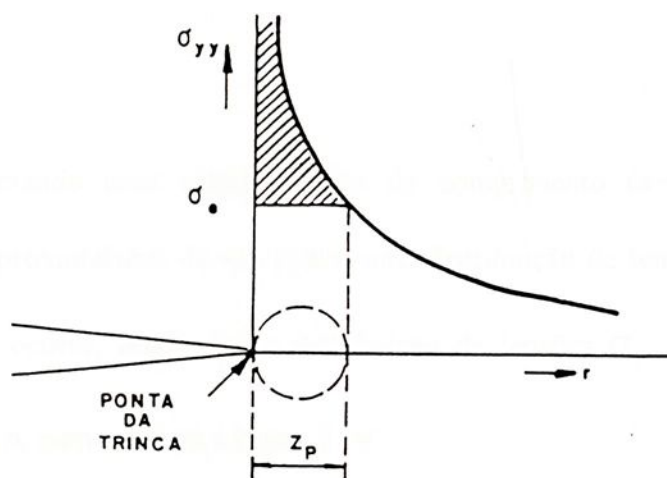


Figura 2.14- Representação do Tamanho da Zona Plástica [4,26]

No entanto a representação da zona plástica na figura 2.14, determinada pela equação 2.19, não apresenta o tamanho correto. Essa estimativa para o tamanho da zona plástica é menor do que a real, pois a área hachurada na figura.2.14 também deve ser suportada pelo material, o que torna necessária a redistribuição da tensão à frente da região plástica, ocasionando um aumento do seu tamanho.

Irwin [32] mostrou que a redistribuição de tensões na região próxima a ponta trinca faz com que ocorra um deslocamento para a direita de σ_{yy} , como mostra a figura 2.15. O deslocamento deve ser tal que as áreas sejam iguais, necessitando-se de novas expressões para determinar o tamanho real da zona plástica [33].

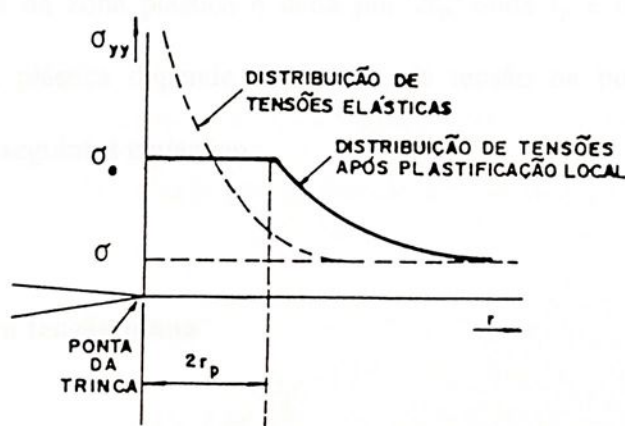


Figura 2 15 - Variação de σ_{yy} com r segundo modelo de Irwin [4,26].

Considerando uma trinca elástica de comprimento $(a+\delta)$, a nova trinca teórica apresenta nas proximidades de sua ponta, uma distribuição de tensões mais representativa da que realmente ocorre, sendo que a distribuição de tensões σ_{yy} será assintótica a um eixo transladado de δ , como mostra a figura 2.16.

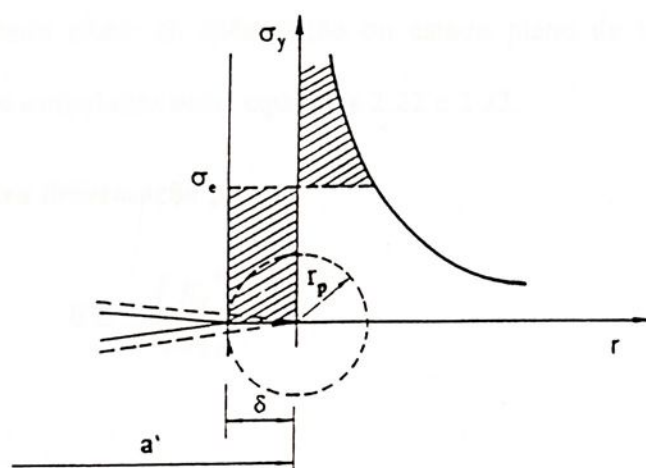


figura 2.16 - Tamanho da zona plástica de Irwin devido ao escoamento local

[6,26].

O tamanho da zona plástica é dada por $2r_p$, onde r_p é o raio da zona plástica. O tamanho da zona plástica depende do estado de tensão na ponta da trinca e pode ser determinada pelas seguintes equações :

Para tensão plana

$$2r_p = \left(\frac{1}{\pi} \right) x \left(\frac{K_I}{\sigma_e} \right)^2 \quad 2.20$$

Para deformação plana

$$2r_p = \left(\frac{1}{3\pi}\right) x \left(\frac{K_I}{\sigma_e}\right)^2 \quad 2.21$$

A espessura do corpo de prova (B) que apresenta o entalhe é que determina a ocorrência de estado plano de deformação ou estado plano de tensão [20], sendo que os estados podem ser estipulados pelas equações 2.22 e 2.23.

Para deformação plana

$$B \geq 2,5 \left(\frac{K_I}{\sigma_e}\right)^2 \quad 2.22$$

Para tensão plana

$$B \leq \left(\frac{1}{\pi}\right) x \left(\frac{K_I}{\sigma_e}\right)^2 \quad 2.23$$

Pinto Júnior [34] considerou uma variação linear na região de transição entre os estados de formação plana e tensão plana, obtendo a equação 2.24.

$$2r_p = \frac{1}{3\pi} + \frac{2}{3\pi} \left(\frac{2,5 - B \left(\frac{K_I}{\sigma_e}\right)^{-2}}{2,5 - \frac{1}{\pi}} \right) \left(\frac{K_I}{\sigma_e}\right)^2 \quad 2.24$$

A figura 2.17 mostra que K_c varia com a espessura do corpo de prova, diminuindo assintoticamente à medida que o estado de deformação plana predomina no interior do material.

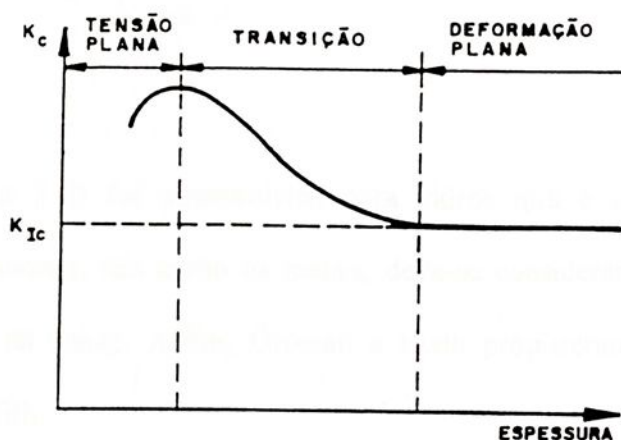


Figura 2.17- Variação de K_c com a espessura do Corpo de Prova [6,26].

2.5.5 - Fator Intensidade de Tensão (K)

A resistência a fratura teórica de um corpo sólido é da ordem de $E/10$, mas na prática a resistência de cristais e vidros fundidos tendem a valores mais baixos. A primeira explicação para essa diferença foi proposta por Griffith [26] em 1920, quando desenvolveu um modelo termodinâmico para fratura em materiais frágeis. O modelo estabeleceu que a propagação da trinca ocorre com diminuição na energia de deformação elástica que é igual ou excede a energia necessária para a criação de uma nova superfície de trinca, como já foi visto anteriormente. Esse modelo pode ser utilizado para determinar a tensão de tração que poderá

ocasionar a propagação da trinca até o tamanho crítico causando uma fratura frágil. A equação 2.25, representa o critério de Griffith .

$$\sigma = \left(\frac{2E\sigma_e}{a\pi} \right)^{\frac{1}{2}} \quad 2.25$$

A equação 2.25 foi desenvolvida para vidros que é um material frágil, mas na engenharia de materiais, tais como os metais, deve-se considerar a deformação plástica que ocorre na ponta da trinca. Assim, Orowan e Irwin propuseram algumas modificações na expressão de Griffith.

O modelo de Irwin é simplesmente um balanço de energia no qual o crescimento da trinca de fadiga ocorre somente se liberação de energia for suficiente para gerar a energia de deformação para a fratura. O crescimento da trinca ocorre quando o valor G excede o valor crítico G_c . Utilizando a resistência a fratura σ_f , o modelo de Irwin pode ser descrito pela equação 2.26.

$$G_c = \frac{\pi a \sigma_e^2}{E} \quad 2.26$$

Em 1957, Irwin [32] melhorou seu modelo introduzindo o conceito do fator intensidade de tensão (K), que representa a distribuição da tensão na ponta da trinca. A equação 2.27 mostra a relação existente entre o fator intensidade de tensão e o tamanho da trinca.

$$K = \sigma \beta (\pi \cdot a)^{1/2}, \quad 2.27$$

onde β é um fator geométrico que depende do corpo-de-prova e da geometria da trinca. Considerando uma chapa finita o fator intensidade de tensão é dado pela equação 2.28.

$$K_I = \sigma \beta (\pi \cdot a)^{1/2} \quad 2.28$$

O valor crítico ocorre quando $\sigma = \sigma_f$, então obtém-se a equação 2.29.

$$K_c = \sigma_f \beta (\pi \cdot a)^{1/2} \quad 2.29$$

O parâmetro K_c é utilizado para representar a resistência à fratura de material no estado plano de tensão na ponta da trinca. Se a situação da ponta trinca for dominada pelo estado plano de deformação, esse parâmetro é denominado K_{IC} , que é o fator intensidade de tensão crítico no Modo I de abertura da trinca [35]. K_{IC} é o máximo valor de carregamento mecânico da fratura. Irwin mostrou que :

Estado plano de tensão

$$K_c^2 = G_c \cdot E \quad ; e \quad 2.30$$

Estado plano de deformação

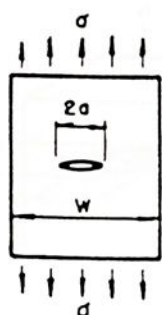
$$K_{IC}^2 = \frac{G_{IC} E}{(1 - \nu)} \quad 2.31$$

2.5.6 - Cálculo do Fator Intensidade de Tensão

Verificou-se, anteriormente, que o fator intensidade de tensão (K) depende do tipo do corpo-de-prova e da geometria da trinca (β), da intensidade de tensão na ponta da trinca e do tamanho da trinca. As expressões a seguir permitem determinar o valor de β para diferentes tipos de geometria de trinca para o Modo I de abertura.

Soluções Básicas [28]

Trinca no Centro da Chapa



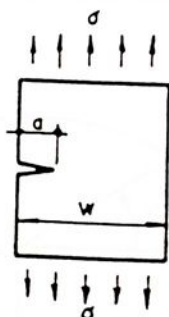
$$K_I = \beta \sigma (\pi a)^{1/2} \quad 2.32$$

$$\beta = 1 + 0,256 (a/w) - 1,152 (a/w)^2 + 12,2 (a/w)^3$$

$$\beta = [\sec (\pi a / w)]^{1/2}$$

$$\beta = 1 / [1 - (2 a/w)^2]^{1/2}$$

Trinca Lateral



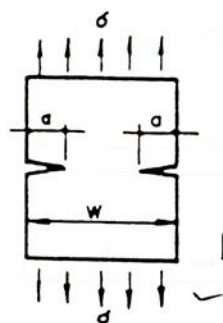
$$K_I = \beta \sigma (\pi a)^{1/2} \quad 2.33$$

$$\beta = 1.12 \quad \text{para trincas pequenas}$$

$$\beta = 1.12 - 0,231 (a/w) + 10,55 (a/w)^2 - 21,72 (a/w)^3 + 30,39 (a/w)^4$$

válida até limite de $a/w = 0,6$

Dupla Lateral

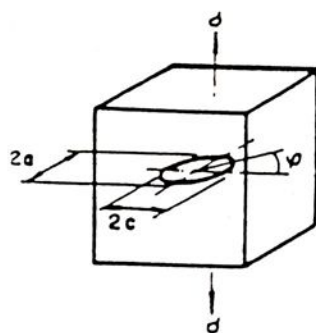


$$K_I = \beta \sigma (\pi a)^{1/2} \quad 2.34$$

$$\beta = 1.12 \quad \text{para trincas pequenas}$$

$$\beta = 1,12 - 0,561(a/w) - 0,205(a/w)^2 + 0,471(a/w)^3 - 0,190(a/w)^4 / [1 - (a/w)]^{1/2}$$

Trinca Elíptica ou Circular



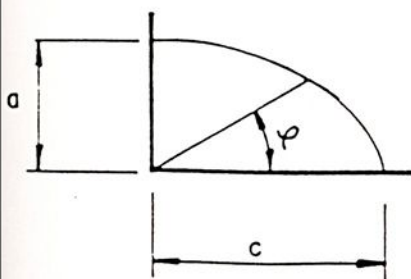
$$\text{Elíptica} \quad 2.35$$

$$K_I = [\sigma (\pi a)^{1/2} / (3\pi/8 + \pi/8 + a^2 / \beta^2)] \cdot [\sin^2 \phi + (a^2 / \beta^2) \cos^2 \phi]^{1/4}$$

$$\text{Circular}$$

$$K_I = 2 / \pi \sigma (\pi a)^{1/2}$$

Trinca Elíptica no Canto em Tração



$$K_I = \{ \sigma (\pi a)^{1/2} / [3\pi/8 + (\pi/8) \cdot (a^2 / \beta^2)] \} \cdot [\sin^2 \phi + (a^2 / \beta^2) \cos^2 \phi]^{1/4}$$

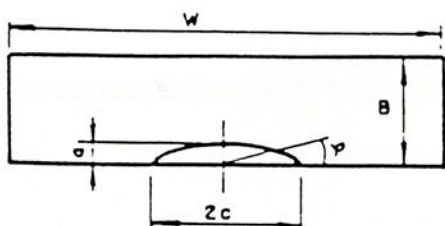
$$\beta = 1,2$$

$$\text{Referências [36-37]}$$

$$2.36$$

Trinca Superficial Semi-Elíptica em Tração

$$K_I = \{ \sigma (\pi a)^{1/2} / [3\pi/8 + (\pi/8) \cdot (a^2/\beta^2)] \} \cdot [\sin^2 \varphi + (a^2/\beta^2) \cos^2 \varphi]^{1/4} \quad 2.37$$



$C = 1,12$ para trinca pequenas ou

$$K_I = \beta \sigma [(\pi a)^{1/2} / \varphi]$$

$$\beta = f(a/B, a/C, c/W)$$

$$\beta = [\beta_1 + \beta_2 (a/B)^2 + \beta_3 (a/B)^4] \beta_4 g(\varphi) g(W)$$

$$\beta_1 = 1,13 - 0,09 (a/C)$$

$$\beta_2 = -0,54 + [0,89 / 0,2 + (a/C)]$$

$$\beta_3 = 0,5 - [1,0 / 0,65 + (a/C)] + 14 (1,0 - a/C)^{24}$$

$$\beta_4 = 1 + [0,1 + 0,35 (a/B)^2] \cdot (1 - \sin \varphi)^2$$

$$g(\varphi) = [\sin^2 \varphi + (a/C)^2 \cos^2 \varphi]^{1/4}$$

$$g(w) = [\sec(\pi C/w) \cdot (a/B)^{1/2}]^{1/2}$$

Para :

$$0 < a/C < 1$$

$$0 < a/B \leq 1$$

$$0 < C/B < 0,5$$

$$0 < \varphi < \pi$$

2.5.7 -Curvas (da/dN) versus ΔK e Equações de Propagação de Trincas de Fadiga

As curvas de crescimento de trinca são traçadas comparando-se o tamanho da trinca (a) versus número de ciclos (N). Entretanto essas curvas tornam-se mais expressivas quando representadas em termos de taxa de crescimento de trinca (da/dN) versus variação do fator intensidade de tensão (ΔK), apresentando três regiões distintas, como mostra a figura 2.18.

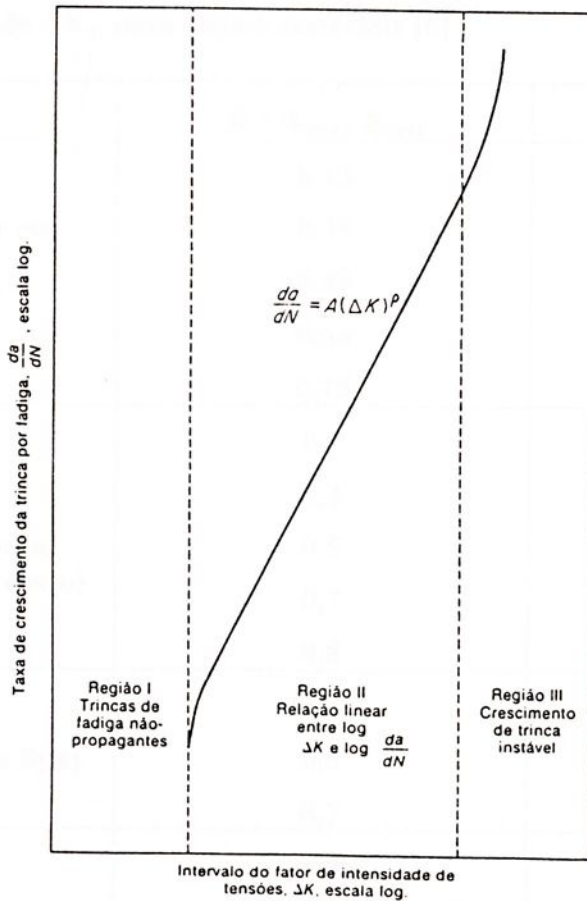


Figura 2.18 - Representação esquemática da curva de taxa de crescimento da trinca por fadiga [1].

Região I - é a região de nucleação da trinca por fadiga. A velocidade de propagação é muito baixa, da ordem de 10^{-9} m/ciclo, e o crescimento da trinca é influenciado pela microestrutura do material. Nessa região encontra-se um valor mínimo de ΔK , denominado threshold (ΔK_{th}), abaixo do qual a trinca não se propaga. O valor ΔK_{th} é uma característica do material que pode ser determinado experimentalmente [38,39,40]. A tabela 2.2 mostra os valores de ΔK_{th} pra vários materiais.

Tabela 2.2 - Valores de ΔK_{th} para vários materiais [6]

Material	$R = K_{min} / K_{max}$	$\Delta K_{th} [M Pa m^{1/2}]$
Aço de baixo teor em carbono	0,13	6,6
	0,35	5,2
	0,49	4,3
	0,64	3,2
	0,75	2,8
Aço A533B (Aço baixa liga para reservatórios sob pressão)	0,1	8,0
	0,3	5,7
	0,5	4,8
	0,7	3,1
	0,8	3,0
Aço A508 (Aço carbono média liga)	0,1	6,7
	0,5	5,6
	0,7	3,1
Aço Inoxidável 18/8	0,00	6,1
	0,33	5,9
	0,62	4,6
	0,74	4,1
Liga de Titânio Ti-6Al-4V	0,15	6,6
	0,33	4,4

Região II - caracteriza a região de propagação estável da trinca, sendo delimitada pelo ΔK_{th} e ΔK_c . Nessa região verifica-se o comportamento linear dado pelos parâmetros $\log (da/dN)$ e $\log \Delta K$. Paris e Erdogan [41] propuseram a seguinte equação, que rege a propagação da trinca nessa região.

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^n \quad 2.38$$

onde : C e n são constantes do material que dependem da razão de carregamento, do meio, da frequência, de temperatura, do estado estrutural do material (tamanho do grão, tratamento térmico, trabalho a frio, etc) e de suas propriedades mecânicas (limite de escoamento e tenacidade à fratura).

Região III - é a região de propagação instável da trinca, onde não existe mais a possibilidade do controle do seu crescimento. Em 1967 Forman, Kearney e Engle [42] propuseram uma correção para a equação de Paris visando modelar as regiões II e III, para isso utilizaram os parâmetros R (razão entre a tensão mínima e máxima) e o fator intensidade de tensão crítico (ΔK_c), como mostra a equação 2.39.

$$\frac{da}{dN} = \frac{C(\Delta K)^n}{[(1-R)K_c - \Delta K]} \quad 2.39$$

Verifica-se que quando $K_{máx}$ é igual a K_c , o denominador tende a zero e, conseqüentemente, a taxa de crescimento de trinca (da/dN) tende ao infinito [42].

Outras expressões podem ser encontradas na literatura [43]. No entanto, um dos objetivos do trabalho é verificar a aplicabilidade da equação de Paris, justificando pela sua simplicidade.

Capítulo III

3 - Procedimento Experimental

3.1 - Introdução

Para atingir-se o objetivo do trabalho que é verificar se trincas de fadiga geradas através de trincas de soldagem, quando estas são solicitadas em carregamentos cíclicos, podem ser modeladas utilizando fatores intensidade de tensão (ΔK) conhecidos , e empregando para isto a equação de Paris, é necessário conhecer primeiramente o metal base utilizado para a realização desse projeto e o procedimento experimental para a determinação dos parâmetros do corpo de prova.

3.2 - Metal Base

O metal utilizado foi aço Carbono-Manganês A516-70N fabricado pela USIMINAS [2] conforme a norma ASTM 647 [44], com 50 mm de espessura. Sua composição química pode ser encontrada na tabela 3.1 e suas propriedades mecânicas na tabela 3.2.

Tabela 3.1 - Composição Química do Aço Carbono-Manganês A516-70N [7].

Elemento (%peso)	C	Mn	P	S	Si	Nb
Faixa Especificada pela Norma ASTM	0,30 máx	0,79 a 1,30	0,035 máx	0,040 máx	0,13 a 0,45	
Certificado de Qualidade de Usina	0,25	1,06	0,030	0,015	0,27	0,029
Encontrado no Material	0,23	1,09	0,022	0,005	0,24	0,070

Tabela 3.2 - Propriedades Mecânicas do Aço Carbono-Manganês-A516-70N [7].

	Especificado pela Norma ASTM	Qualidade da Usina	Encontrado no Material
Resistência à Ruptura no Sentido Transversal [MPa]	484 a 620	550	551
Resistência à Ruptura no Sentido Longitudinal [MPa]	-	-	551
Limite de Escoamento no Sentido Transversal [MPa]	≥ 260	357	351
Limite de Escoamento no Sentido Longitudinal [MPa]	-	-	324
Alongamento no Sentido Transversal %	≥ 21	26	33
Alongamento no Sentido Longitudinal %	-	-	33

3.3 - Processo de Soldagem

O processo utilizado foi a Arco Submerso (arco elétrico) [7], onde a coalescência do fluxo e arame e do metal base é obtida através do aquecimento com um ou mais arcos entre o arame e a peça, conforme indicado na figura 3.1.



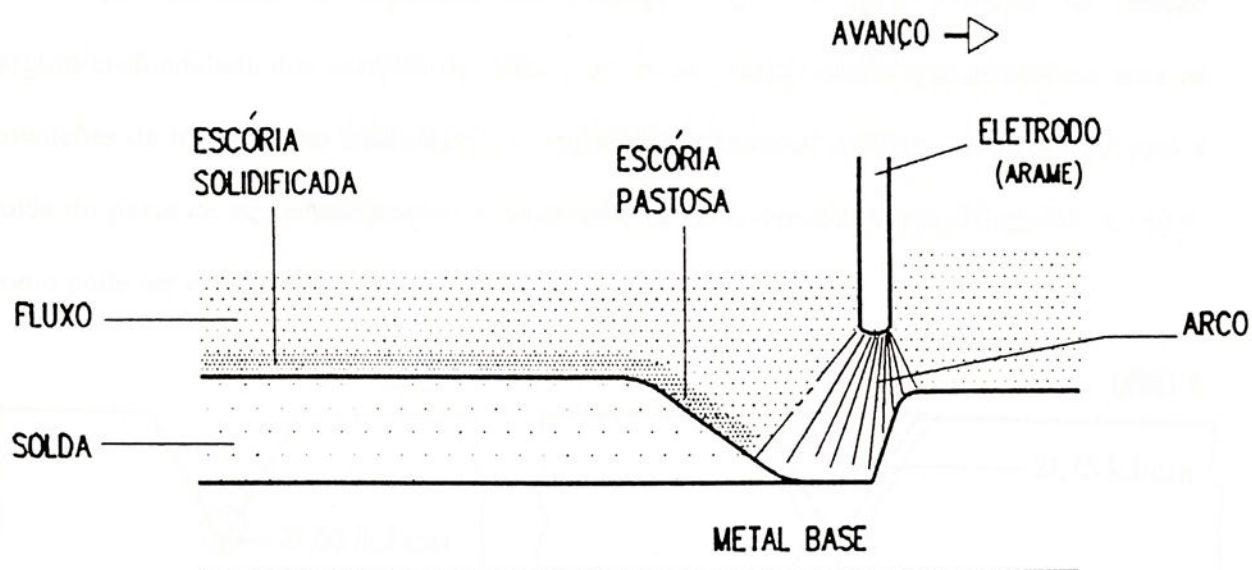


Figura 3.1 - Soldagem por Arco Submerso [7].

Os equipamentos utilizados na soldagem são mostrados na figura 3.2.

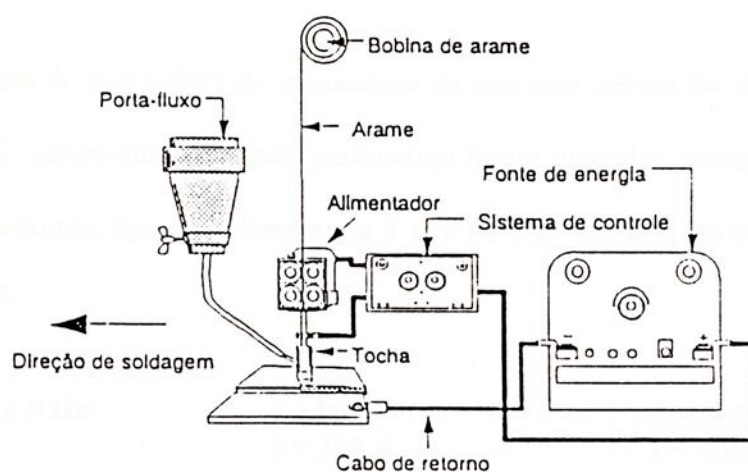


Figura 3.2 - Equipamento de Soldagem Para Arco Submerso [7].

3.4 - Condições e Parâmetros de Soldagem

Para satisfazer às condições de soldagem, que era obter variação na relação largura/profundidade dos cordões de solda e ao mesmo tempo serem representativos para as condições de trabalho dos fabricantes, foi necessário determinar parâmetros diferentes para a solda do passe de raiz e enchimento e subdivisão da junta em duas faixas de aporte de calor, como pode ser verificado na figura 3.3.

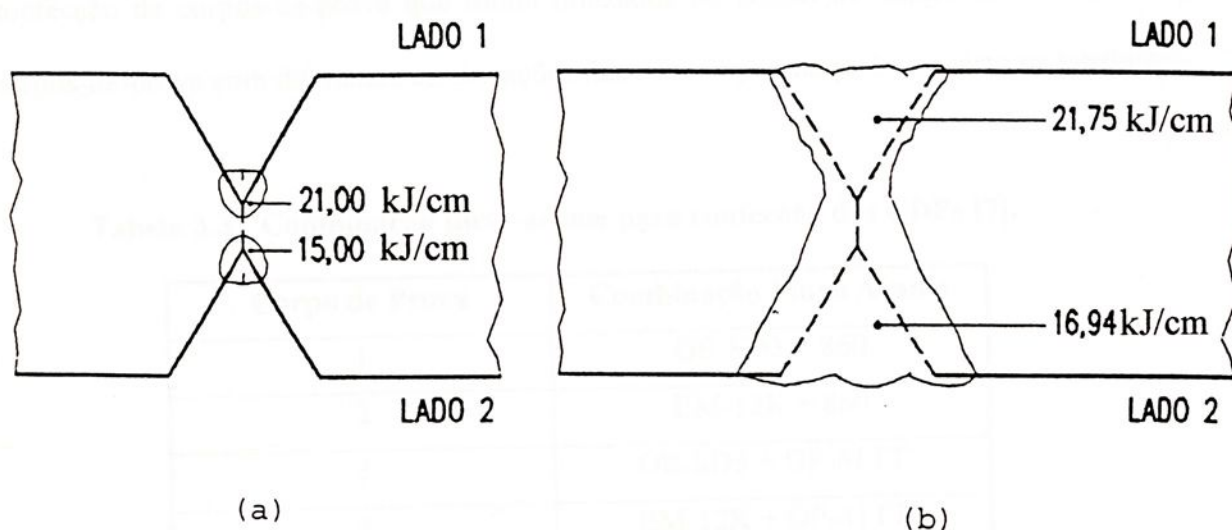


Figura 3.3 - Faixas de Aporte de Calor nas Juntas Soldadas [7].

a) Raiz

b) Enchimento

Nos passes de raiz a faixa de intensidade de corrente elétrica foi de 700 A no lado 1 e 500 A no lado 2, sendo que os demais parâmetros foram mantidos constantes. A variação de 200 A [7] corresponde, aproximadamente, a 2 mm na profundidade do cordão nas condições indicadas a seguir :

Passes de Raiz:

Lado 1

$I = 700 \text{ A}$
 $V = 30 \text{ V}$
 $\Delta V = 60 \text{ cm/min}$

Lado 2

$I = 500 \text{ A}$
 $V = 30 \text{ V}$
 $\Delta V = 60 \text{ cm/min}$

Passes de Enchimento:

$I = 580 \text{ A}$
 $V = 30 \text{ V}$
 $\Delta V = 51 \text{ cm/min}$

$I = 480 \text{ A}$
 $V = 30 \text{ V}$
 $\Delta V = 51 \text{ cm/min}$

3.5 - Análise dos Corpos-de-Prova e Ensaio de Fadiga

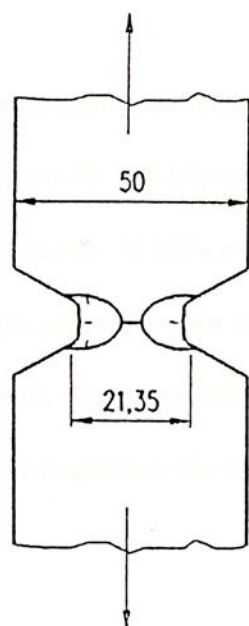
A princípio, após a soldagem e antes da remoção das escórias, as trincas de solidificação foram detectadas através de exames de raio-X e ultrassom. Após a remoção da escória verificou-se, através de inspeção visual, que as trincas sempre ocorriam no centro da solda e propagavam-se quase que linearmente durante a deposição dos cordões de solda [7].

A região em que se localizavam as trincas de solidificação foram removidas para a confecção de corpos-de-prova que foram utilizados no ensaio de fadiga. Obtiveram-se seis corpos-de-prova com diferentes combinações fluxo-arame, como pode ser visto na tabela 3.3.

Tabela 3.3 - Combinação fluxo-arame para confecção dos CDPs [7].

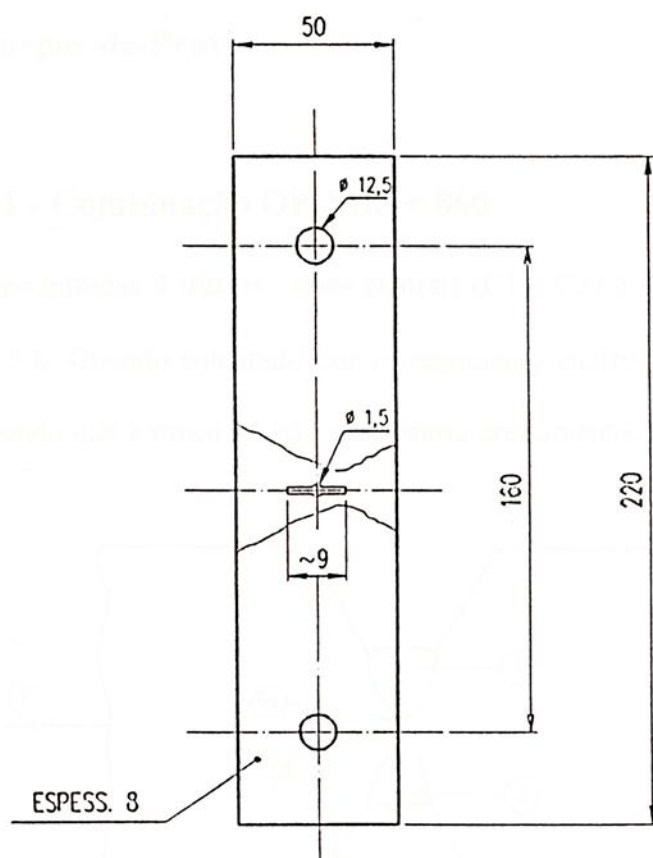
Corpo de Prova	Combinação Fluxo Arame
1	OE-SD3 + 860
2	EM-12K + 860
3	OE-SD3 + OP-41TT
4	EM-12K + OP-41TT
5	EM-12K + BX-200
6	OE-SD3 + BX-200

Além desses corpos-de-prova foram escolhidas regiões nos materiais soldados que não apresentavam trincas de solidificação, e confeccionados cinco corpos de prova normalizados segundo ASTM, ou seja foram entalhadas trincas centrais, para que em ensaios de fadiga fosse possível determinar as constantes C e n da equação de Paris. A figura 3.4 mostra o corpo de prova de fadiga com trincas de solidificação e a figura 3.5 mostra o corpo de prova padronizado segundo a norma ASTM.



* DIMENSÕES EM mm

Figura 3.4 - Corpo de Prova de Fadiga com Trinca de Solidificação [7].



* DIMENSÕES EM mm

Figura 3.5 - Corpo de Prova de Fadiga com Duplo Entalhe Central no Metal de Solda [7].

Os ensaios de fadiga foram realizados sob carregamento de amplitude constante, razão de carga 0,5 e frequência de 150 Hz na temperatura ambiente. As tensões mínimas e máximas foram mantidas nas faixas de 74 MPa e 148 MPa.

O equipamento utilizado para os ensaios de fadiga foi o AMSLER modelo 10 HFP 422, de fabricação suíça, com capacidade de 10 ton. Este equipamento opera pelo princípio de ressonância, ou seja, a frequência de ensaio coincide com a frequência natural dos elementos oscilantes [4].

3.6 - Identificação das Trincas de Solidificação Encontradas nos Corpos-de-Prova

CDP 01 - Combinação OE-SD3 + 860

Foram encontradas 4 trincas : duas centrais (C1 e C2) e duas laterais (L1 e L2) como mostra a figura 3.6. Quando solicitado por carregamento cíclico, apenas as trincas C1, C2 e L2 cresceram, sendo que a trinca L1 não apresentou crescimento.

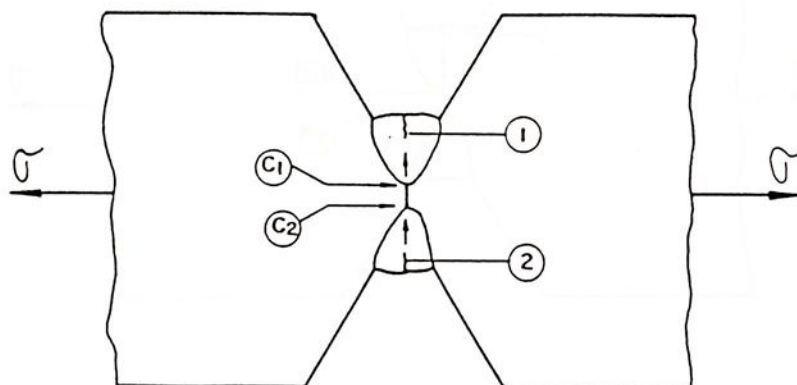
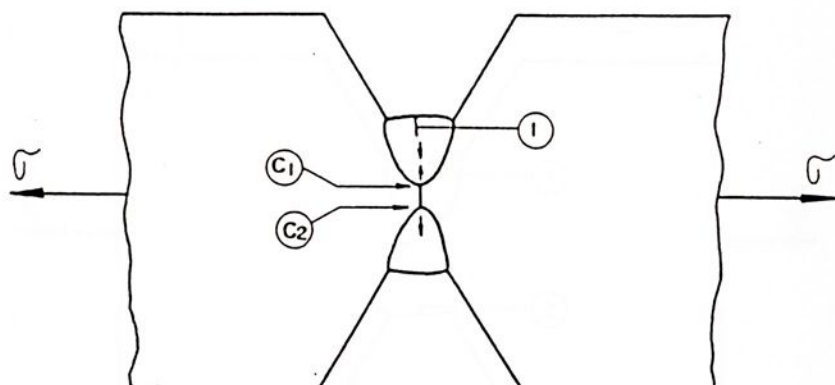


Figura 3.6 - Trincas Formadas Durante o Processo de Solidificação no CDP 01 Combinação OE-SD3 + 860 [7].

CDP02 - Combinação EM-12K + 860

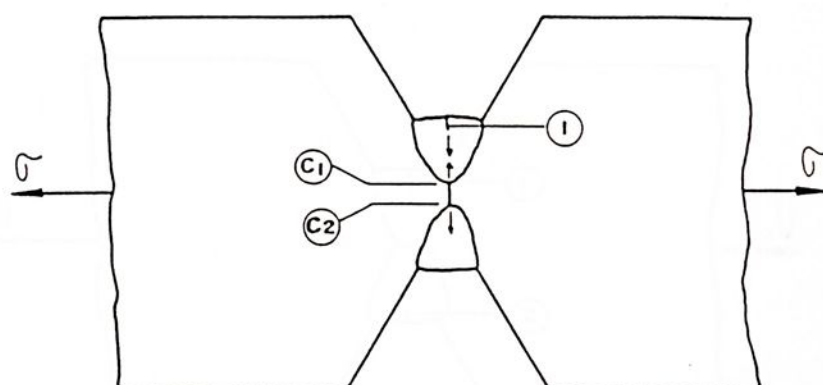
Este corpo-de-prova apresentou duas curvas centrais (C1 e C2) e uma lateral, sendo que todas elas cresceram, como mostra a figura 3.7.



**Figura 3.7 - Trincas Formadas Durante o Processo de Solidificação no CDP 02
Combinação EM-12K + 860 [7].**

CDP 03 - Combinação OE-SD3 + OP-41TT

Encontraram-se nesse corpo-de-prova três trincas, sendo duas centrais (C1 e C2) e uma lateral (L1) (figura 3.8) e todas cresceram.



**Figura 3.8 - Trincas Formadas Durante o Processo de Solidificação no CDP 03
Combinação OE-SD3 + OP-41TT [7].**

CP04 - Combinação EM-12K + OP-41TT

Esse corpo-de-prova apresentou duas trincas laterais, conforme mostra a figura 3.9, mas apenas a trinca lateral 1 (L1) cresceu.

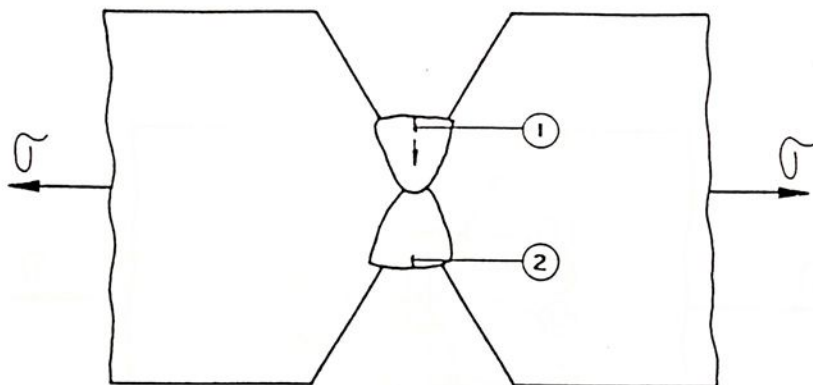


Figura 3.9 - Trincas Formadas Durante o Processo de Solidificação no CDP 04 Combinação EM-12K + OP-41TT [7].

CP05 - Combinação EM-12K + BX-200

O corpo-de-prova apresentava duas trincas laterais (L1 e L2) e as duas trincas cresceram, como mostra a figura 3.10.

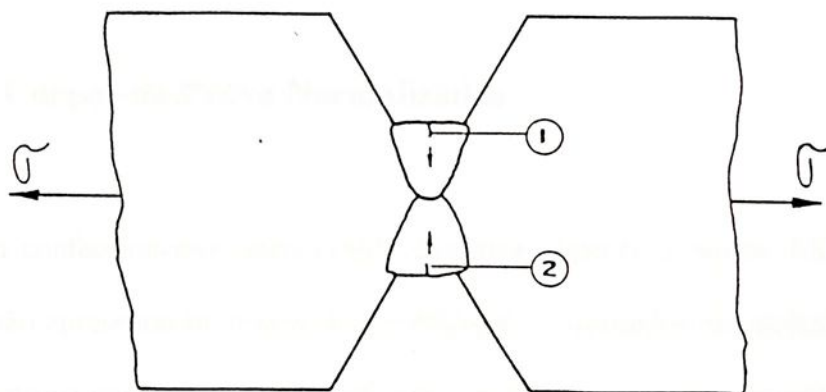


Figura 3.10 - Trincas Formadas Durante o Processo de Solidificação no CDP 05 Combinação EM-12K + BX-200 [7].

CP06 - Combinação OE-SD3 + BX 200

Esse corpo de prova apresentou quatro trincas centrais (C1, C2, 3.1 e 3.2) e duas laterais (L1 e L2), mas apenas as trincas centrais C1 e C2 cresceram. A figura 3.10 mostra as trincas encontradas no corpo de prova 06.

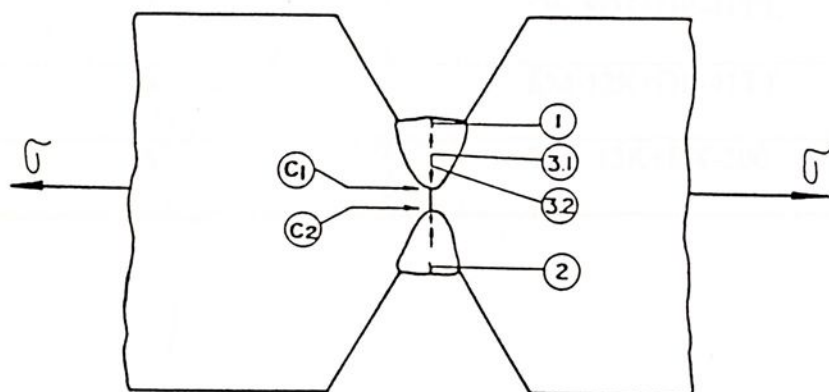


Figura 3.11 - Trincas Formadas Durante o Processo de Solidificação no CDP 06
Combinação OE-SD3 + BX-200 [7].

3.7 - Corpos-de-Prova Normalizados

Foram confeccionados cinco corpos-de-prova segundo a norma ASTM com entalhe central, que não apresentavam trincas de solidificação, e ensaiados nas mesmas condições que os corpos-de-prova com trincas de solidificação. A tabela 3.4 mostra as combinações obtidas e, na fotografia 3.1, pode-se observar o tipo de entalhe.

Tabela 3.4 - Corpo de Prova Normalizados

CDP Normalizado	Combinação Fluxo/Arame
1	OE-SD3+860
2	EM-12K+860
3	OE-SD3+OP-41TT
4	EM-12K+OP-41TT
5	EM-12K+BX-200



Fotografia 3.1 - Tipo de Entalhe no CDP Normalizado

Capítulo IV

4 - Discussões de Resultados

Foram realizados ensaios de fadiga em 6 CDPs soldados com diferentes combinações de fluxo e arame, os quais já possuíam trincas de solidificação. Em paralelo foi realizado o mesmo ensaio para CDPs soldados e normalizados segundo a norma ASTM 647. O crescimento das trincas de fadiga foi modelado pela equação de Paris e seus resultados descritos a seguir.

4.1- CP01 - Combinação OE-SD3+860 - Trinca Lateral 2

Através dos dados de crescimento de trinca obtidos pelo experimento, obteve-se a curva $\log(da/dN) \times \log \Delta k$, na qual, através da equação da reta, pode-se determinar as constantes do material **C** e **n**. A curva obtida é mostrada na figura 4.1.

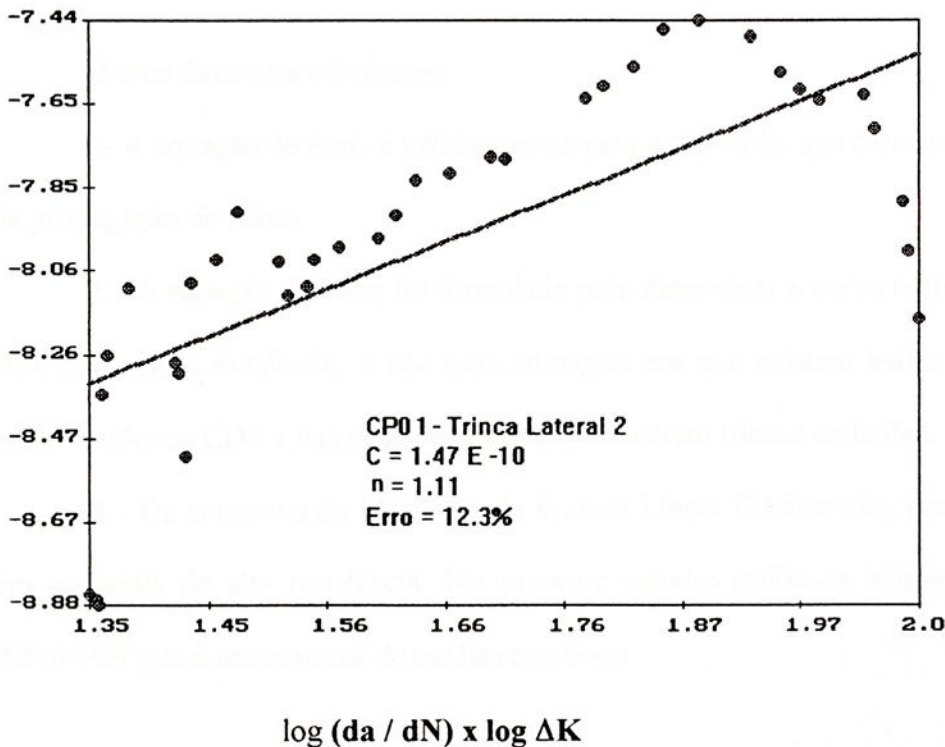


Figura 4.1 - Combinação OE-SD3+860 - Trinca Lateral 2

Observa-se que, para estes valores de C e n , a curva teórica apresenta um grande desvio dos valores experimentais, como pode ser verificado no Figura 4.2, a seguir.

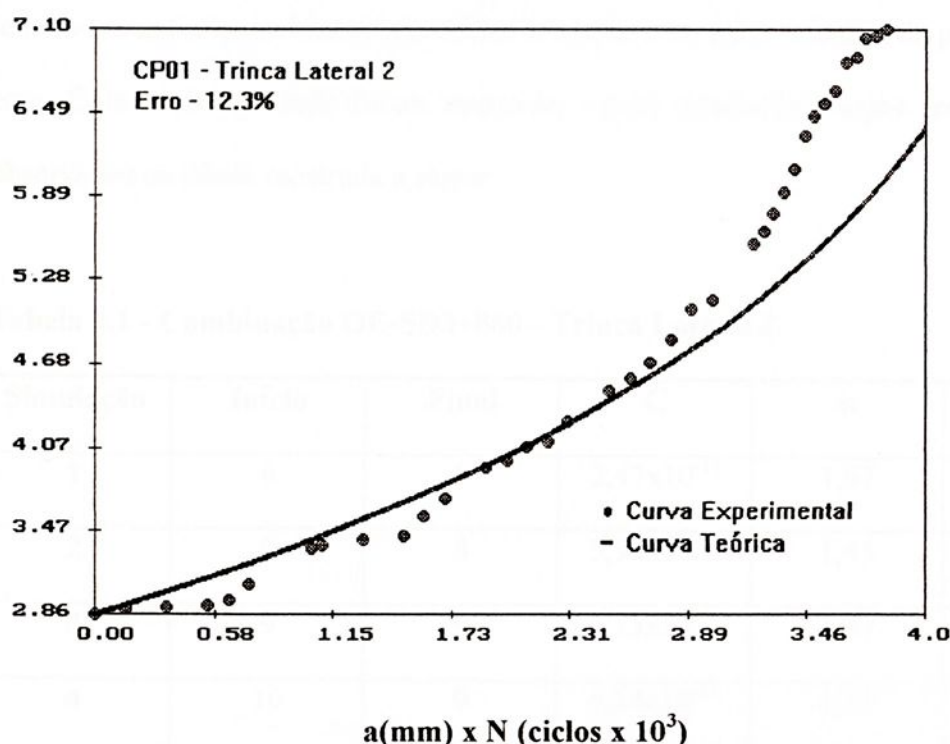


Figura 4.2 - Combinação OE-SD3+860 - Trinca Lateral 2

O erro deve-se a três fatores :

- 1- A equação de Paris é válida apenas para a região II, que caracteriza a região estável da propagação de trinca.
- 2 - A equação de Paris foi formulada para determinar a curva teórica em CDPs padrão com uma trinca entalhada, e não para situações em que existem várias trincas geradas por solidificação no CDP e das quais nuclearam e cresceram trincas de fadiga.
- 3 - Os conceitos da Mecânica da Fratura Linear Elástica são, com sucesso, aplicados em materiais de alta resistência. No presente estudo, utiliza-se o aço Carbono-Manganês A516 70N que é um material de média resistência.

Verifica-se, então a necessidade de se retirar pontos no início e no final da curva para aplicar a equação de Paris na faixa de crescimento estável e determinar-se o erro entre a curva teórica e a curva experimental, de forma a combinar o maior número de pontos com o menor erro. Com esta finalidade foram realizadas várias simulações, cujos resultados podem ser observados na tabela mostrada a seguir :

Tabela 4.1 - Combinação OE-SD3+860 - Trinca Lateral 2.

Simulação	Início	Final	C	n	Erro %
1	6	8	$2,47 \times 10^{-11}$	1,67	-2,2
2	9	8	$5,94 \times 10^{-11}$	1,45	4,7
3	9	9	$5,13 \times 10^{-11}$	1,49	3,5
4	10	9	$4,34 \times 10^{-11}$	1,53	-0,1
5	10	10	$4,93 \times 10^{-11}$	1,50	-0,1
6	11	9	$3,24 \times 10^{-11}$	1,61	-2,5
7	11	10	$3,58 \times 10^{-11}$	1,50	-2,5
8	12	9	$1,64 \times 10^{-11}$	1,77	-4,7
9	12	10	$1,66 \times 10^{-11}$	1,77	-4,9
10	13	9	$1,32 \times 10^{-11}$	1,83	-1,0
11	13	10	$1,29 \times 10^{-11}$	1,83	-1,0

A simulação número 4 parece ser a melhor, pois retira-se o menor número de pontos e obtém-se o menor erro. Entretanto observe através da figura 4.3, que a simulação em que as curvas experimental e teórica mais se ajustam é a simulação 10 (figuras 4.5 e 4.6).

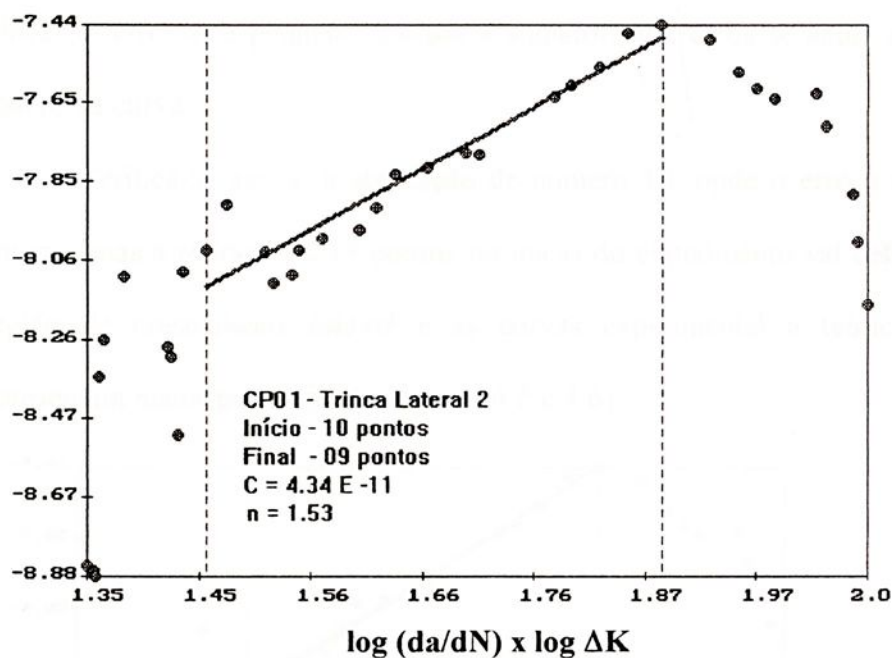


Figura 4.3 - Combinação OE-SD3+860 - Trinca Lateral 2
Simulação 4

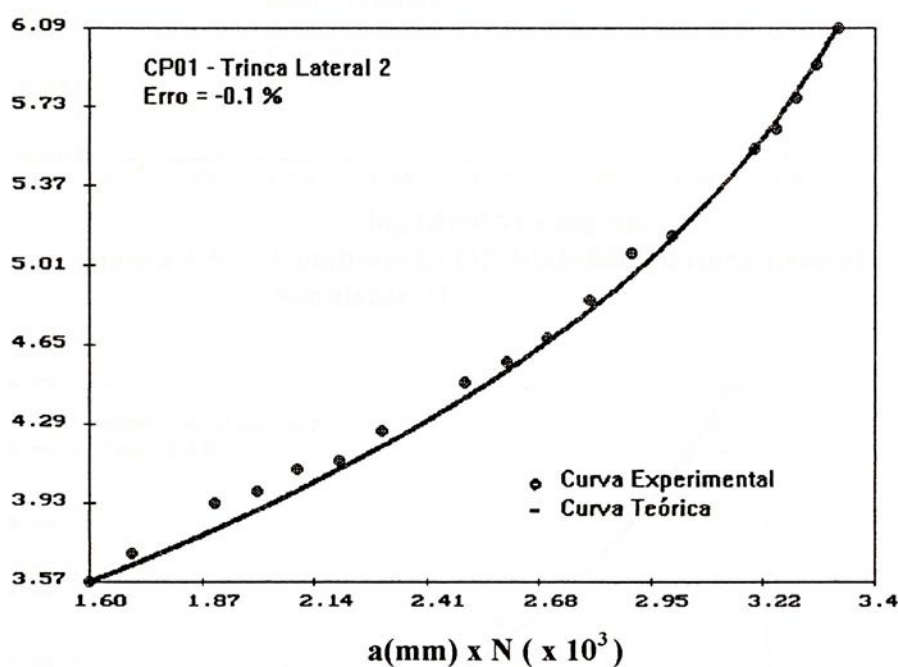


Figura 4.4- Combinação OE-SD3+860 - Trinca Lateral 2
Simulação 4

Pode-se notar que apesar do erro ser bastante pequeno, a retirada de 10 pontos no início do experimento não caracteriza de melhor maneira a região II de crescimento estável da

trinca. O erro só é pequeno porque a somatória de erros se anula com os pontos acima e abaixo da curva.

Verifica-se agora, a simulação de número 10, onde o erro é maior do que a citação anterior mas a retirada de 13 pontos no início do experimento vai definir significativamente a região de crescimento estável e as curvas experimental e teórica definidas por Paris, apresentam maior proximidade (figuras 4.5 e 4.6).

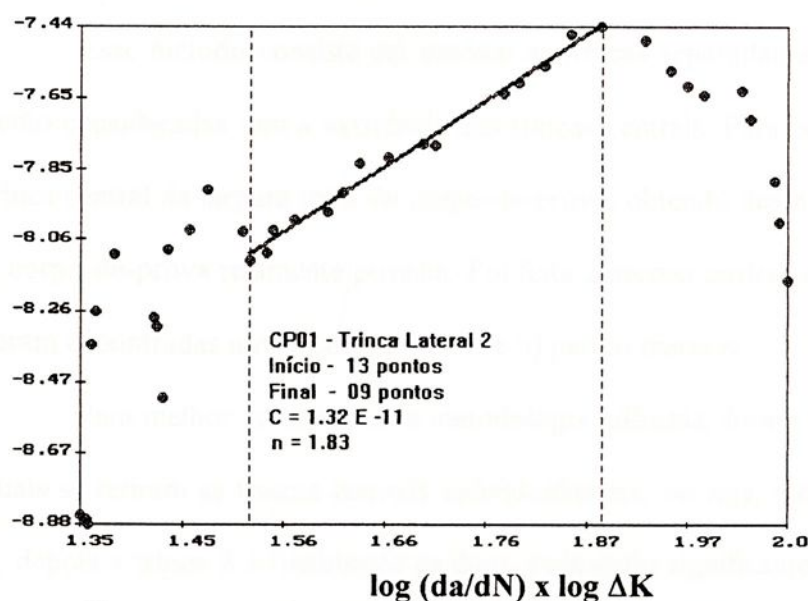


Figura 4.5- Combinação OE-SD3+860 - Trinca Lateral Simulação 10

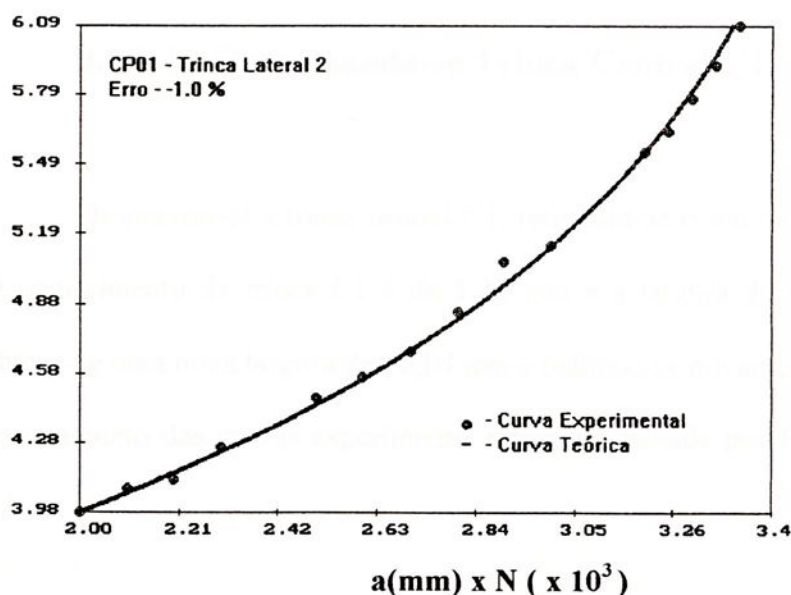


Figura 4.6- Combinação OE-SD3+860 - Trinca Lateral 2 Simulação 10

4.1.1 - Escolha Conveniente da Expressão de ΔK

Para escolher-se convenientemente a expressão de ΔK que define a geometria da trinca, foi utilizada uma metodologia empírica para determinar se as trincas centrais influenciavam o crescimento das trincas laterais.

Esse método consiste em analisar as trincas separadamente, ou seja, as trincas laterais serão consideradas sem a existência das trincas centrais. Para isso retira-se o comprimento da trinca central da largura total do corpo-de-prova, obtendo dessa forma uma largura menor que o corpo-de-prova realmente possuía. Foi feita a mesma análise descrita anteriormente, na qual foram encontradas novas constantes (C e n) para o material.

Para melhor acompanhar a metodologia utilizada, foram feitos vários experimentos nos quais se retiram as trincas centrais individualmente, ou seja, retirou-se primeiramente a trinca 1, depois a trinca 2 e finalmente as duas, reduzindo significativamente a largura do corpo-de-prova.

4.1.1.1 - Desprezando-se Trinca Central C1

Desprezou-se a trinca central C1, retirando-se o seu tamanho da largura total do CDP. O comprimento da trinca C1 é de 5,96 mm e a largura do CDP 21 mm. Dessa subtração obteve-se uma nova largura de 16,04 mm e realizou-se novamente a determinação de C e n e o levantamento das curvas experimental e teórica definida por Paris, como mostram as figuras 4.7 e 4.8.



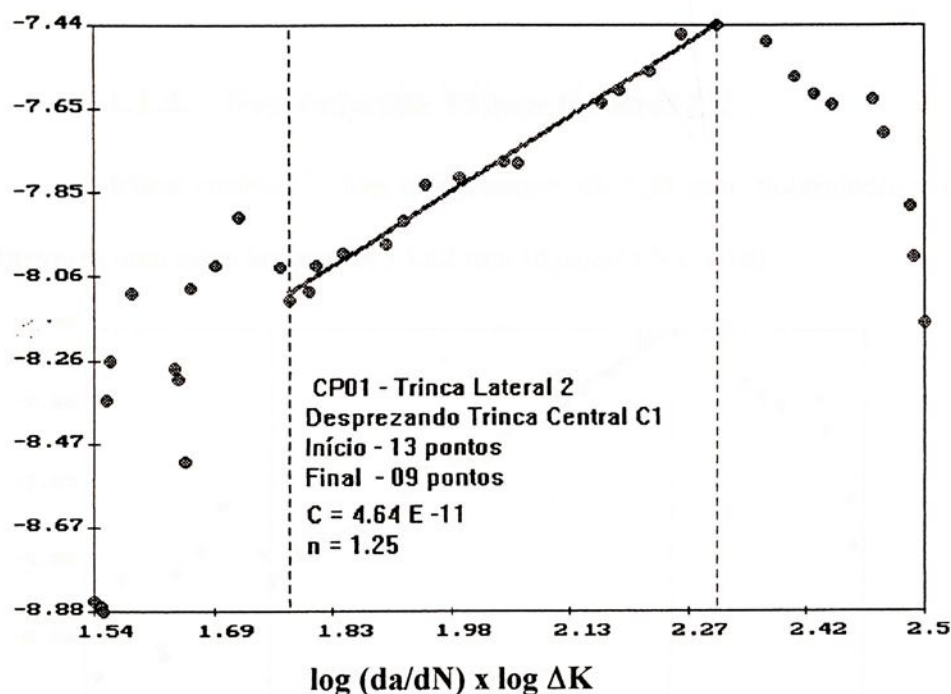


Figura 4.7- Combinação OE-SD3+860 - Trinca Lateral 2
Desprezando Central C1

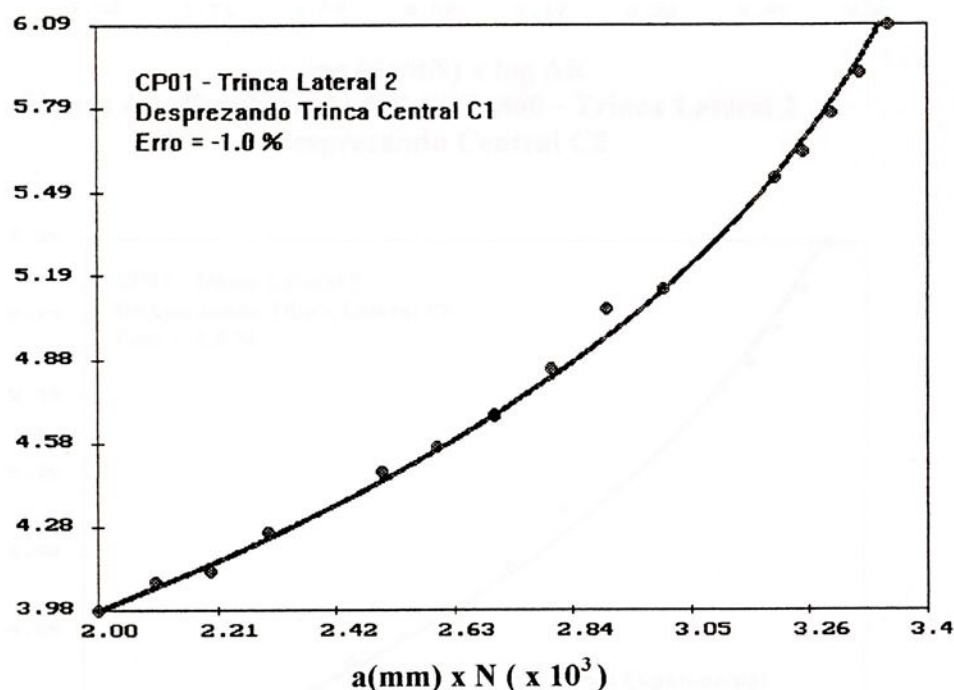


Figura 4.8- Combinação OE-SD3+860 - Trinca Lateral 2
Desprezando Central C1

4.1.1.2. - Desprezando Trinca Central C2

A trinca central C2 tem comprimento de 5,38 mm. Subtraindo-se da largura do CDP, obteve-se uma nova largura de 15,62 mm (figuras 4.9 e 4.10).

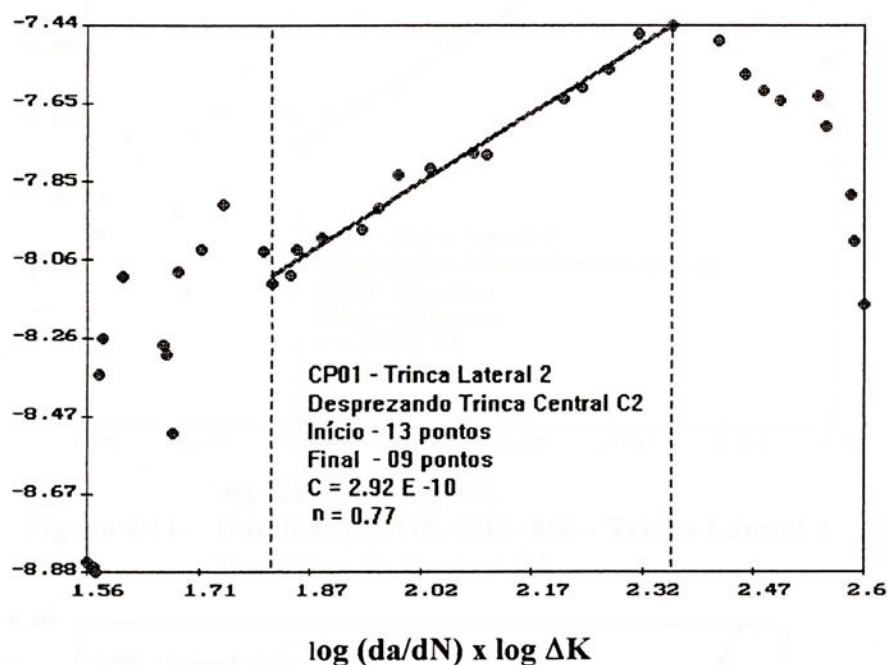


Figura 4.9- Combinação OE-SD3+860 - Trinca Lateral 2
Desprezando Central C2

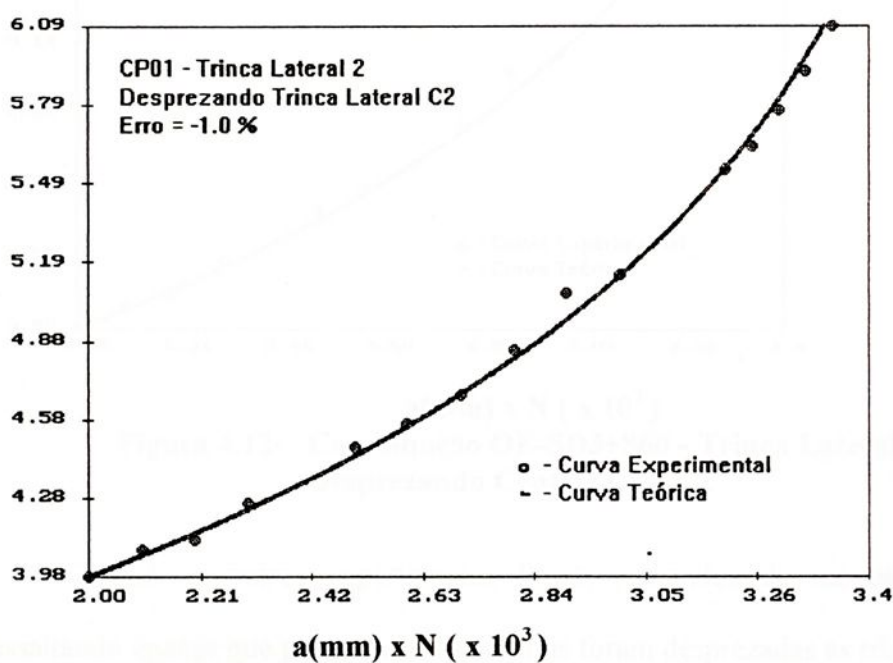


Figura 4.10 - Combinação OE-SD3+860 - Trinca Lateral 2
Desprezando Central C2

4.1.1.3 - Desprezando as Trincas Centrais C1 e C2

Subtraindo-se as trincas C1 e C2, respectivamente com tamanho de 4,96 mm e 5,38 mm, obtém-se um CDP com 10,66 mm.

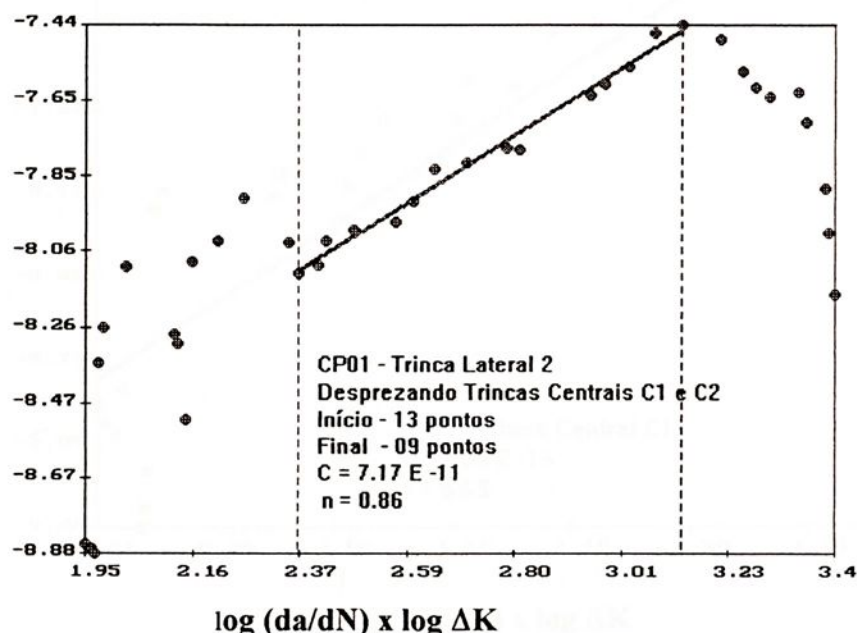


Figura 4.11- Combinação OE-SD3+860 - Trinca Lateral 2
Desprezando Central C2

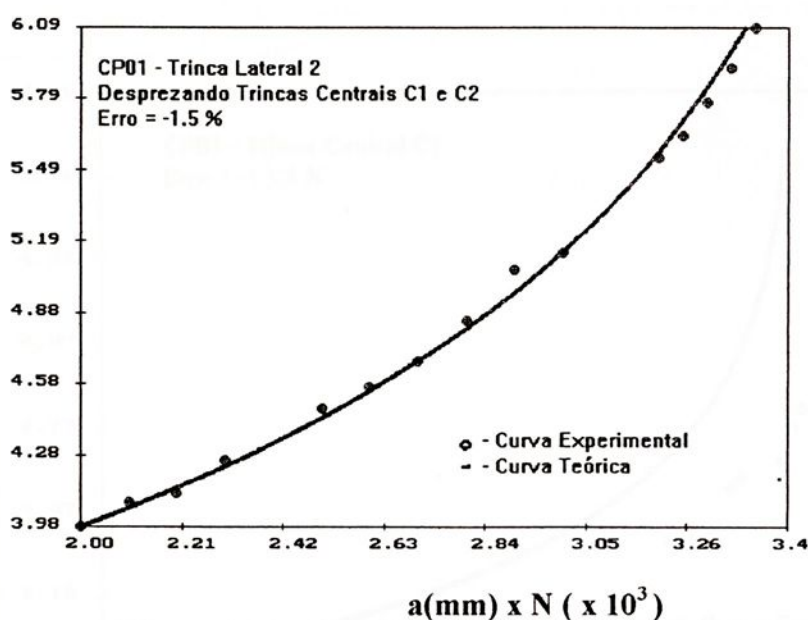


Figura 4.12- Combinação OE-SD3+860 - Trinca Lateral 2
Desprezando Central C1 e C2

Todos os outros experimentos foram realizados da mesma forma aqui descrita, ressaltando apenas que para as trincas centrais foram desprezadas as trincas laterais.

4.2 - CP01 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C1

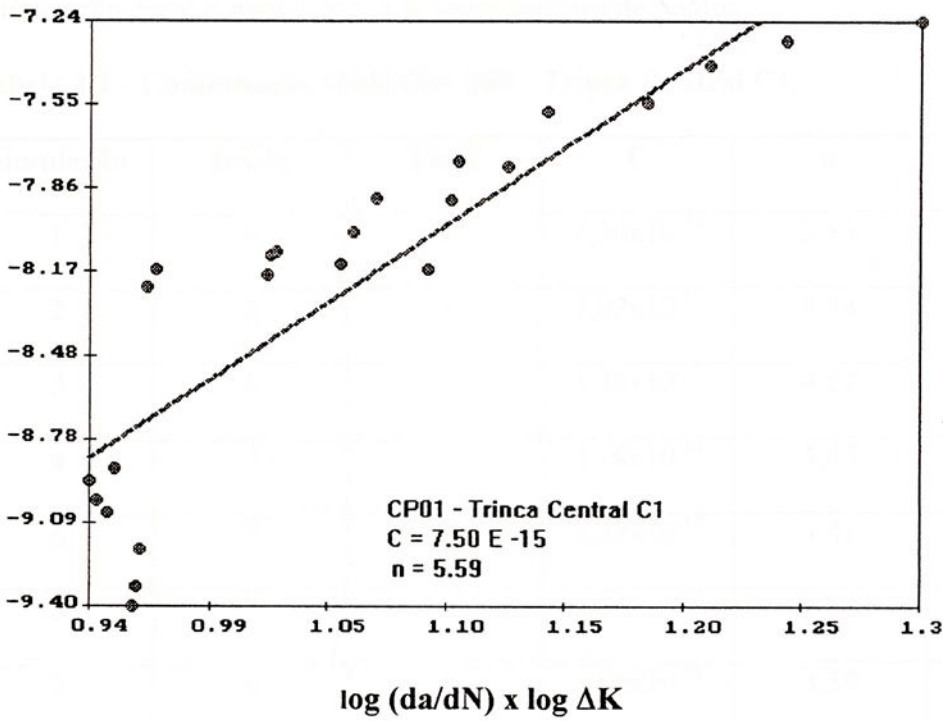


Figura 4.13 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C1

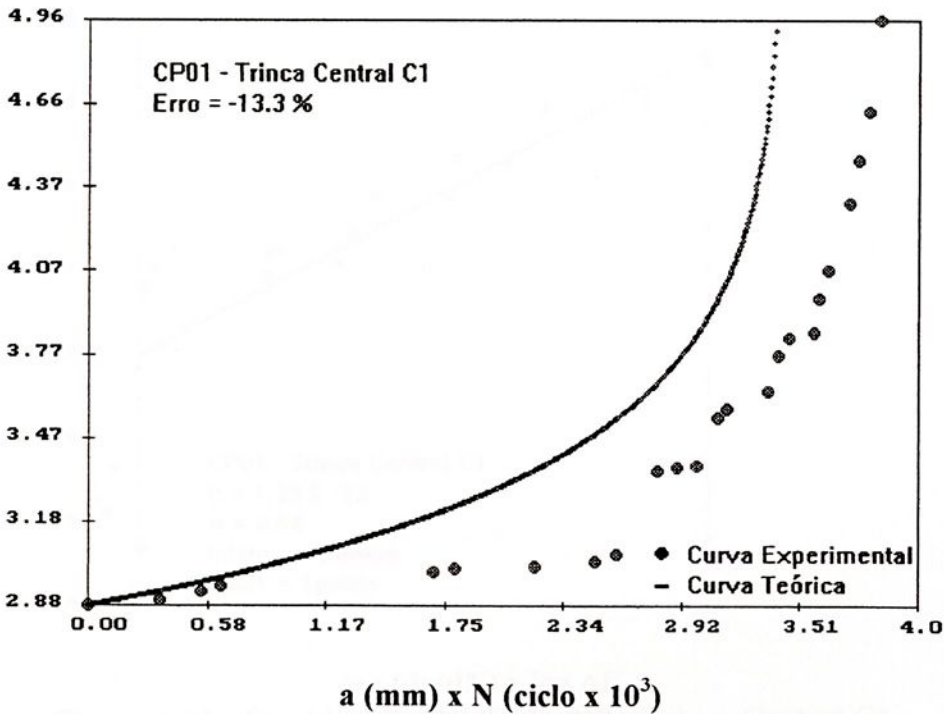
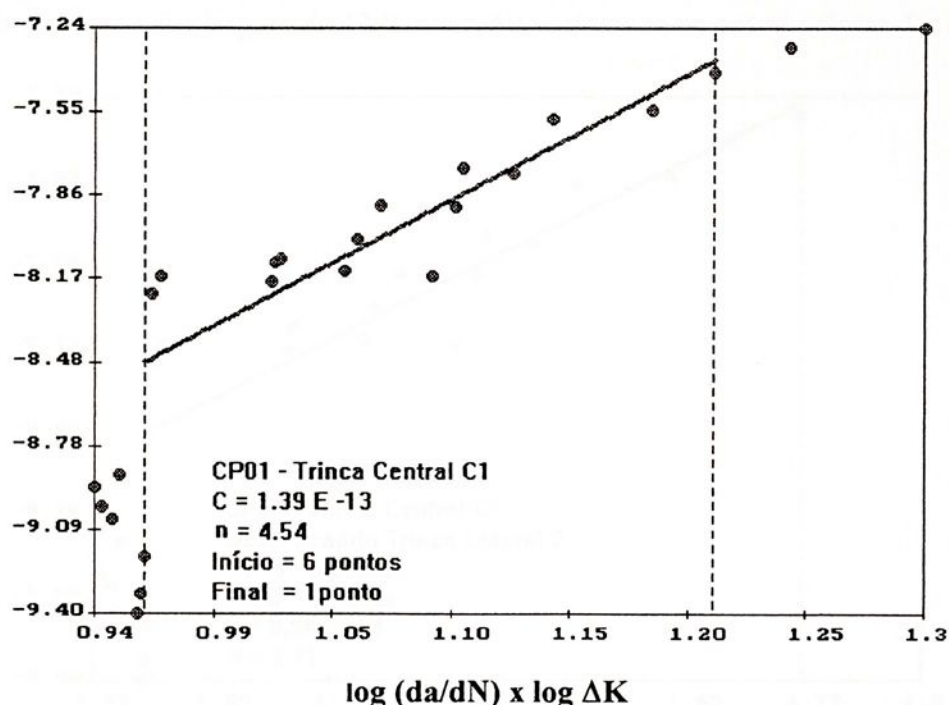


Figura 4.14 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C1

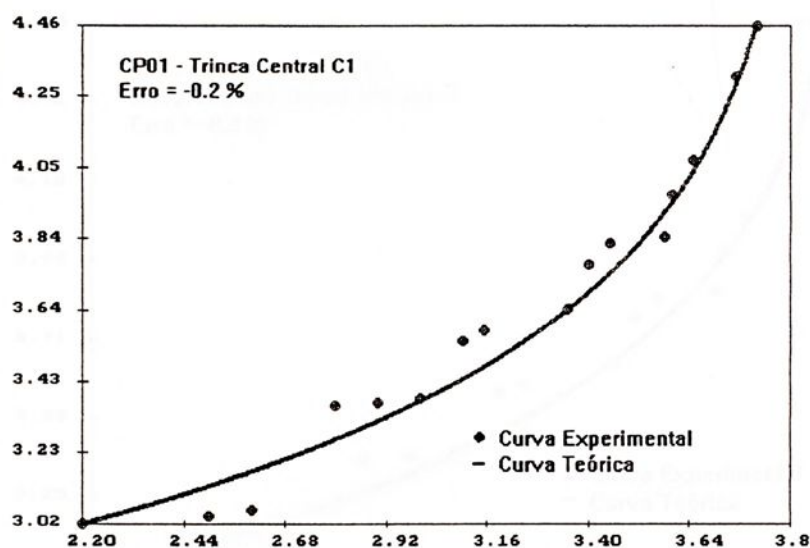
A tabela 4.2 mostra as combinações de tratamento de dados afim de se obter a melhor combinação entre o menor erro e o maior número de pontos.

Tabela 4.2 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C1.

Simulação	Início	Final	C	n	Erro%
1	0	0	$7,50 \times 10^{-15}$	5,59	-13,3
2	6	1	$2,02 \times 10^{-13}$	4,38	-1,0
3	6	2	$1,39 \times 10^{-13}$	4,57	-0,2
4	7	1	$2,18 \times 10^{-12}$	3,47	-2,1
5	7	2	$2,43 \times 10^{-12}$	3,41	-1,8
6	7	3	$3,80 \times 10^{-12}$	3,24	-2,6
7	8	1	$1,60 \times 10^{-12}$	3,59	4,8
8	9	1	$7,51 \times 10^{-13}$	3,88	-20,9



**Figura 4.15 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C1
Simulação 2**



$a \text{ (mm)} \times N \text{ (ciclo} \times 10^3)$

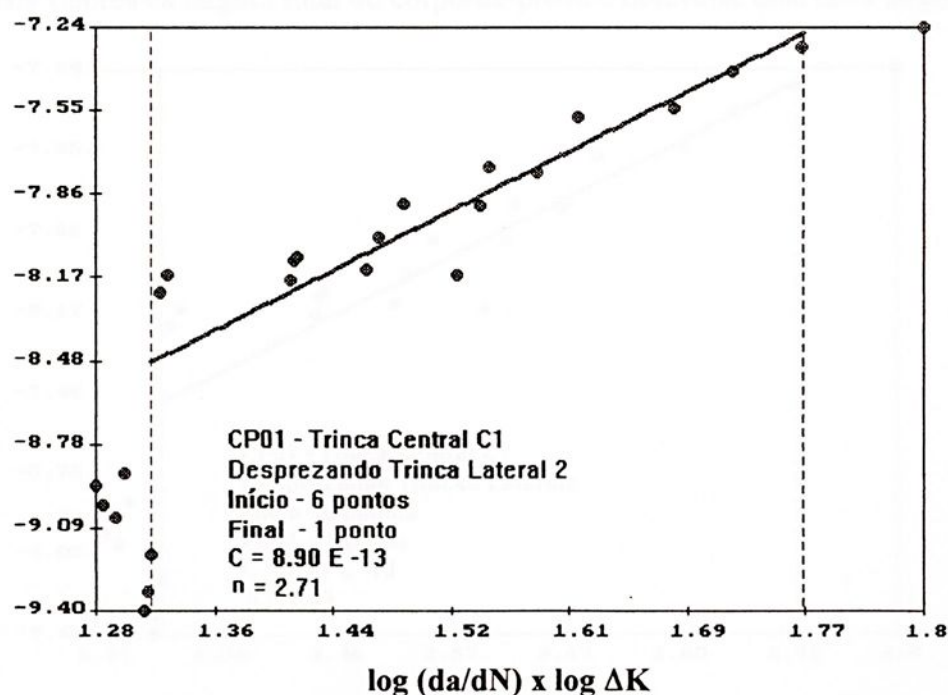
Figura 4.16 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C1
Simulação 2

4.2.1 - Escolha Conveniente da Expressão do ΔK

4.2.1.1 - Desprezando-se Trinca Lateral 2

Retirando-se a largura da trinca lateral 2 (7,10 mm) da largura total do CDP (21mm),

obteve-se a nova largura de 13,9 mm e determinou-se os novos valores das constantes C e n.



$\log(da/dN) \times \log \Delta K$

Figura 4.17 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C1
Desprezando Trinca Lateral 2

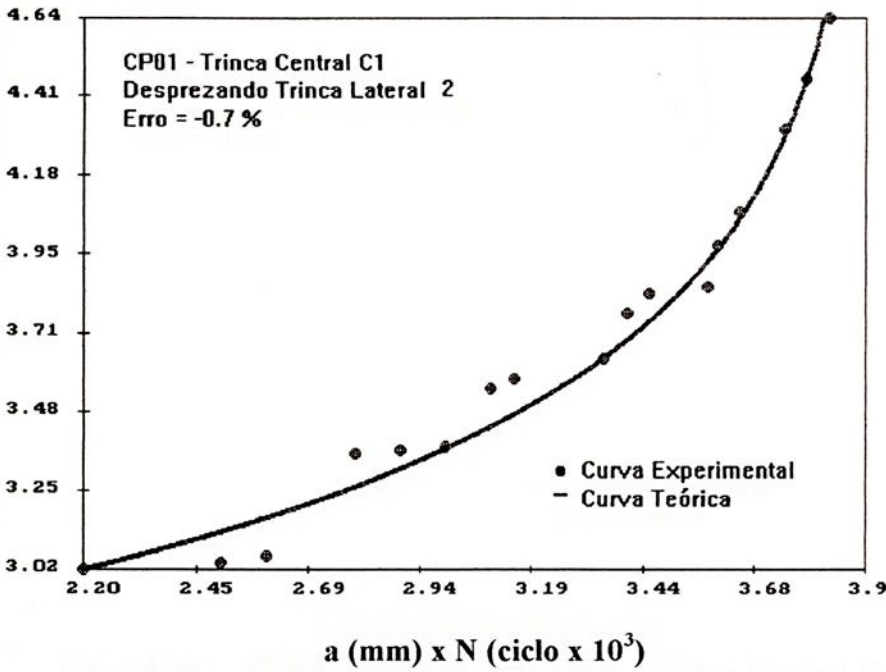


Figura 4.18 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C1
Desprezando Trinca Lateral 2

4.2.1.2 - Desprezando Trincas Laterais

O CDP 1 apresentava duas trincas laterais mas apenas a trinca 2 cresceu. Considerou-se que ambas cresceram e apresentaram o mesmo comprimento, 7,10 mm. Foram retirados os seus valores da largura total do corpo-de-prova e obteve-se uma nova largura de 6,8 mm.

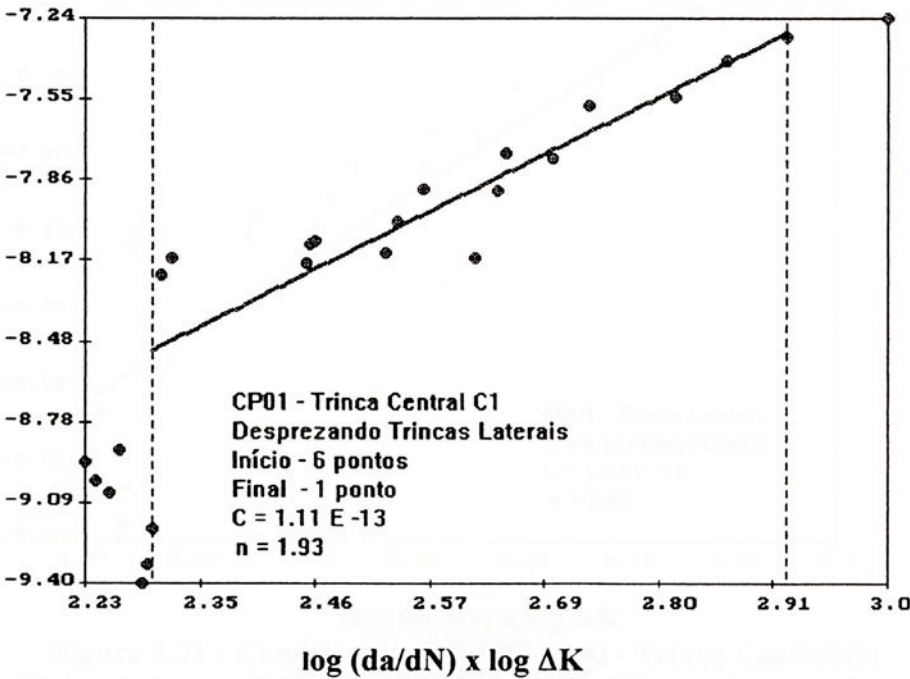


Figura 4.19 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C1
Desprezando Trincas Laterais

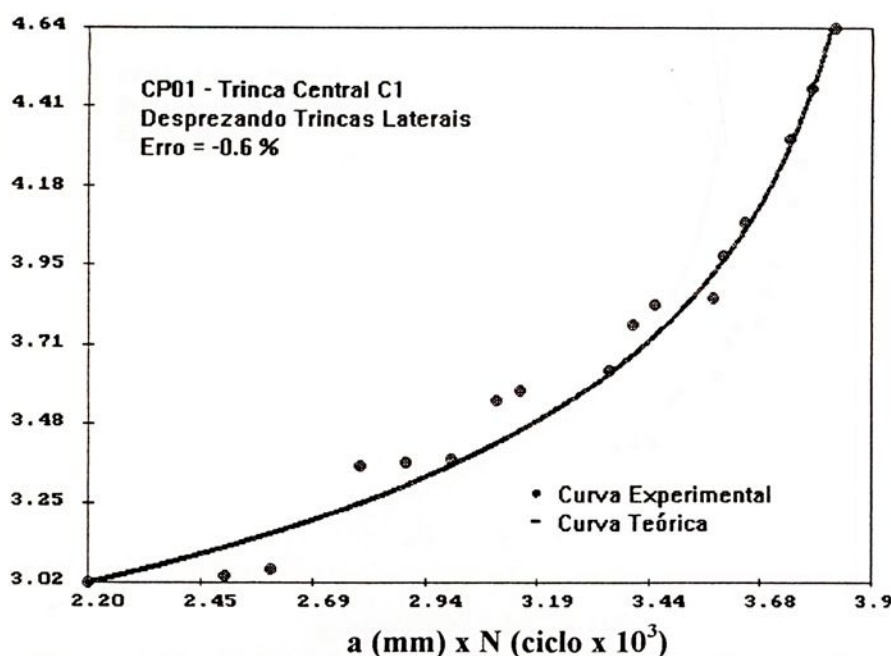


Figura 4.20 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C1
Desprezando Trincas Laterais

4.2.1.3 - Trinca Central C1 Tratada como Lateral C1

Para fazer esta análise cortou-se o corpo-de-prova ao meio e a trinca que era central passou a ser lateral, e a nova largura do CDP, de 10,5 mm.

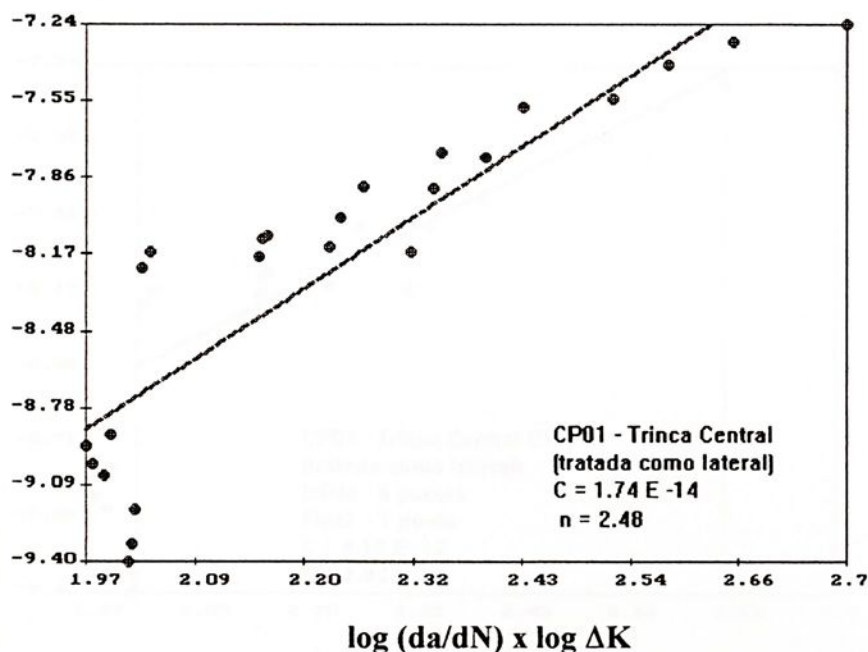


Figura 4.21 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C1
Tratada como Lateral

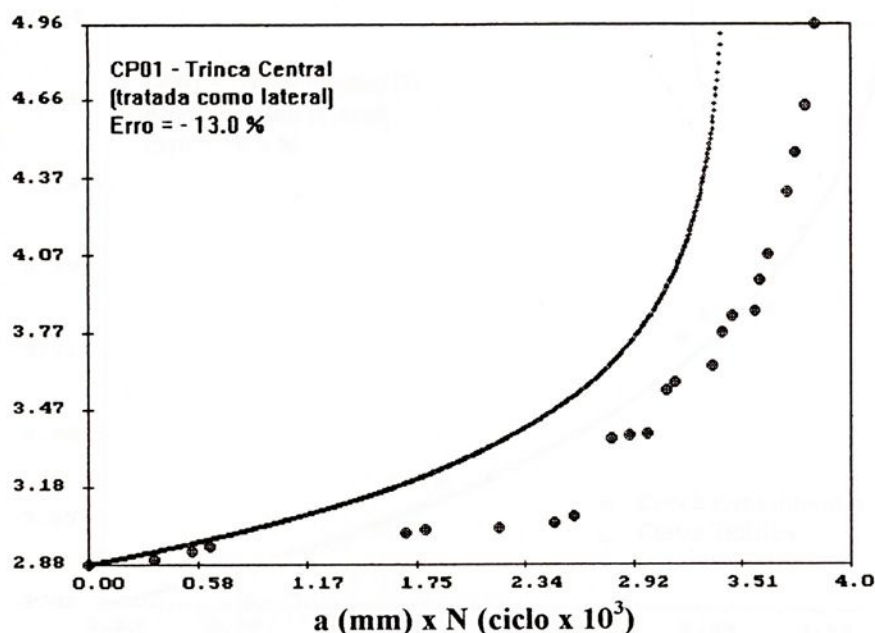


Figura 4.22 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C1
Tratada como Lateral

Tabela 4.3 - Combinação OE-SD3+ 860 Trinca Central C1 Tratada como Lateral

Simulação	Início	Final	C	n	Erro%
1	0	0	$1,74 \times 10^{-14}$	2,48	-13,0
2	6	1	$4,18 \times 10^{-13}$	1,93	-0,8

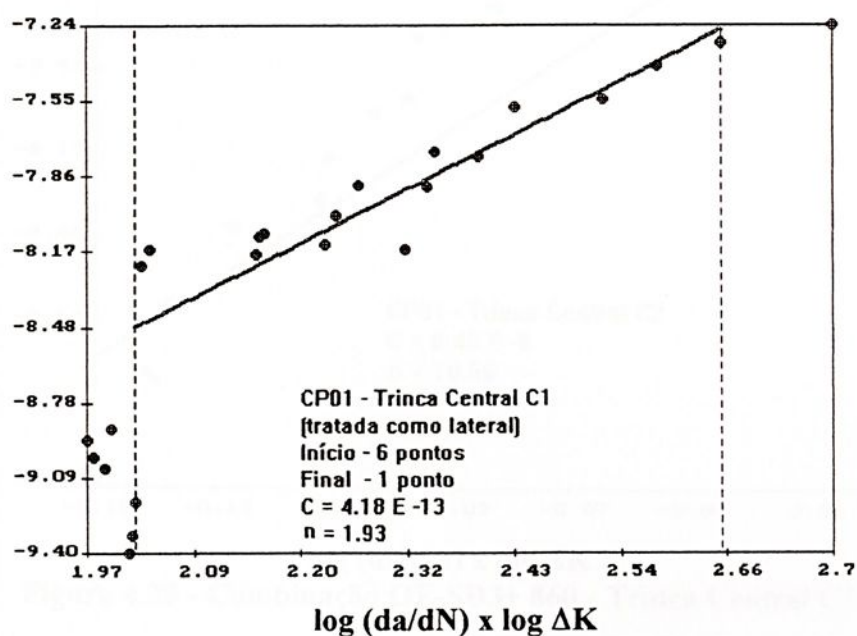


Figura 4.23 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C1
Tratada como Lateral - Simulação 2

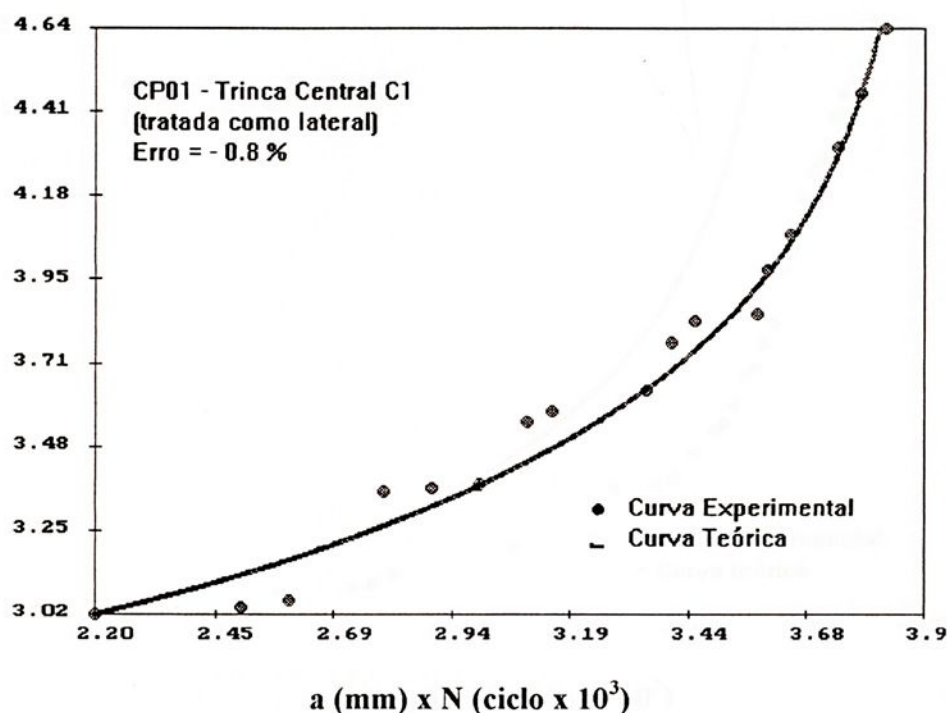


Figura 4.24 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C1
Tratada como Lateral - Simulação 2

4.3 - CP01 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C2

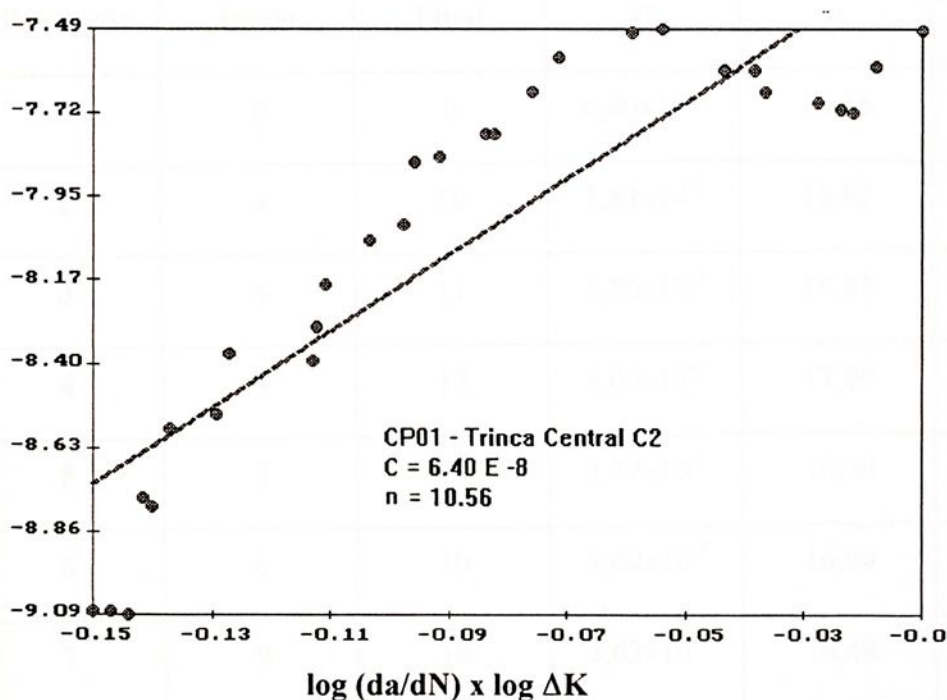


Figura 4.25 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C2

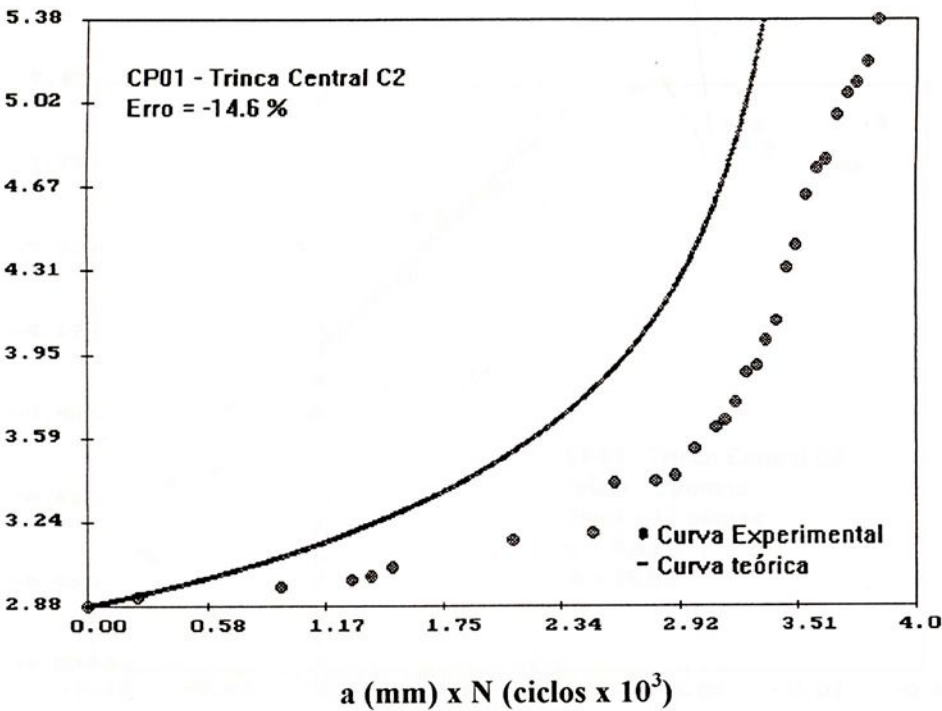


Figura 4.26 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C2

Tabela 4.4 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C2.

Simulação	Início	Final	C	n	Erro%
1	0	0	6,40x10 ⁻⁸	10,56	-14,6
2	4	10	3,83x10 ⁻⁷	16,82	-9,4
3	4	11	3,86x10 ⁻⁷	16,85	-8,8
4	4	12	4,06x10 ⁻⁷	17,04	-9,2
5	5	10	3,37x10 ⁻⁷	16,20	-17,4
6	6	10	3,69x10 ⁻⁷	16,64	-8,6
7	9	10	3,62x10 ⁻⁷	16,48	-4,0
8	9	11	3,68x10 ⁻⁷	16,55	-1,2
9	12	11	1,85x10 ⁻⁷	13,04	-3,7

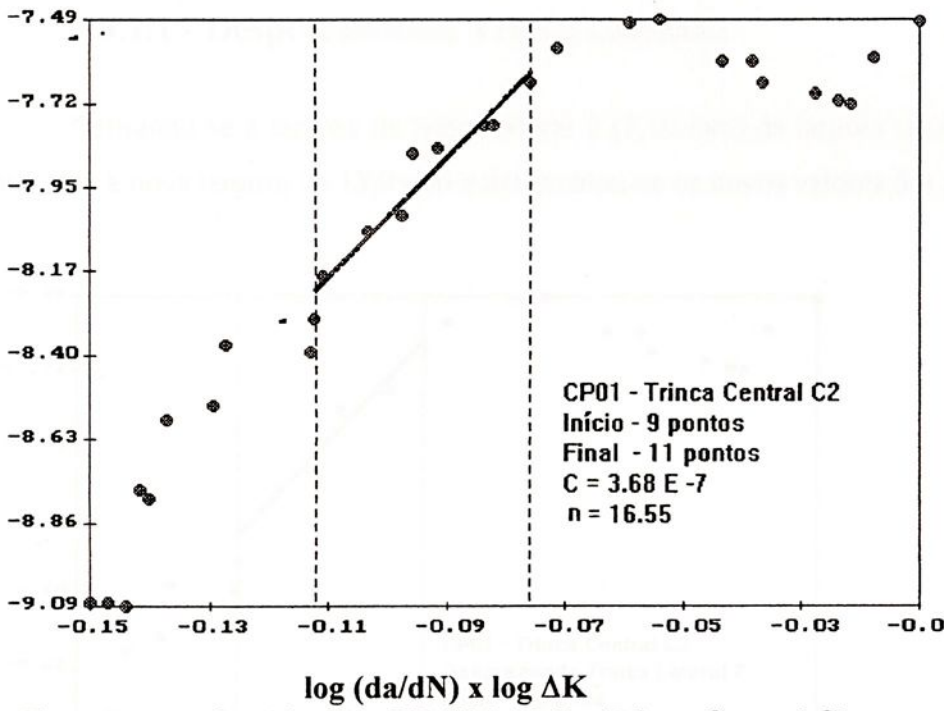


Figura 4.27 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C2
Simulação 8

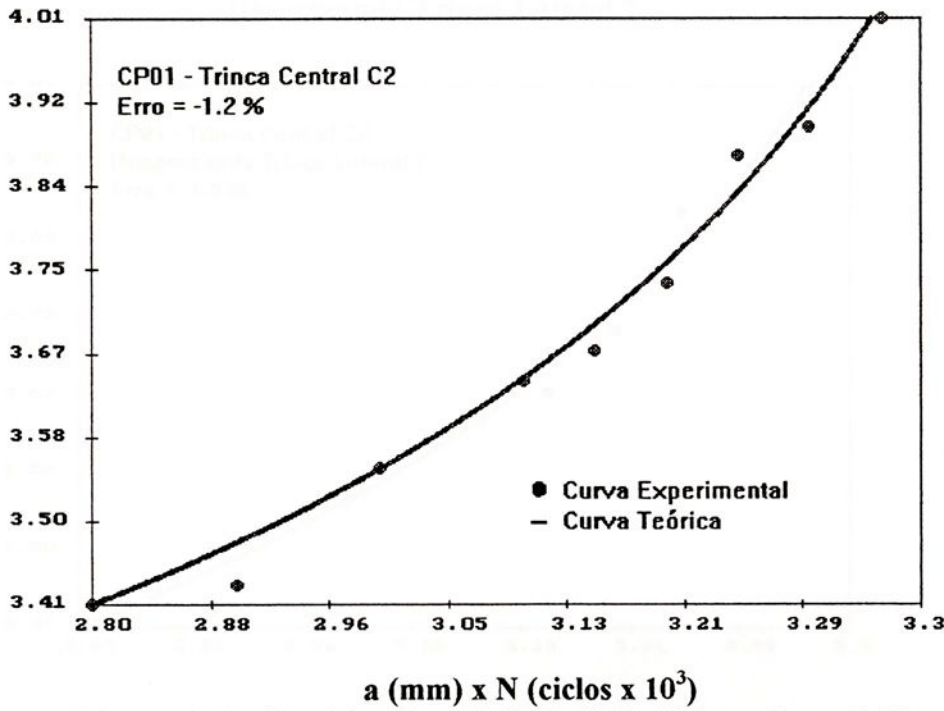


Figura 4.28 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C2
Simulação 8

4.3.1 - Escolha Conveniente da Expressão de ΔK

4.3.1.1 - Desprezando-se Trinca Lateral 2

Retirando-se a largura da trinca lateral 2 (7,10 mm) da largura total do CDP (21mm), obteve-se a nova largura de 13,9 mm e determinou-se os novos valores das constantes C e n.

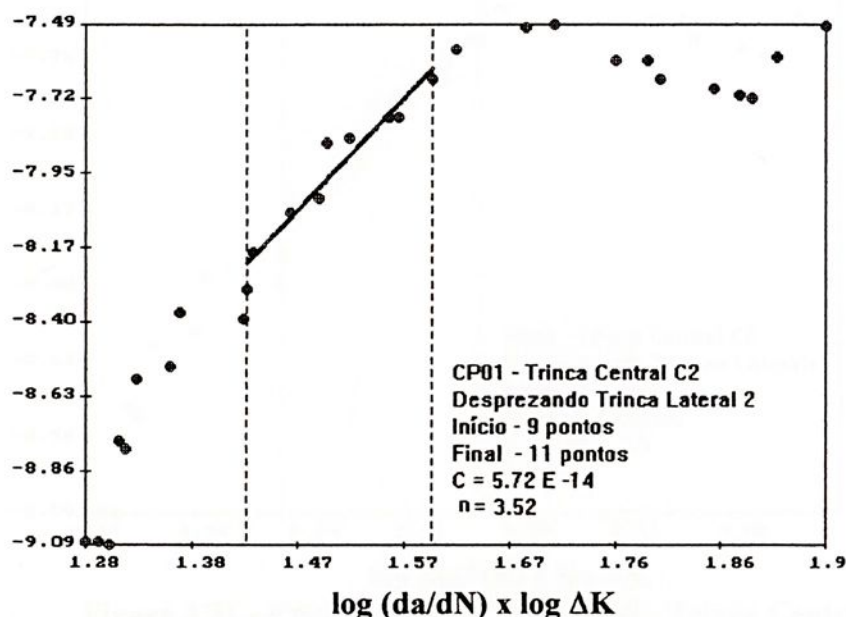


Figura 4.29 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C2
Desprezando Trinca Lateral 2

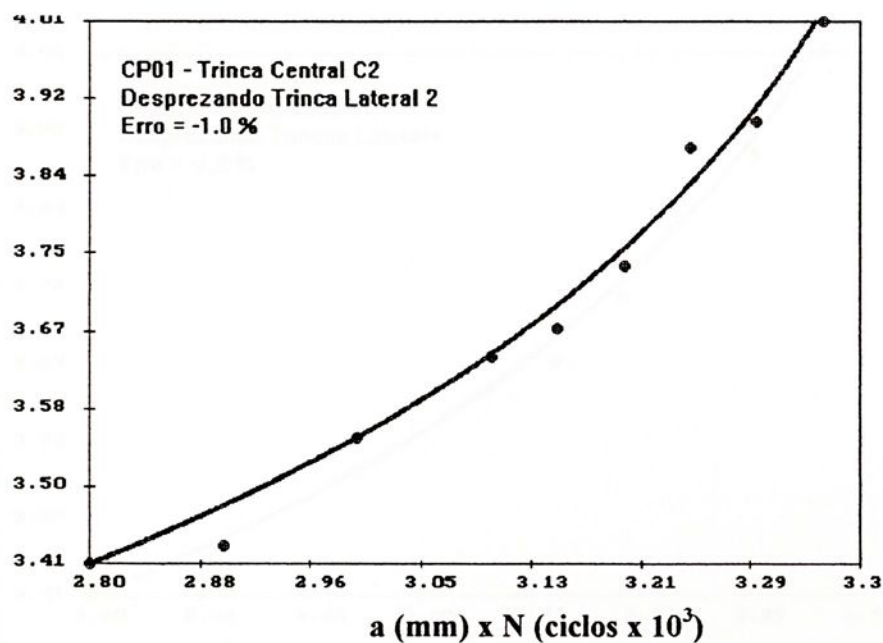


Figura 5.30 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central 4C2
Desprezando Trinca Lateral 2

4.3.1.2 - Desprezando Trincas Laterais

Como apenas a trinca lateral 2 cresceu, estipulou-se que as trincas laterais 1 e 2 eram iguais (7,10 mm) e ambas cresceram. Então a largura final do CDP foi de 6,8 mm.

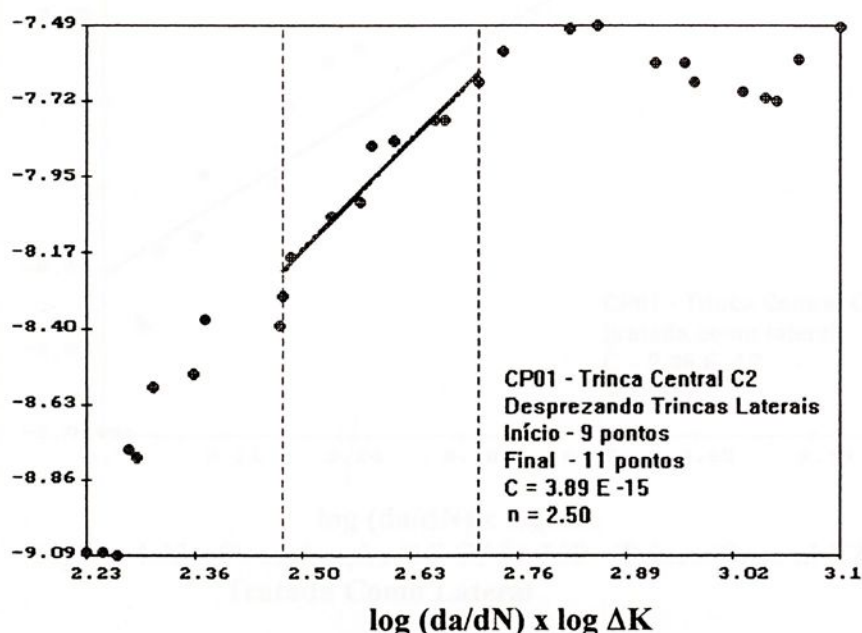


Figura 4.31 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C2
Desprezando Trincas Laterais

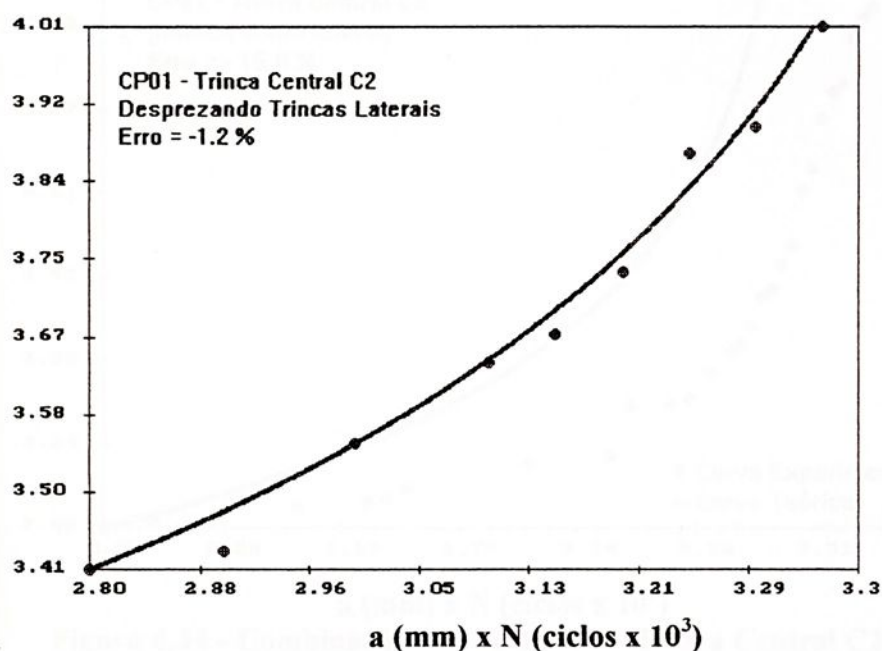


Figura 4.32 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C2
Desprezando Trincas Laterais

4.3.1.3 - Trinca Central C2 Tratada Como Lateral C2

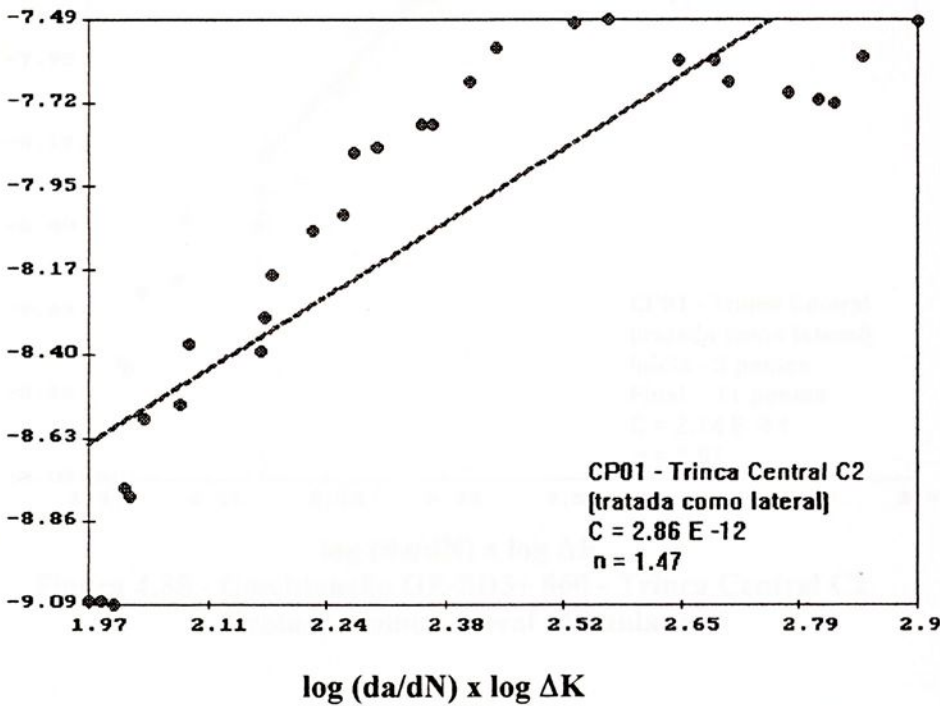


Figura 4.33 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C2
Tratada Como Lateral

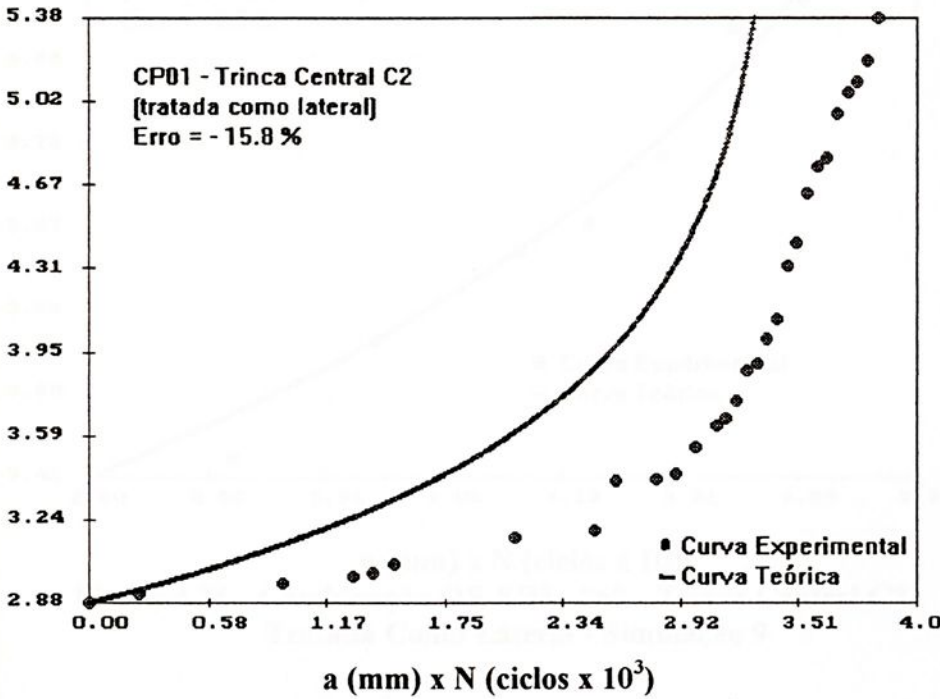


Figura 4.34 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C2
Tratada Como Lateral

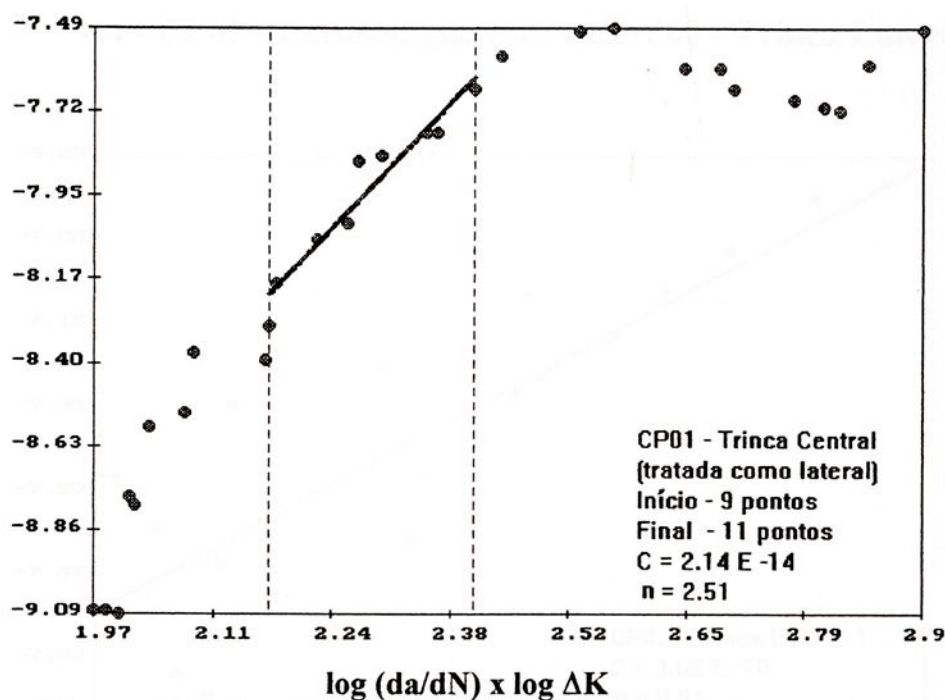


Figura 4.35 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C2
Tratada Como Lateral - Simulação 9

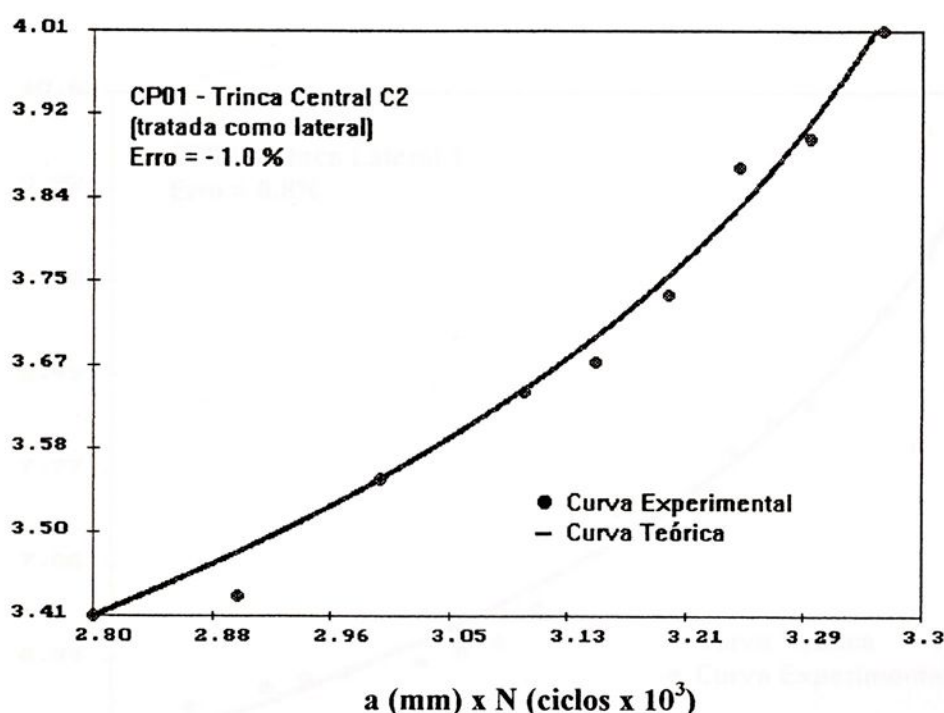


Figura 4.36 - Combinação OE-SD3+ 860 - Trinca Central C2
Tratada Como Lateral - Simulação 9

4.4 - CP02 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Lateral 1

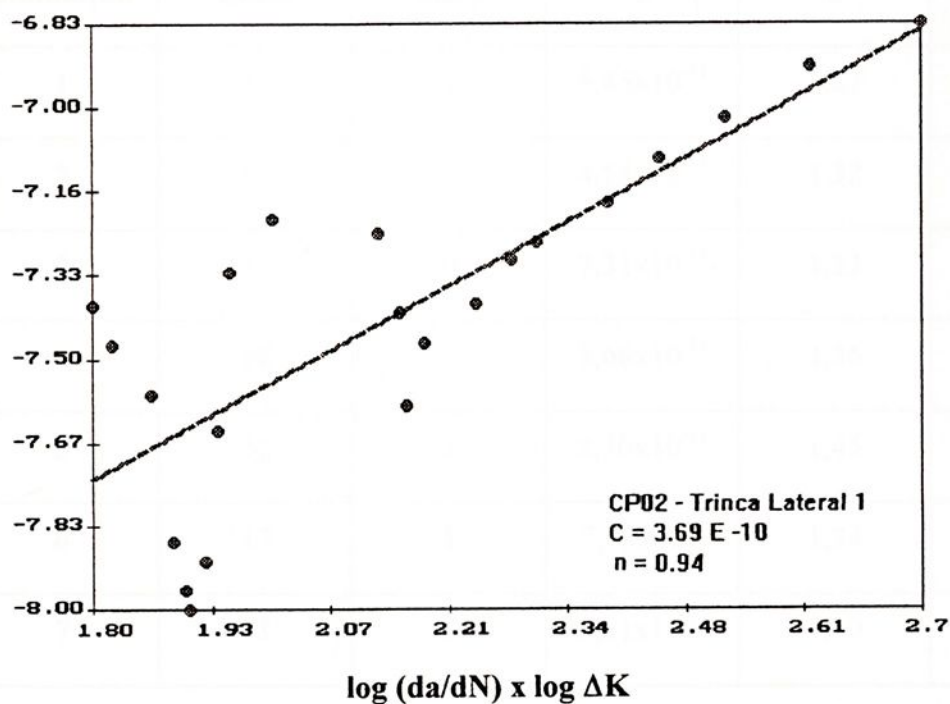


Figura 4.37 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Lateral 1

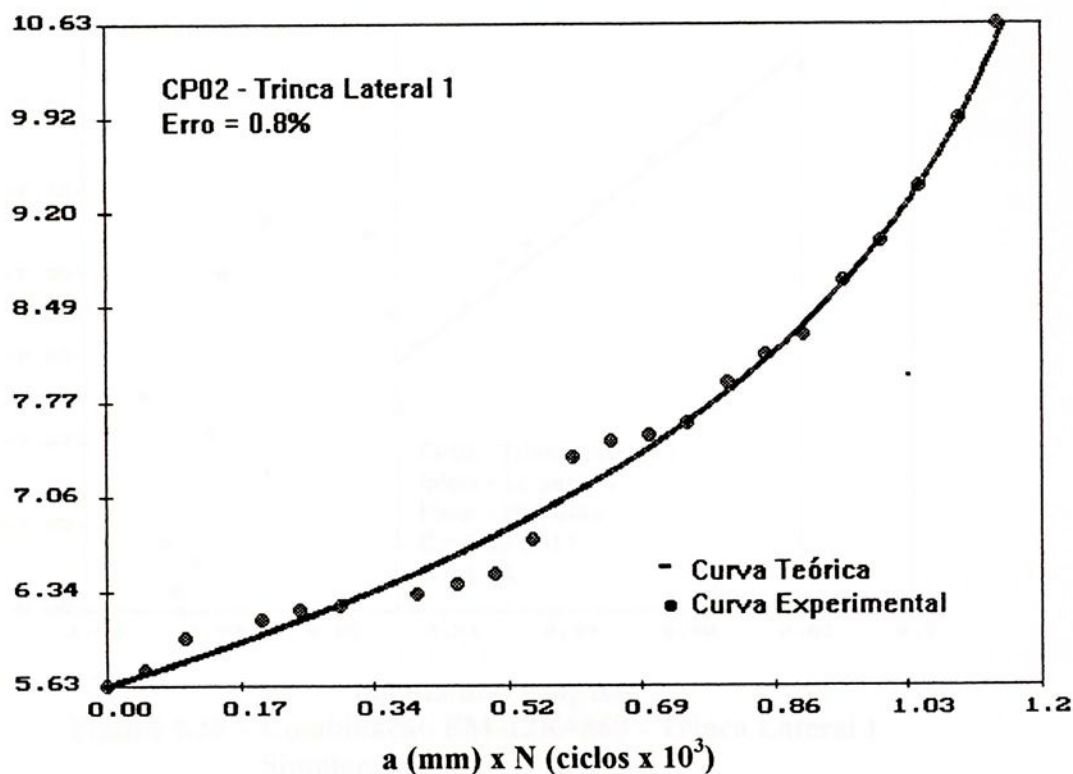


Figura 4.38 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Lateral 1

Tabela 4.5- Combinação EM-12K+860 - Trinca Lateral 1.

Simulação	Início	Final	C	n	Erro%
1	11	1	$5,85 \times 10^{-11}$	1,27	-9,4
2	11	2	$4,54 \times 10^{-11}$	1,32	-10,3
3	12	0	$7,31 \times 10^{-11}$	1,23	2,3
4	12	1	$3,68 \times 10^{-11}$	1,36	1,2
5	12	2	$2,30 \times 10^{-11}$	1,45	1,7
6	13	1	$7,03 \times 10^{-11}$	1,24	3,6
7	13	2	$5,31 \times 10^{-11}$	1,30	4,8

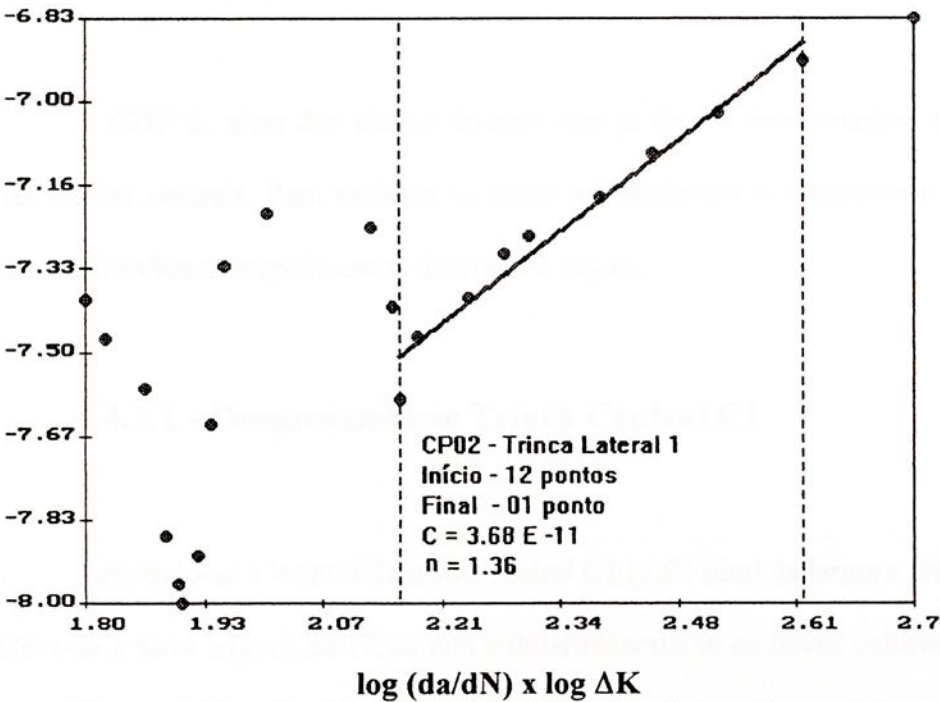
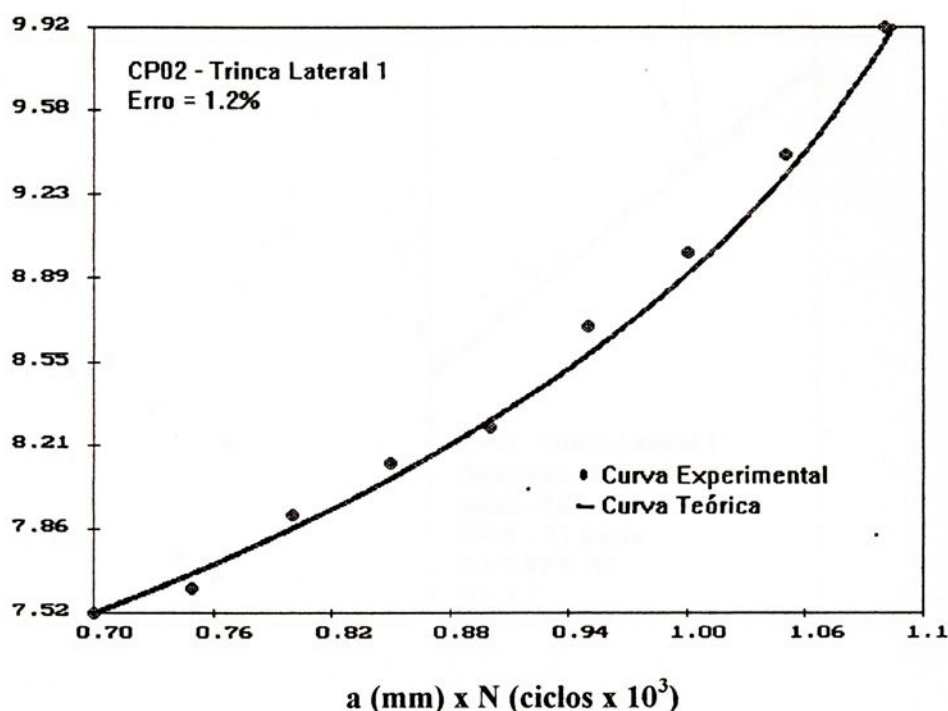


Figura 4.39 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Lateral 1
Simulação 4



**Figura 4.40 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Lateral 1
Simulação 4**

4.4.1 - Escolha Conveniente da Expressão do ΔK

O CDP 2, além das trincas laterais que já foram mencionadas, apresentava também duas trincas centrais. Para verificar se estas influenciavam o crescimento da trinca lateral 1, foram realizados os experimentos descritos a seguir.

4.4.1.1 - Desprezando-se Trinca Central C1

Retirando-se a largura da trinca central C1 (3,94 mm) da largura total do CDP (21mm), obteve-se a nova largura de 17,06 mm e determinaram-se os novos valores das constantes C e n.

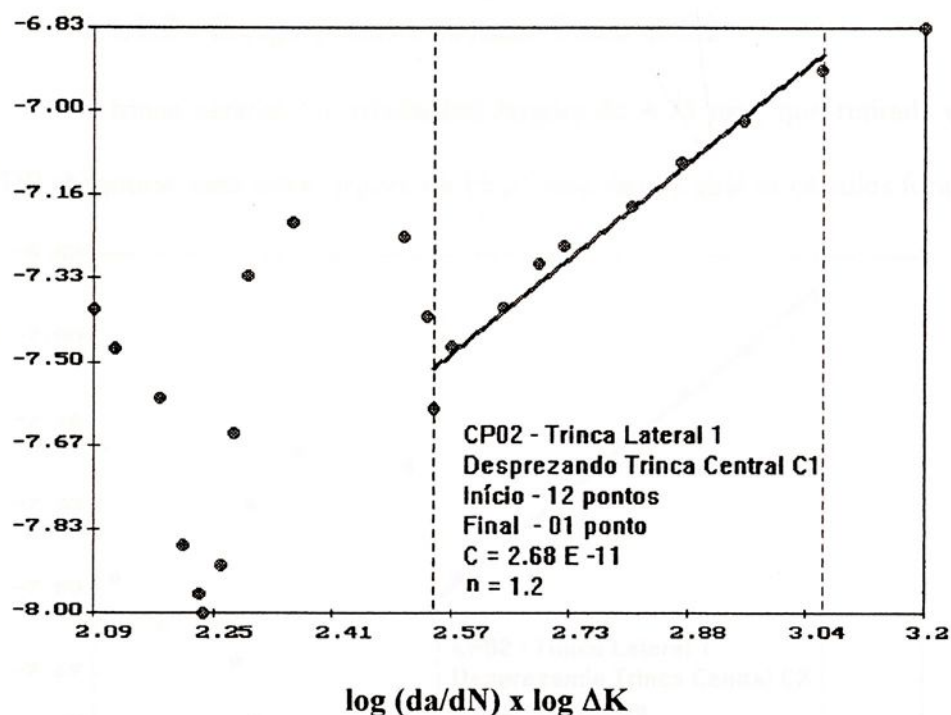


Figura 4.41 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Lateral 1
Desprezando Trinca Central C1

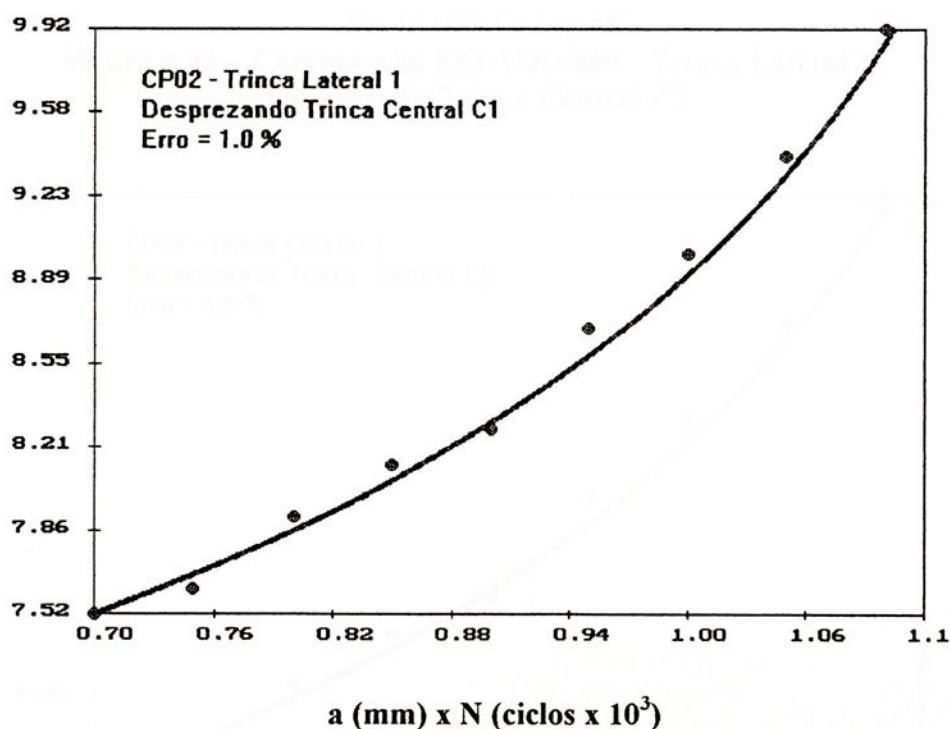


Figura 4.42 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Lateral 1
Desprezando Trinca Central C1

4.4.1.2 - Desprezando Trinca Central C2

A trinca central C2 apresentou largura de 4,75 mm, que retirada da largura total do CDP chegou-se uma nova largura de 16,25 mm, para a qual os cálculos foram refeitos.

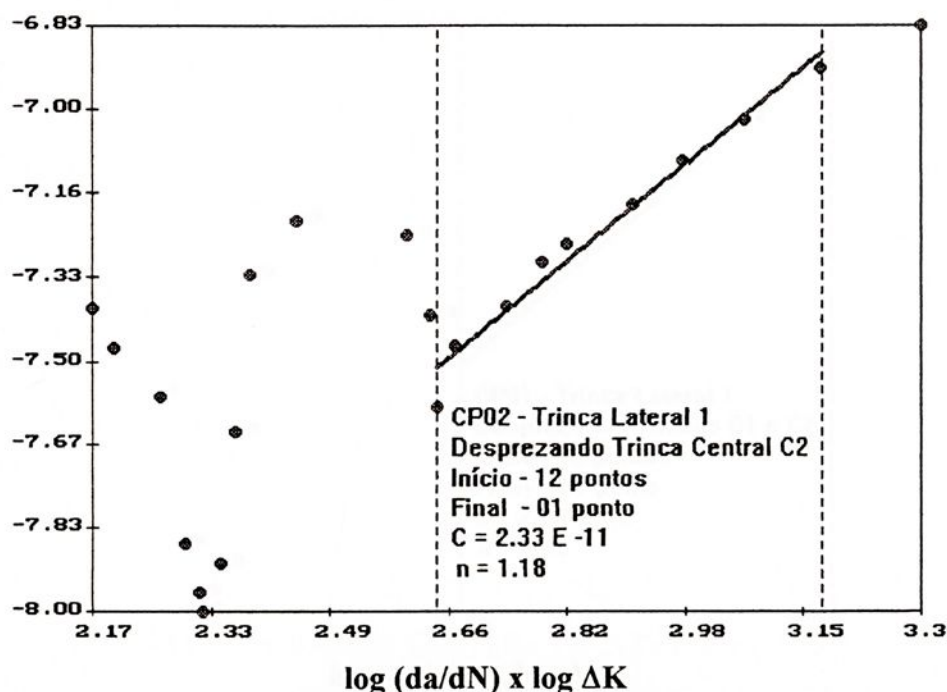


Figura 4.43 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Lateral 1
Desprezando Trinca Central C2

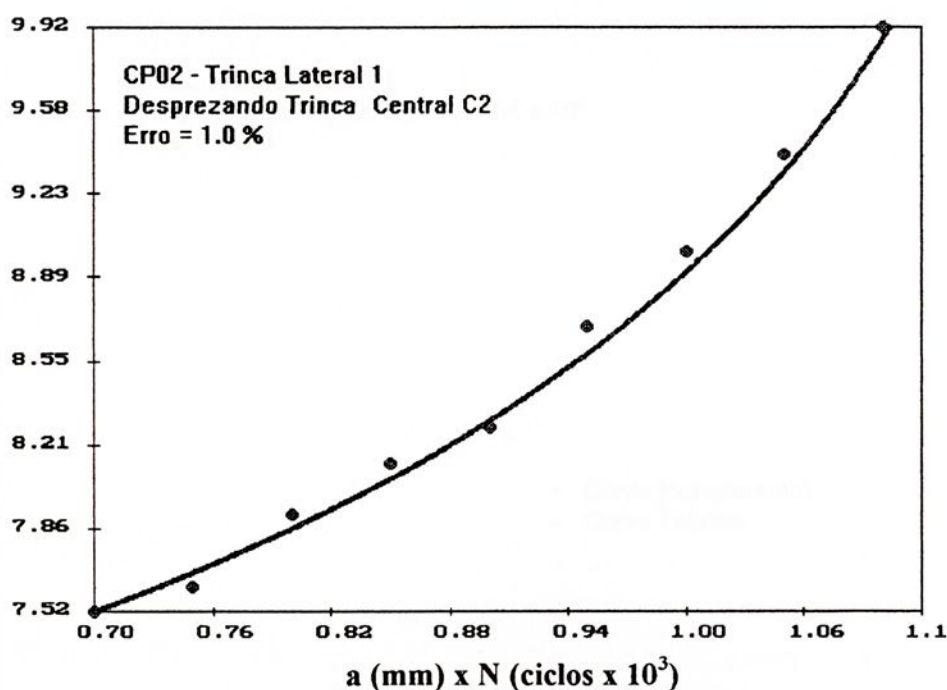


Figura 4.44 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Lateral 1
Desprezando Trinca Central C2

4.4.1.3 - Desprezando Trinca Centrais C1 e C2

Desprezando-se as trincas C1 (3,94 mm) e C2 (4,75 mm), obteve-se uma largura de 12,31 mm para o CDP.

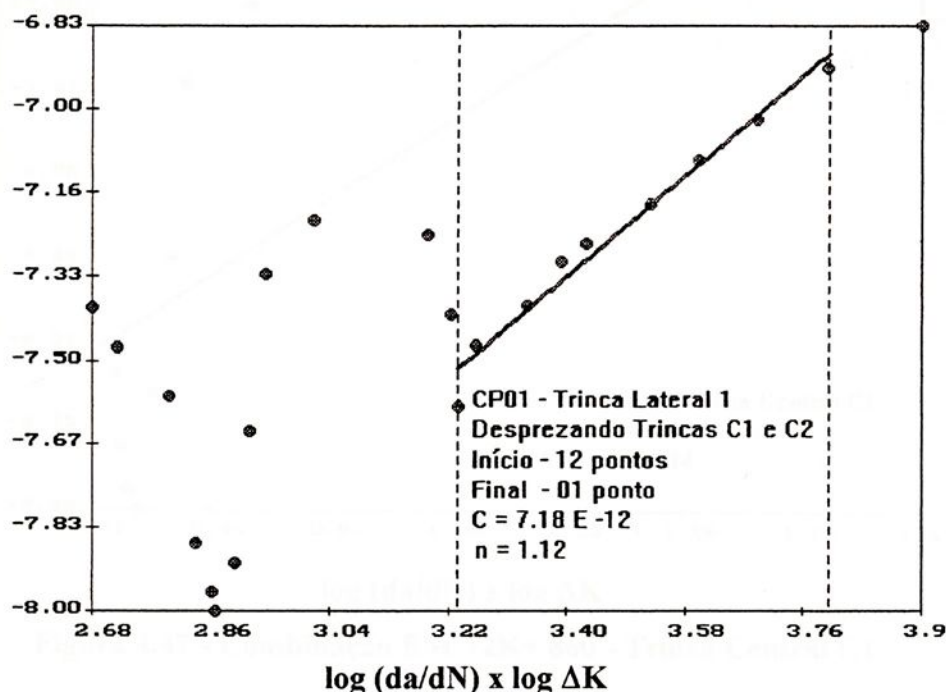


Figura 4.45 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Lateral 1
Desprezando Trincas Centrais C1 e C2

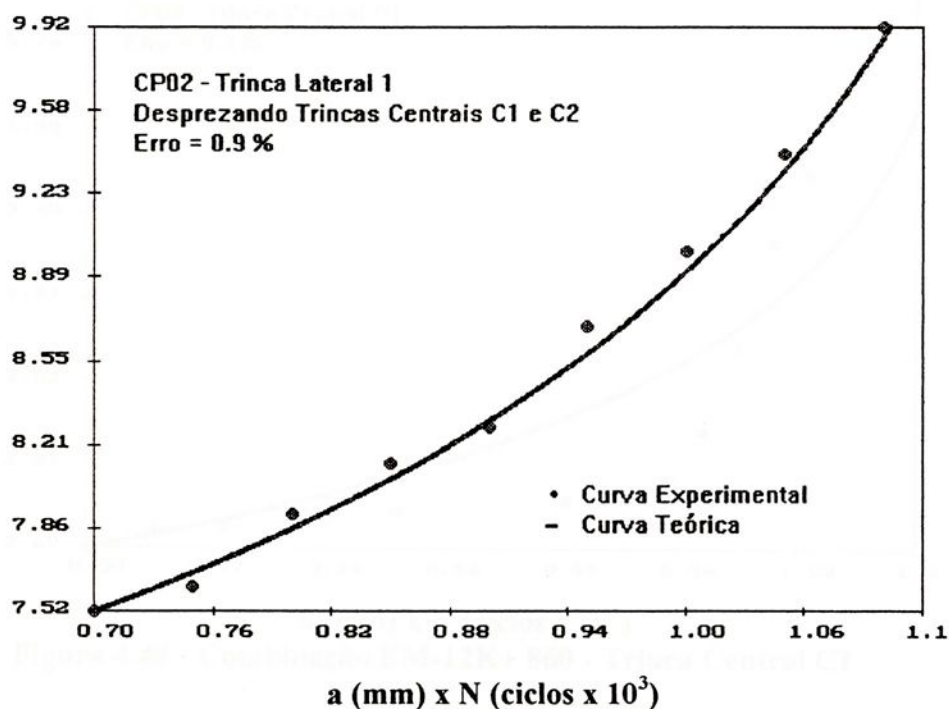


Figura 4.46 - Combinação EM-12K+860 - Trinca Lateral 1
Desprezando Trincas Centrais C1 e C2

4.5 - CP02 - Combinação EM-12K+ 860 - Trinca Central C1

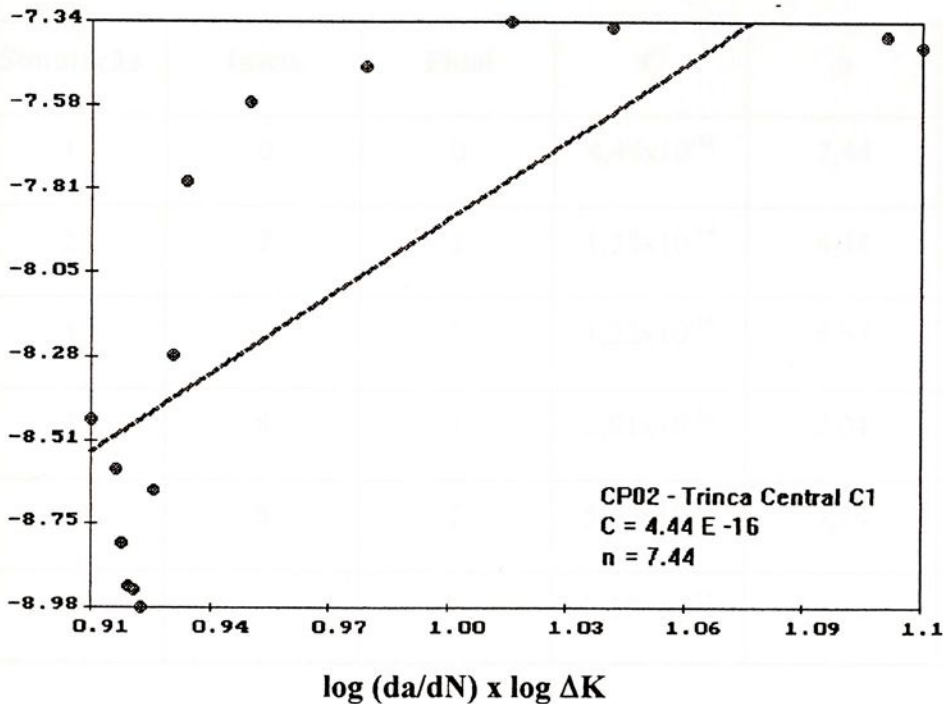


Figura 4.47 - Combinação EM-12K+ 860 - Trinca Central C1

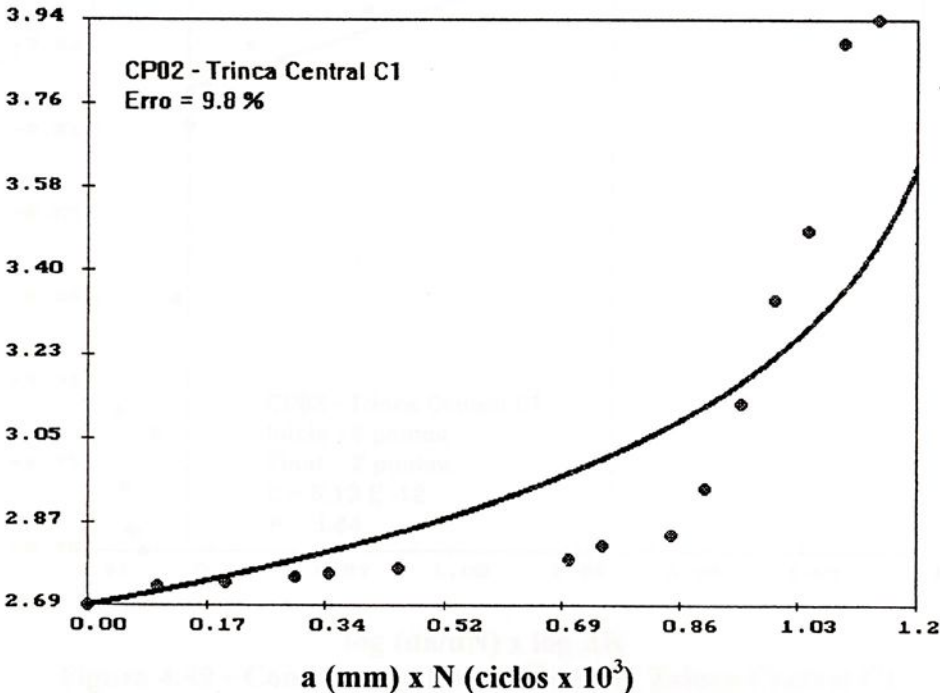


Figura 4.48 - Combinação EM-12K+ 860 - Trinca Central C1

Tabela 4.6 - Combinação EM-12K+ 860 - Trinca Central C1.

Simulação	Início	Final	C	n	Erro%
1	0	0	$4,44 \times 10^{-16}$	7,44	9,8
2	7	2	$1,35 \times 10^{-14}$	6,38	-7,9
3	7	3	$1,22 \times 10^{-16}$	8,53	-8,0
4	8	1	$2,91 \times 10^{-10}$	2,04	22,8
5	8	2	$5,13 \times 10^{-12}$	3,84	5,1
6	8	3	$3,15 \times 10^{-13}$	5,10	14,0

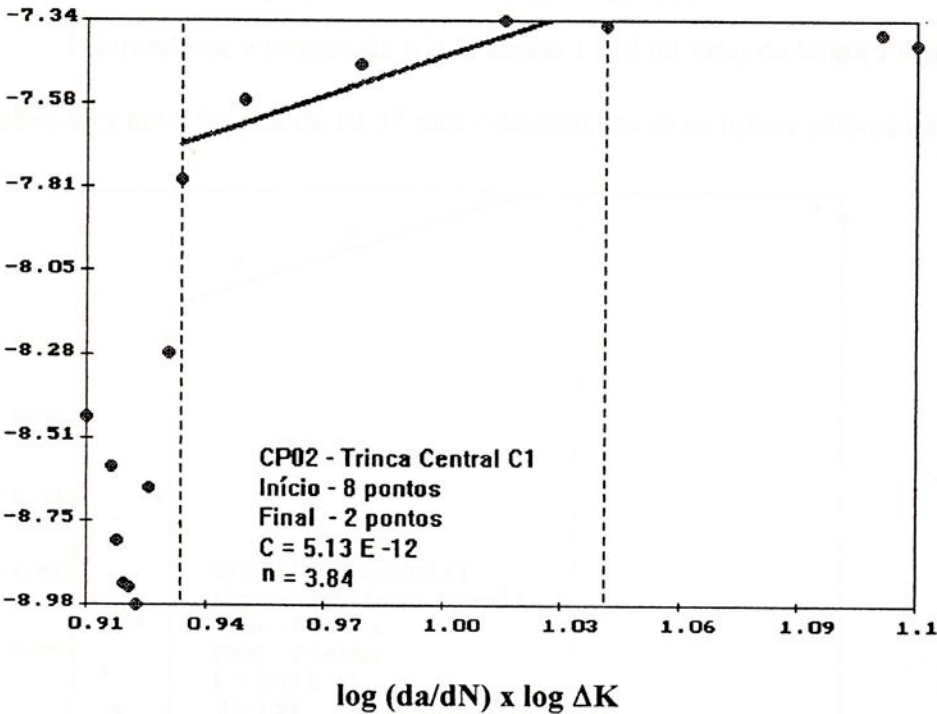


Figura 4.49 - Combinação EM-12K+ 860 - Trinca Central C1
Simulação 5

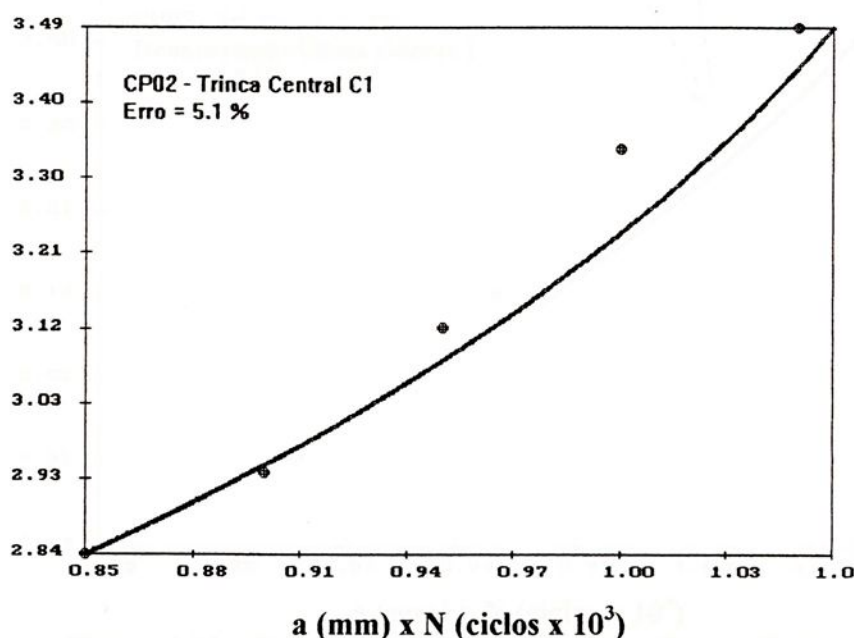


Figura 4.50 - Combinação EM-12K+ 860 - Trinca Central C1
Simulação 5

4.5.1 - Escolha Conveniente da Expressão de ΔK

4.5.1.1 - Desprezando-se Trinca Lateral 1

Retirando-se a largura da trinca lateral 1 (10.63 mm) da largura total do CDP (21mm), obteve-se a nova largura de 10,37 mm e determinou-se os novos valores das constantes C e n.

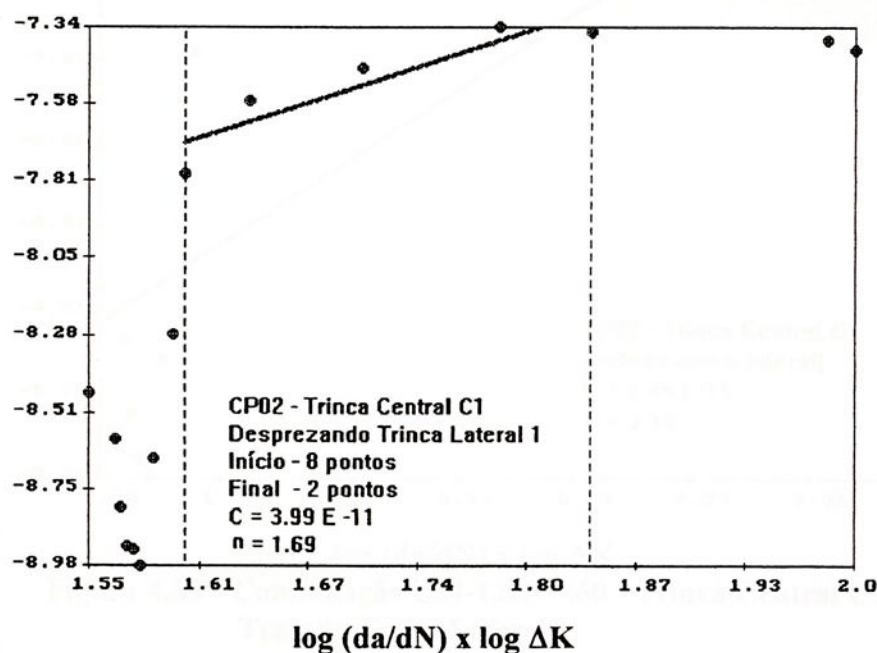


Figura 4.51- Combinação EM-12K+ 860 - Trinca Central C1
Desprezando Trinca Lateral 1

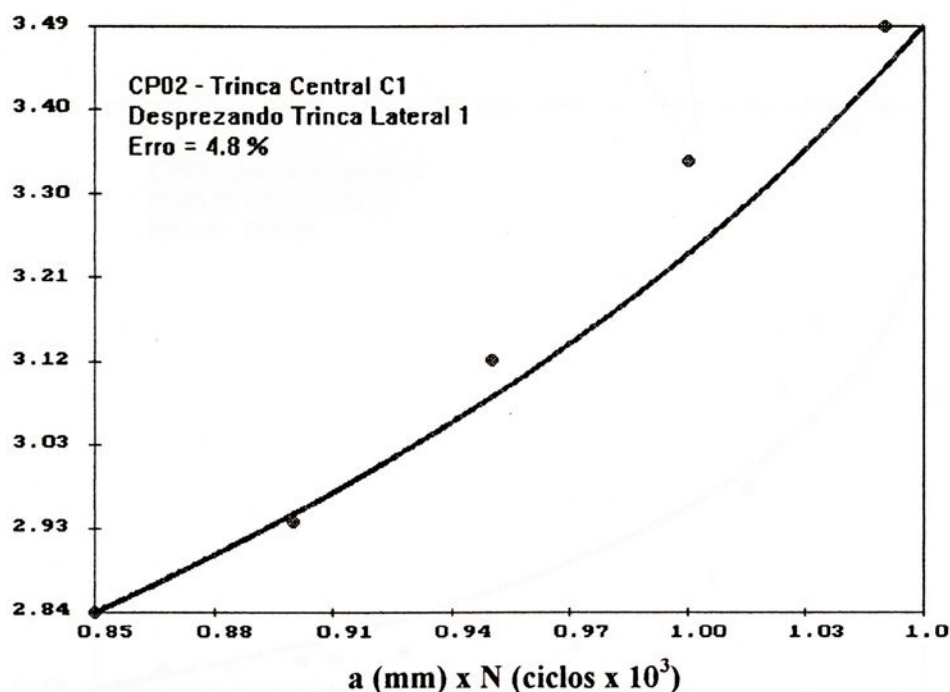


Figura 4.52 - Combinação EM-12K+ 860 - Trinca Central C1
Desprezando Trinca Lateral 1

4.5.1.2- Trinca Central C1 Tratada como Lateral C1

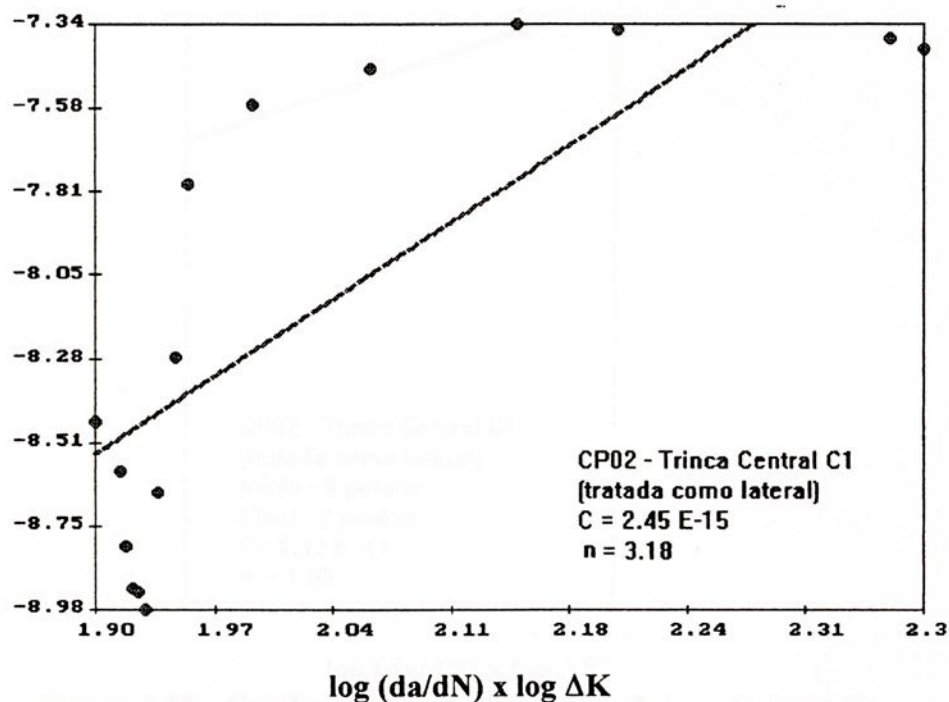


Figura 4.53 - Combinação EM-12K+ 860 - Trinca Central C1
Tratada Como Lateral

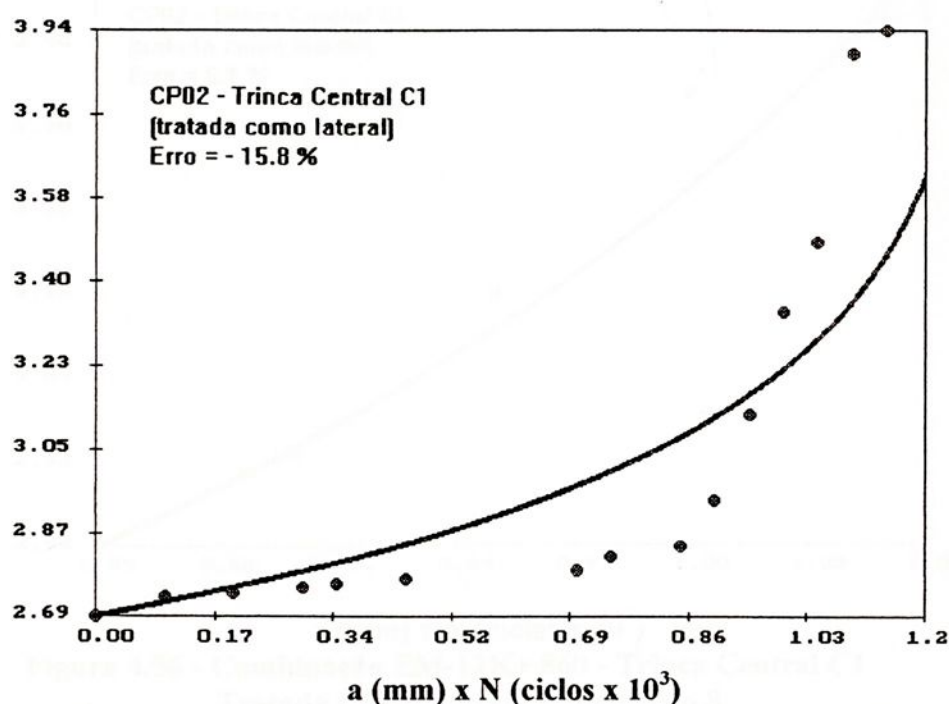


Figura 4.54 - Combinação EM-12K+ 860 - Trinca Central C1
Tratada Como Lateral

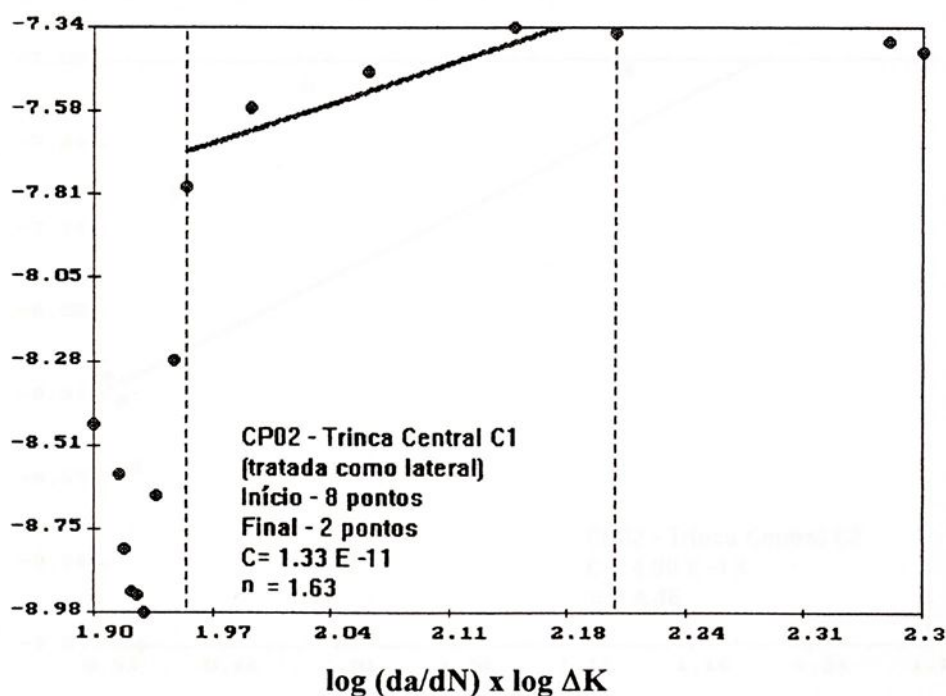


Figura 4.55 - Combinação EM-12K+ 860 - Trinca Central C1
Tratada Como Lateral - Simulação 8

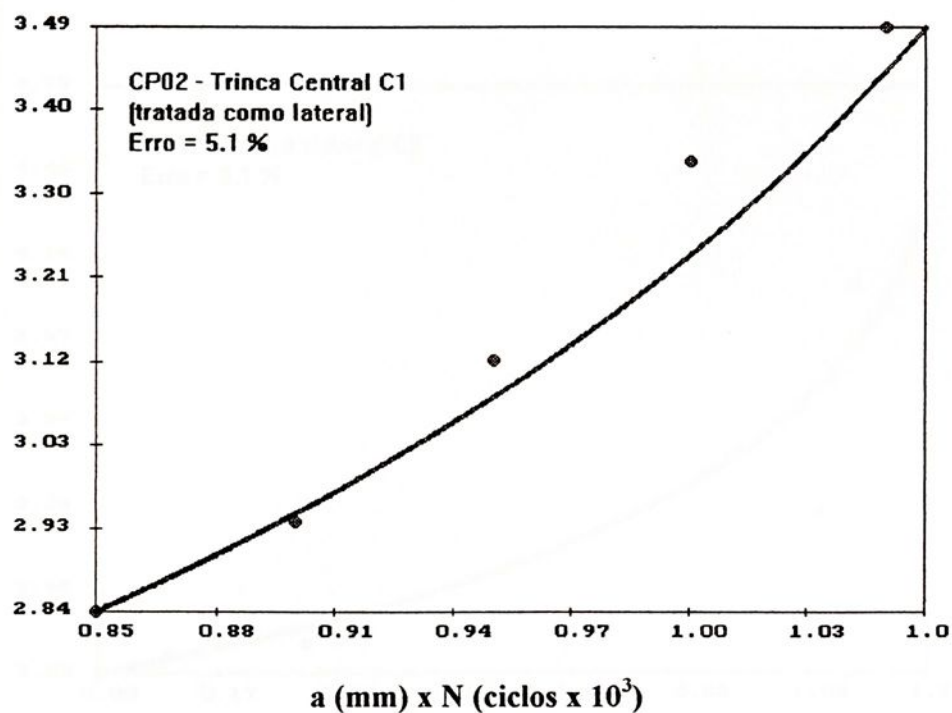
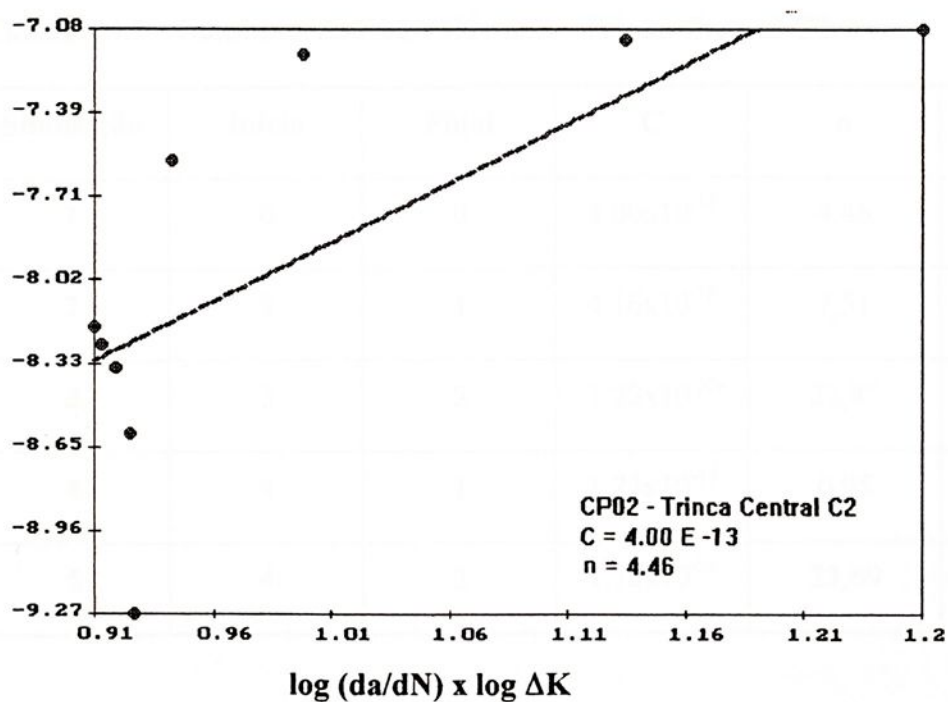


Figura 4.56 - Combinação EM-12K+ 860 - Trinca Central C1
Tratada Como Lateral - Simulação 8

4.6 - CP02 - Combinação EM-12K+ 860 - Trinca Central C2



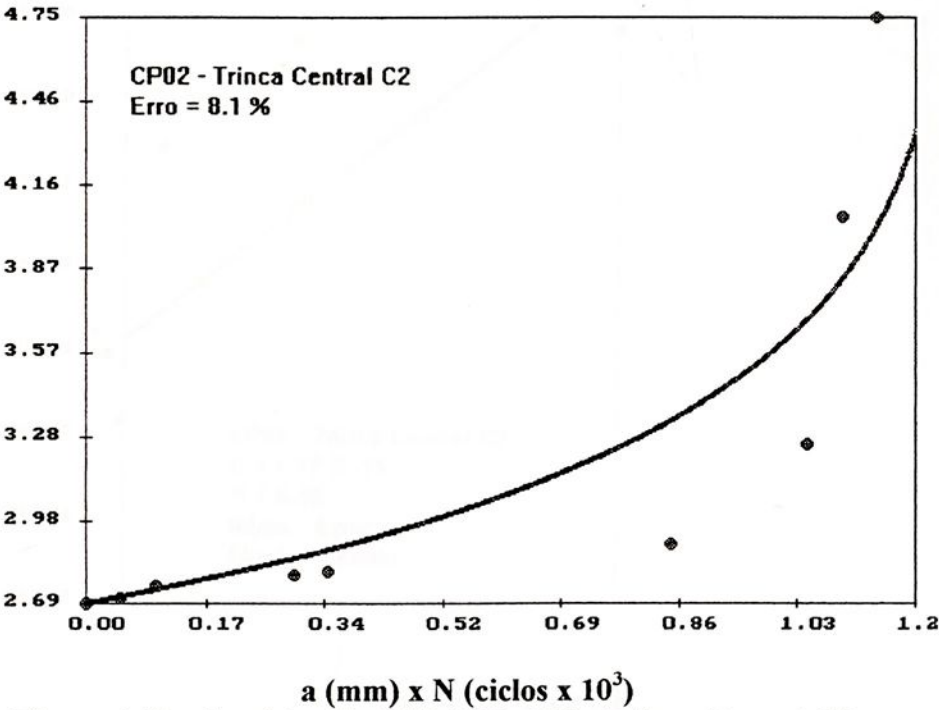
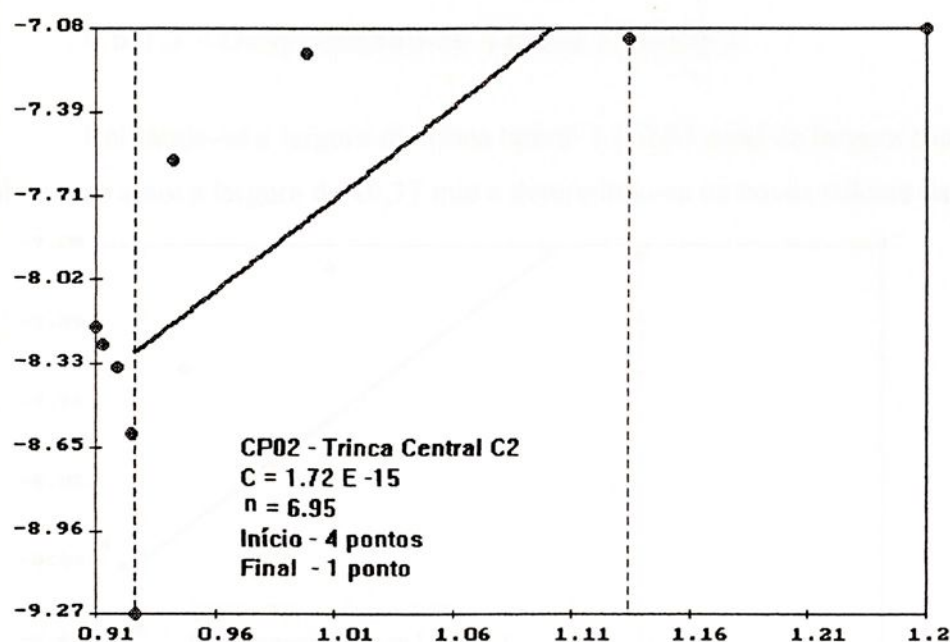


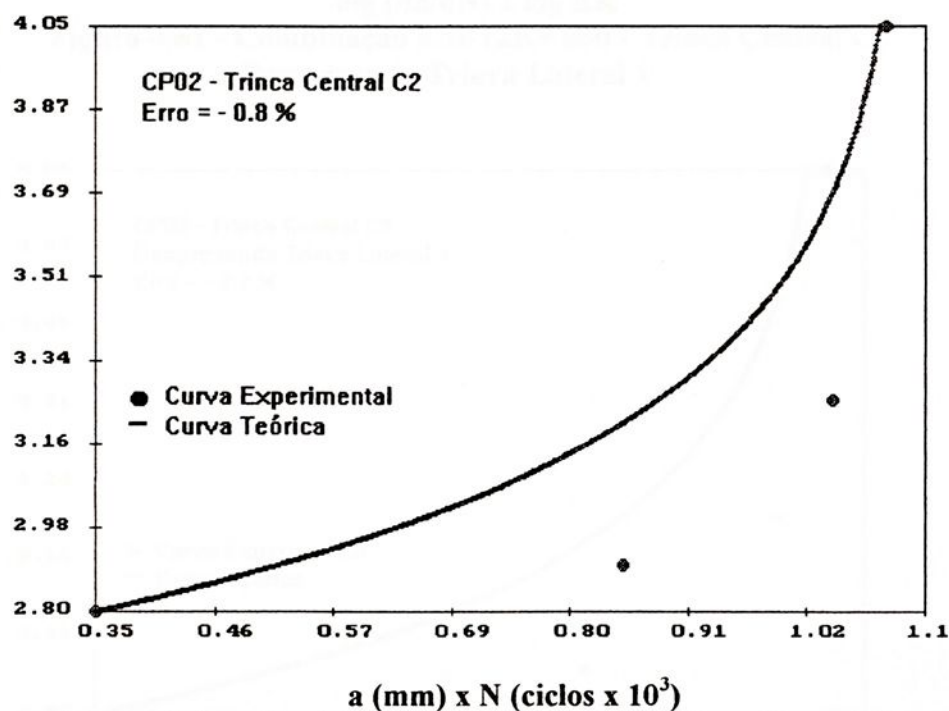
Figura 4.58 - Combinação EM-12K+ 860 - Trinca Central C2

Tabela - 4.7 - Combinação EM-12K+ 860 - Trinca Central C2.

Simulação	Início	Final	C	n	Erro%
1	0	0	4.00x10 ⁻¹³	4,46	8,1
2	3	1	4.16x10 ⁻¹⁶	7,51	10,4
3	3	2	1.22x10 ⁻³⁰	22,85	-24,6
4	4	1	1.72x10 ⁻¹⁵	6,95	-0,8
5	4	2	1.78x10 ⁻³¹	23,69	-19,3



log (da/dN) x log ΔK
 Figura 4.59 - Combinação EM-12K+ 860 - Trinca Central C2
 Simulação 4

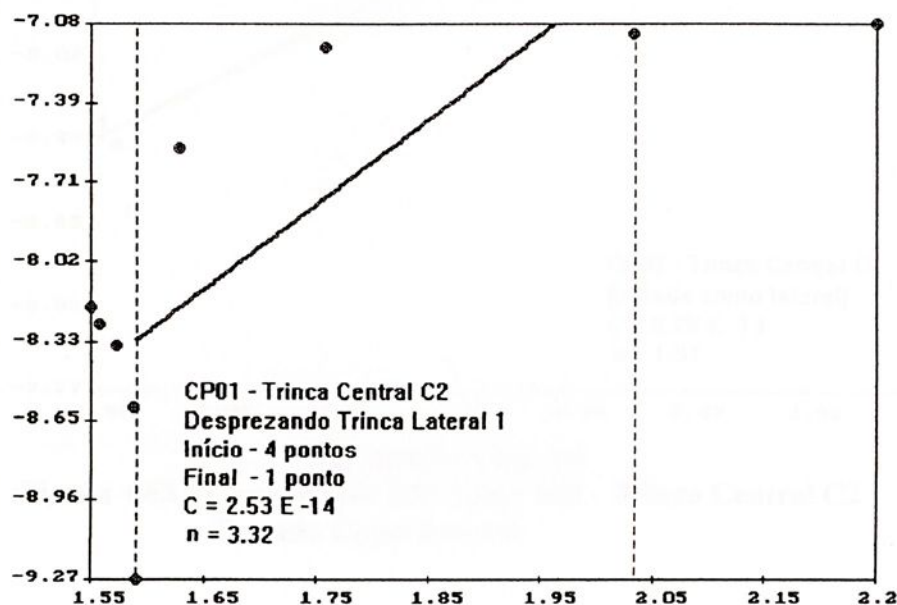


$a \text{ (mm)} \times N \text{ (ciclos} \times 10^3)$
 Figura 4.60- Combinação EM-12K+ 860 - Trinca Central C2
 Simulação 4

4.6.1 - Escolha Conveniente da Expressão do ΔK

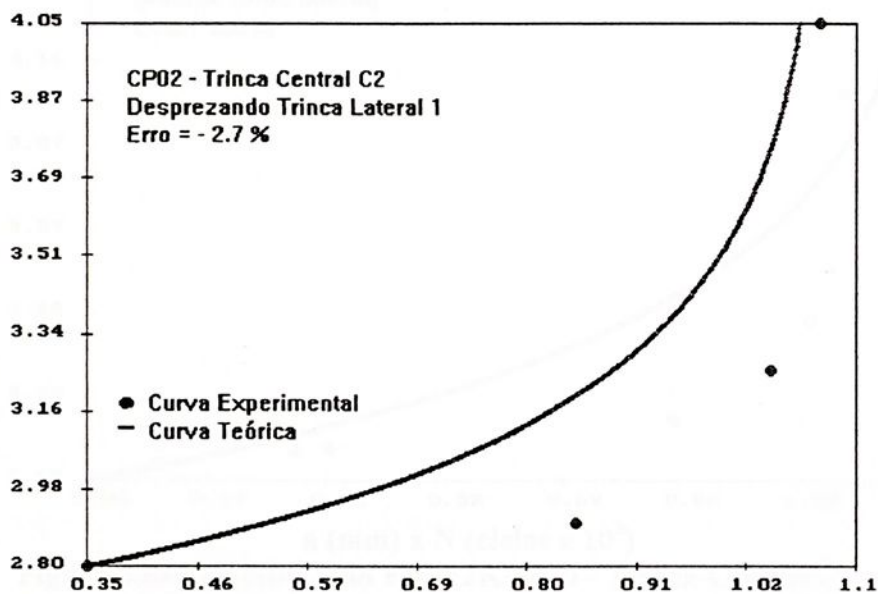
4.6.1.1 - Desprezando-se Trinca Lateral 1

Retirando-se a largura da trinca lateral 1 (10,63 mm) da largura total do CDP (21mm), obteve-se a nova largura de 10,37 mm e determinou-se os novos valores das constantes C e n.



$\log(da/dN) \times \log \Delta K$

Figura 4.61 - Combinação EM-12K+ 860 - Trinca Central C2
Desprezando Trinca Lateral 1



$a \text{ (mm)} \times N \text{ (ciclos} \times 10^3)$

Figura 4.62 - Combinação EM-12K+ 860 - Trinca Central C2
Desprezando Trinca Lateral 1

4.6.1.2- Trinca Central C2 Tratada como Lateral C2

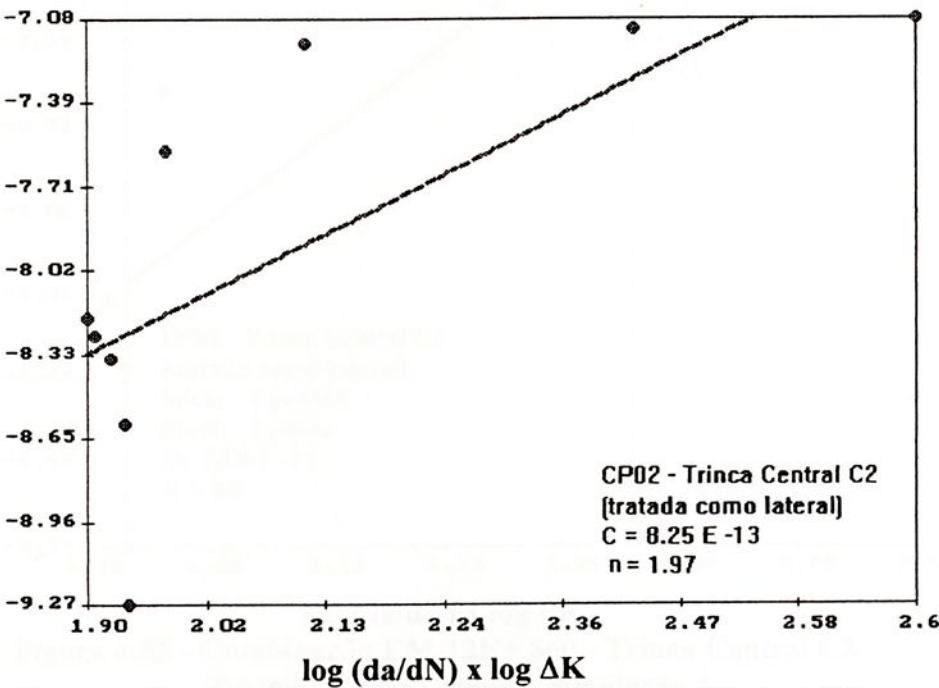


Figura 4.63 - Combinação EM-12K+ 860 - Trinca Central C2
Tratada Como Lateral

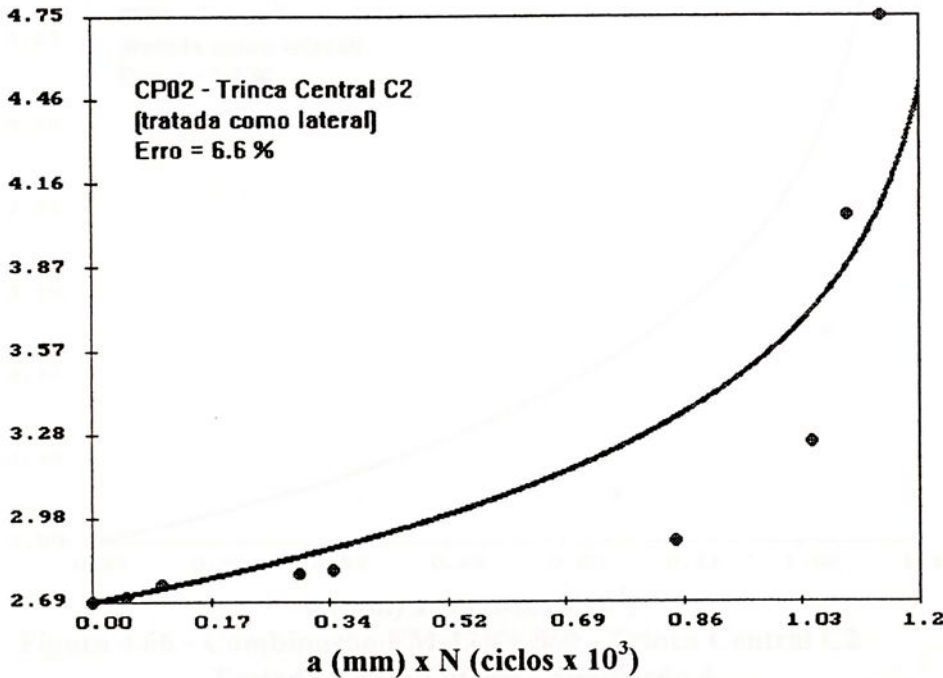


Figura 4.64 - Combinação EM-12K+ 860 - Trinca Central C2
Tratada Como Lateral

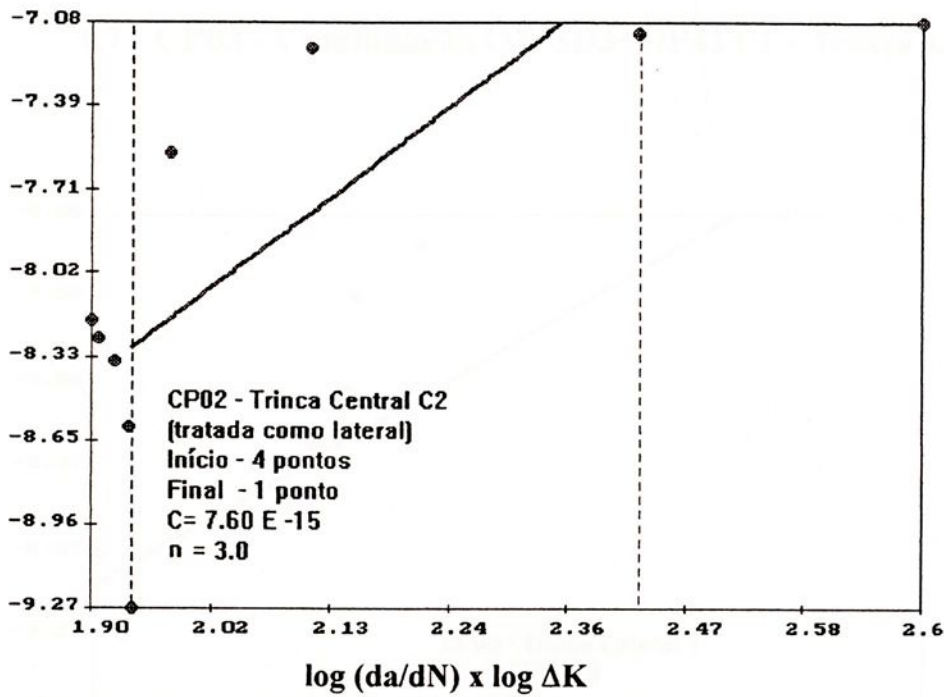


Figura 4.65 - Combinação EM-12K+ 860 - Trinca Central C2
Tratada Como Lateral - Simulação 4

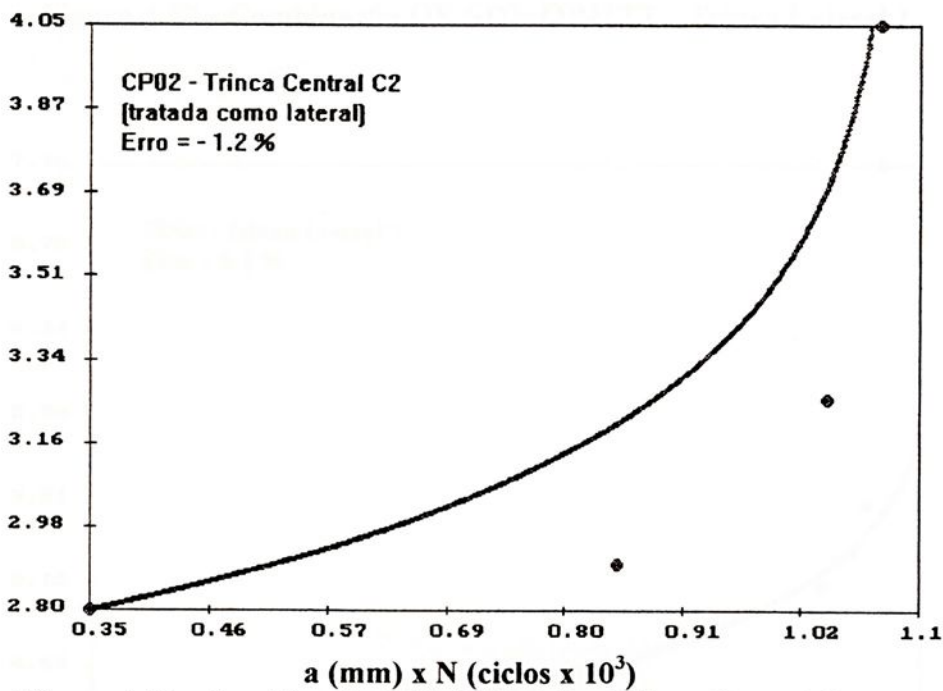


Figura 4.66 - Combinação EM-12K+ 860 - Trinca Central C2
Tratada Como Lateral - Simulação 4

4.7 - CP03 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Lateral 1

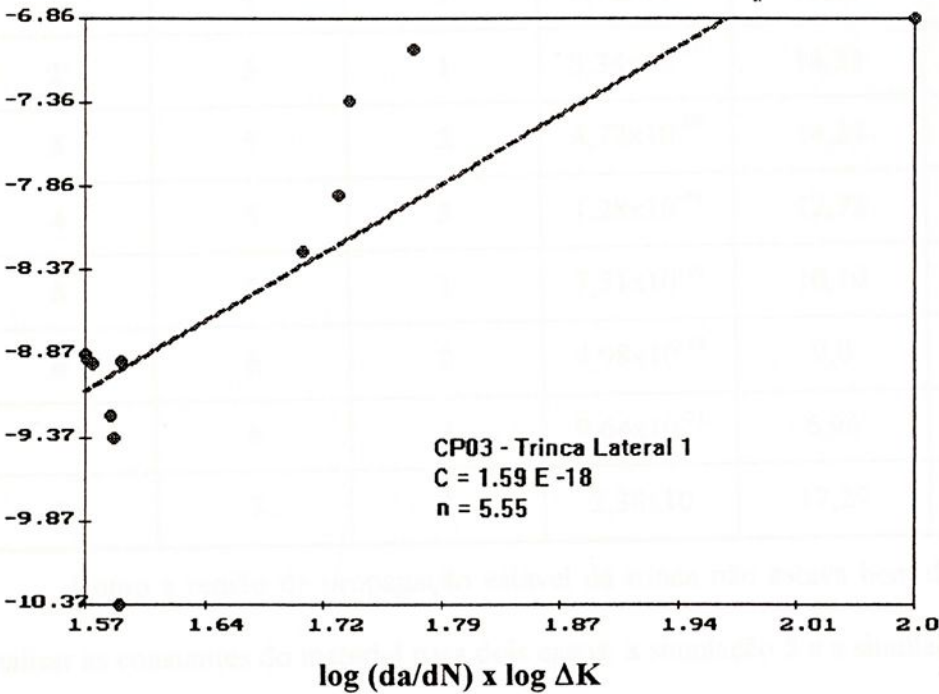


Figura 4.67 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Lateral 1

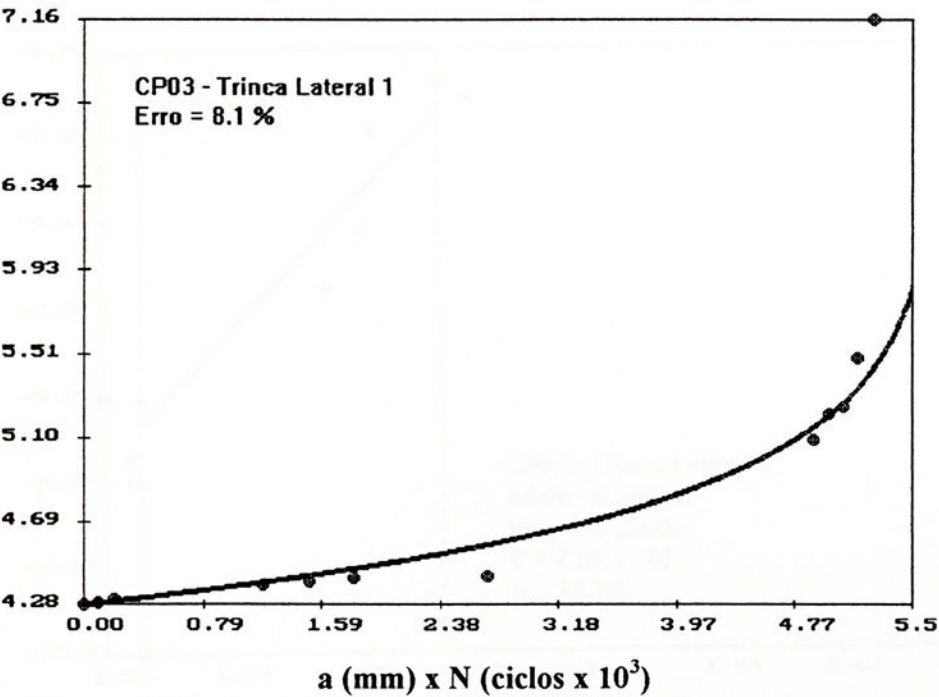


Figura 4.68 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Lateral 1

Tabela 4.8 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Lateral 1.

Simulação	Início	Final	C	n	Erro%
1	4	1	$8,10 \times 10^{-32}$	13,53	115,9
2	5	1	$3,34 \times 10^{-33}$	14,33	162,8
3	5	2	$4,72 \times 10^{-33}$	14,24	168,4
4	5	3	$1,28 \times 10^{-30}$	12,72	191,7
5	6	1	$7,51 \times 10^{-26}$	10,10	13,8
6	6	2	$4,98 \times 10^{-24}$	9,0	10,0
7	6	3	$9,64 \times 10^{-21}$	6,96	23,0
8	7	1	$2,38 \times 10$	17,29	-33,2

Como a região de propagação estável da trinca não estava bem definida, resolveu-se analisar as constantes do material para dois casos: a simulação 5 e a simulação 8. Observou-se, também, que os erros das simulações 1, 2 3 e 4 são muito grandes devido ao pequeno número de pontos experimentais.

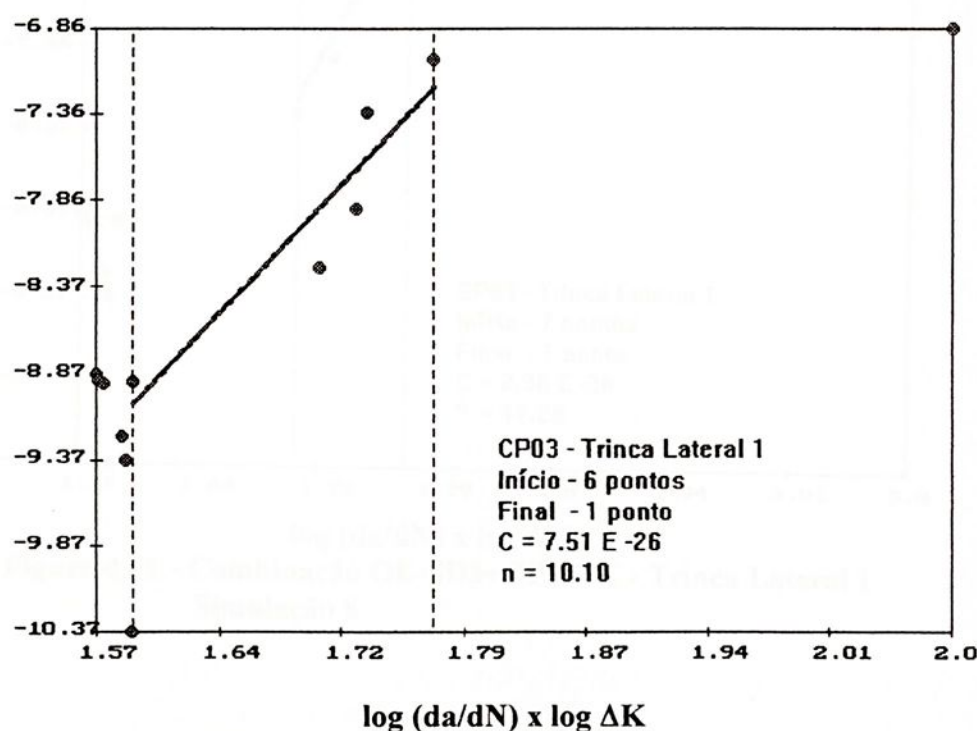


Figura 4.69 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Lateral 1
 Simulação 5

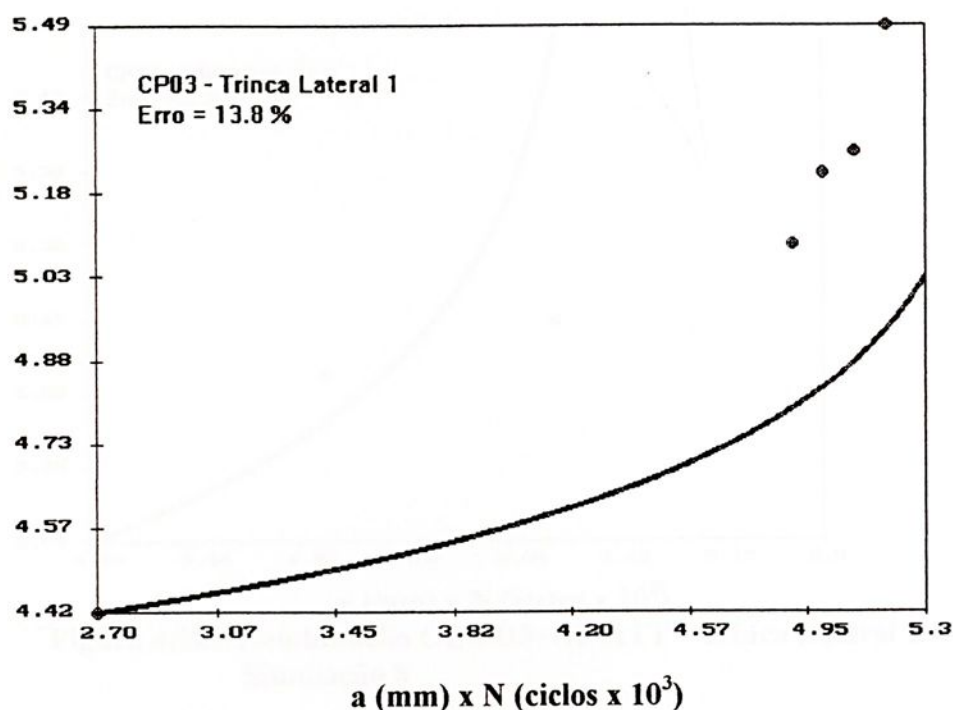


Figura 4.70 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Lateral 1
Simulação 5

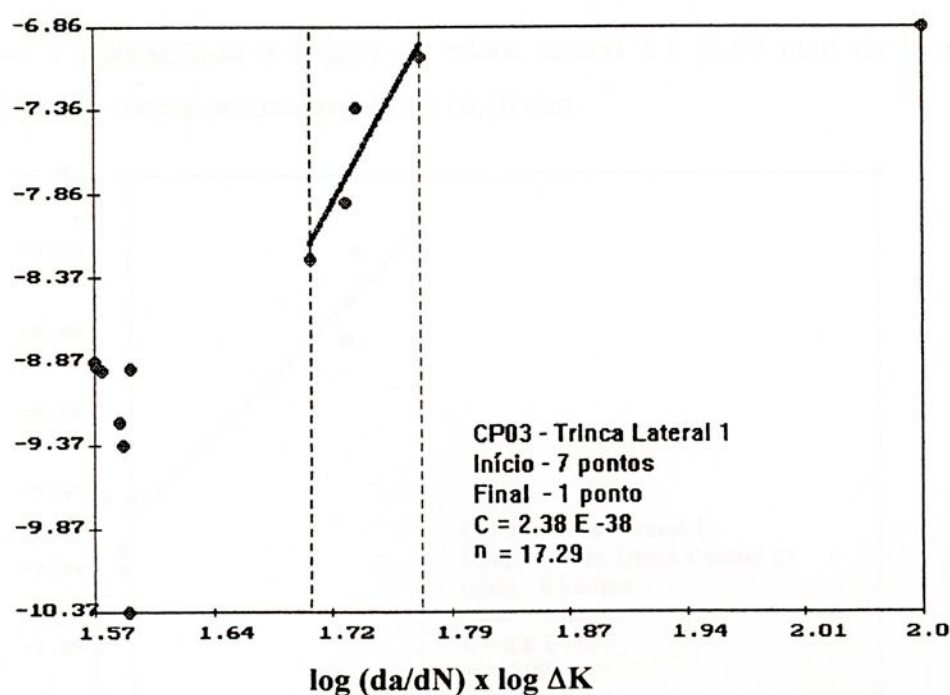


Figura 4.71 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Lateral 1
Simulação 8

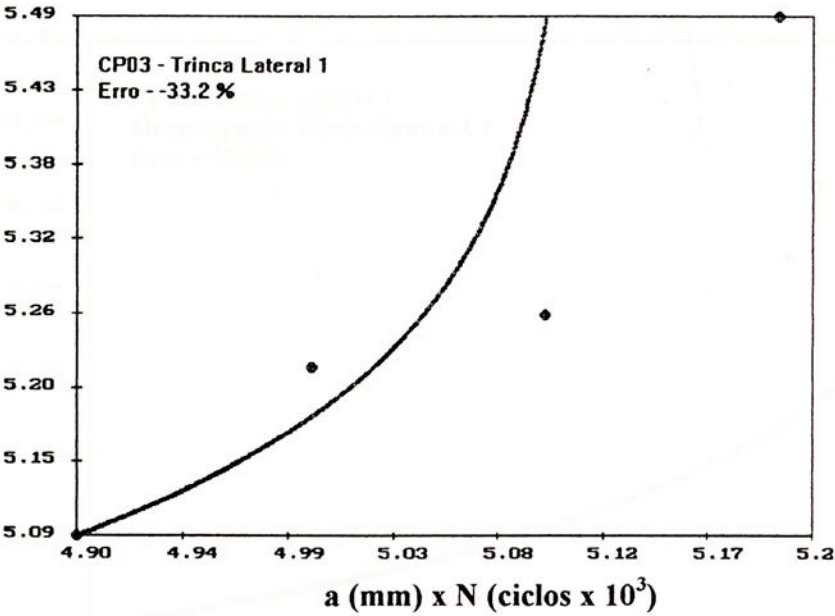


Figura 4.72 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Lateral 1
Simulação 8

4.7.1 - Escolha Conveniente da Expressão de ΔK

4.7.1.1 - Desprezando-se Trinca Central C1

Retirando-se a largura da trinca central C1 (4,90 mm) da largura total do CDP (21 mm), obteve-se uma largura de 16,10 mm.

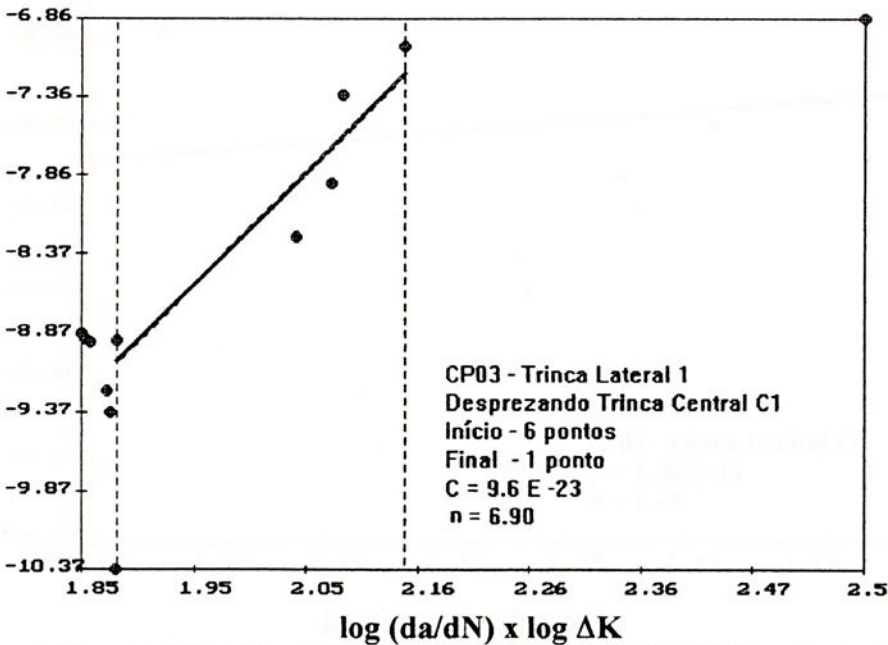


Figura 4.73 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Lateral 1
Desprezando Trinca Lateral 1

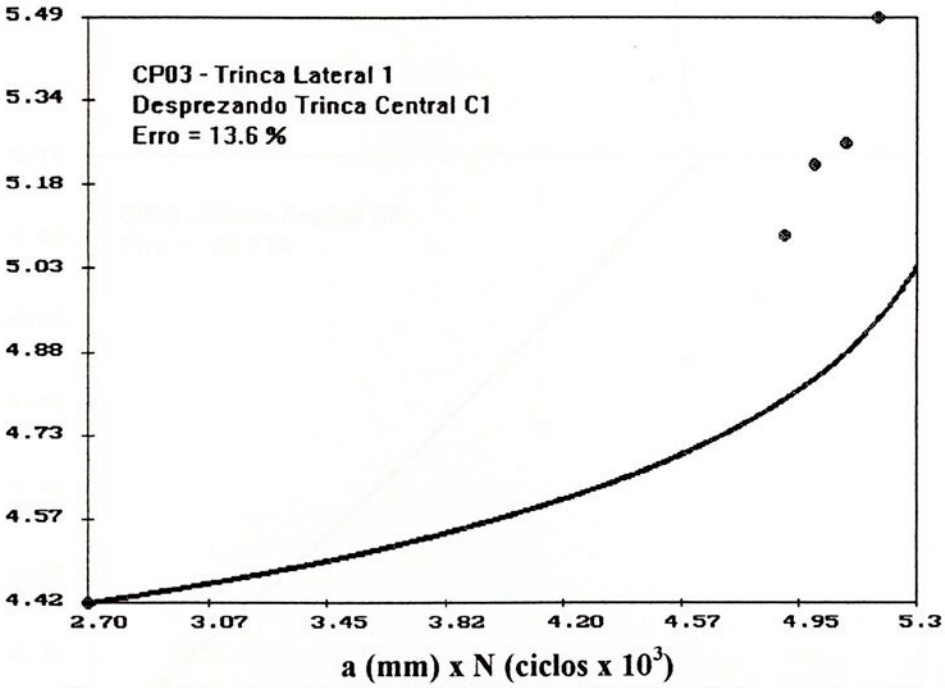


Figura 4.74 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Lateral 1
Desprezando Trinca Central C1

4.8 - CP03 - Combinação OE-SD3 + OP 41 TT - Trinca Central C2

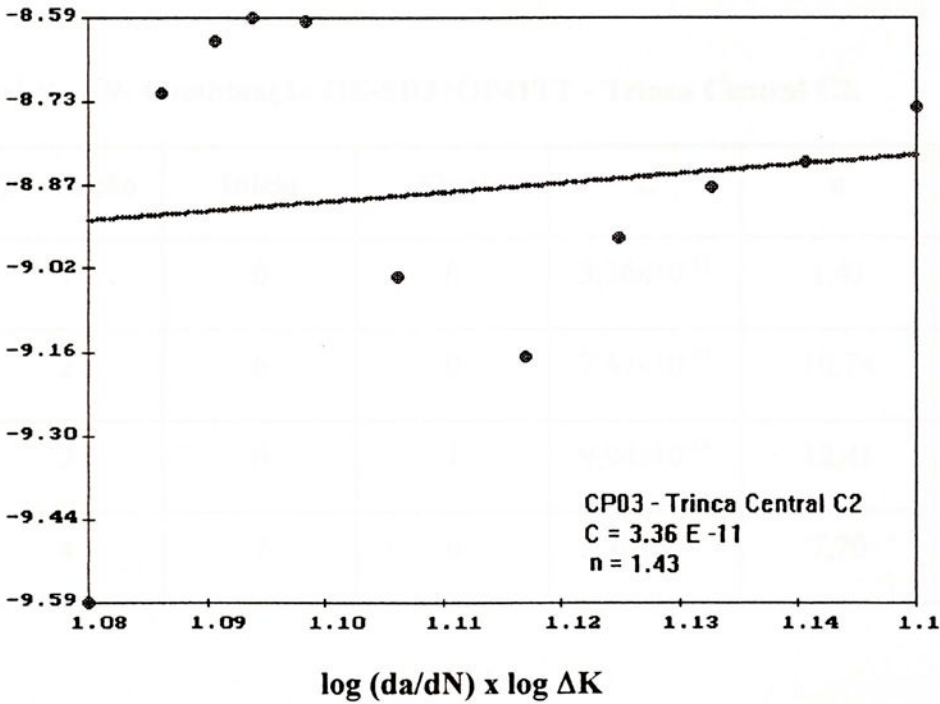


Figura 4.75 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Central C2

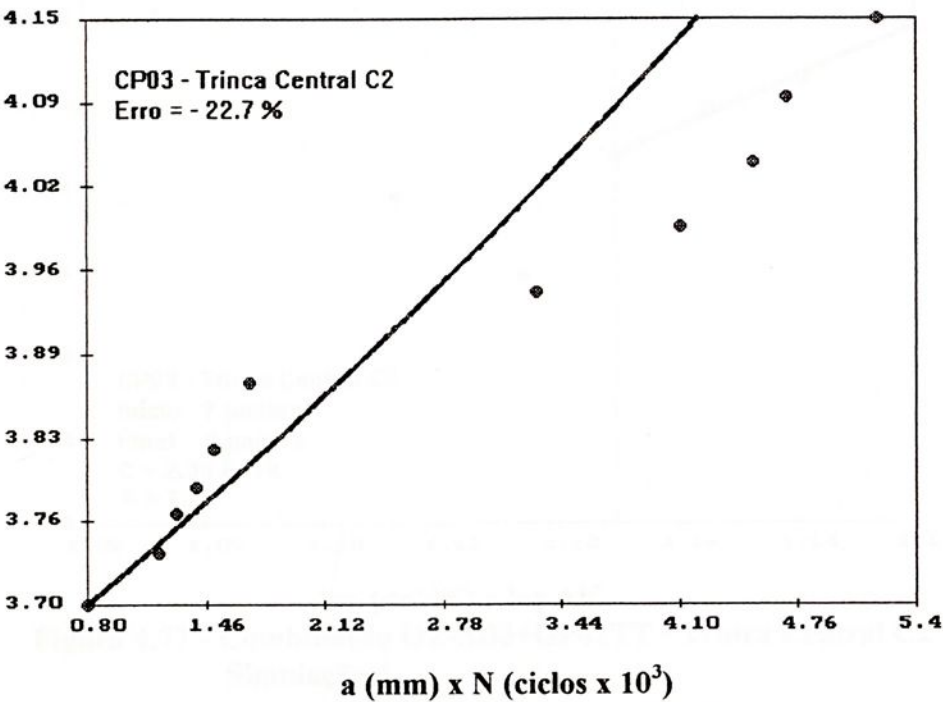


Figura 4.76 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Central C2

Tabela 4.9- Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Central C2.

Simulação	Início	Final	C	n	Erro%
1	0	0	$3,36 \times 10^{-11}$	1,43	-22,7
2	6	0	$7,57 \times 10^{-22}$	10,74	-7,1
3	6	1	$9,94 \times 10^{-24}$	12,41	0,0
4	7	0	$2,30 \times 10^{-18}$	7,70	3,8

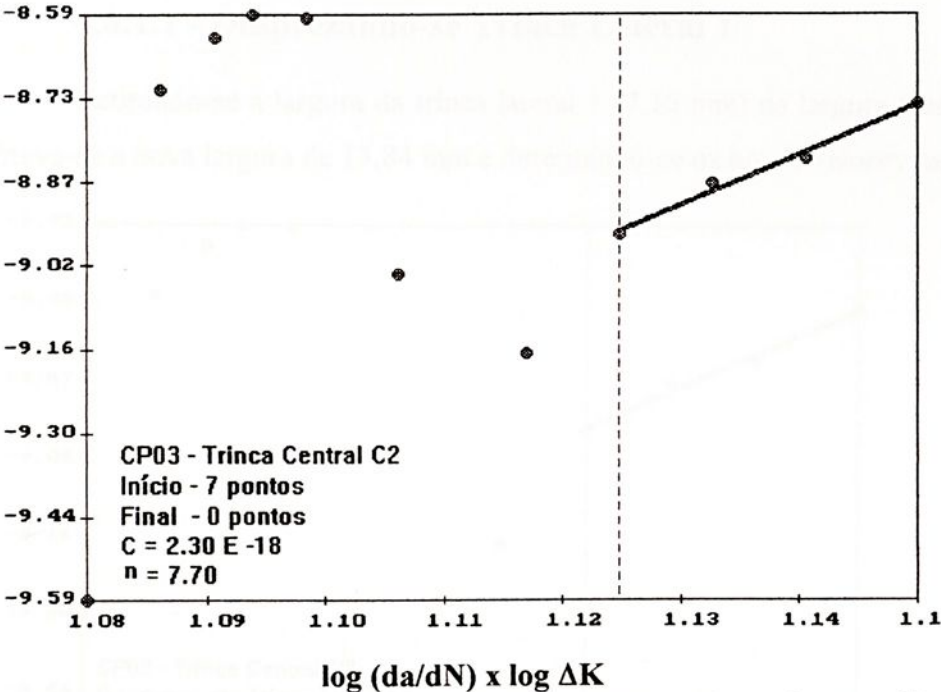


Figura 4.77 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Central C2
Simulação 4

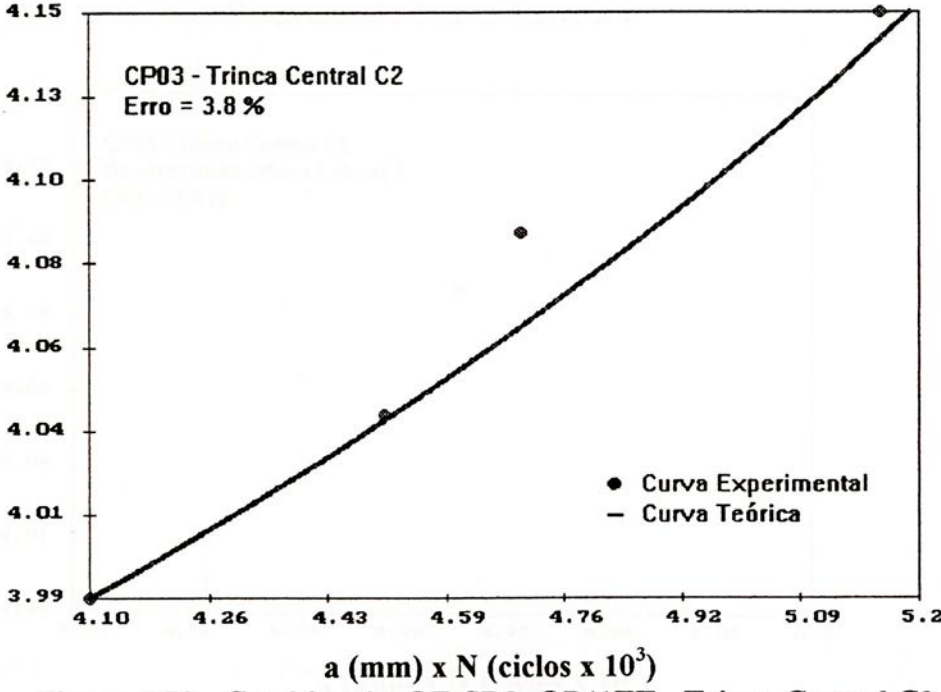
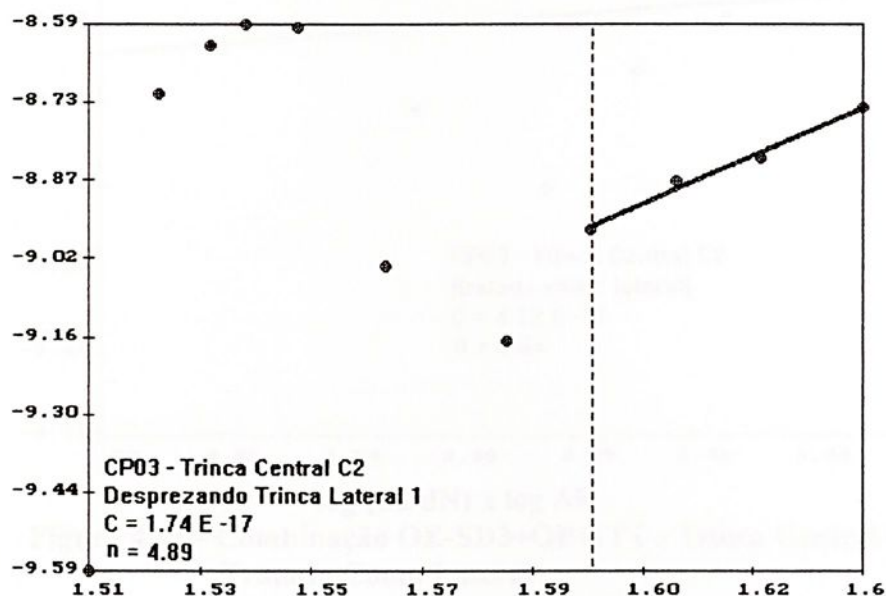


Figura 4.78 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Central C2
Simulação 4

4.8.1 - Escolha Conveniente da Expressão de ΔK

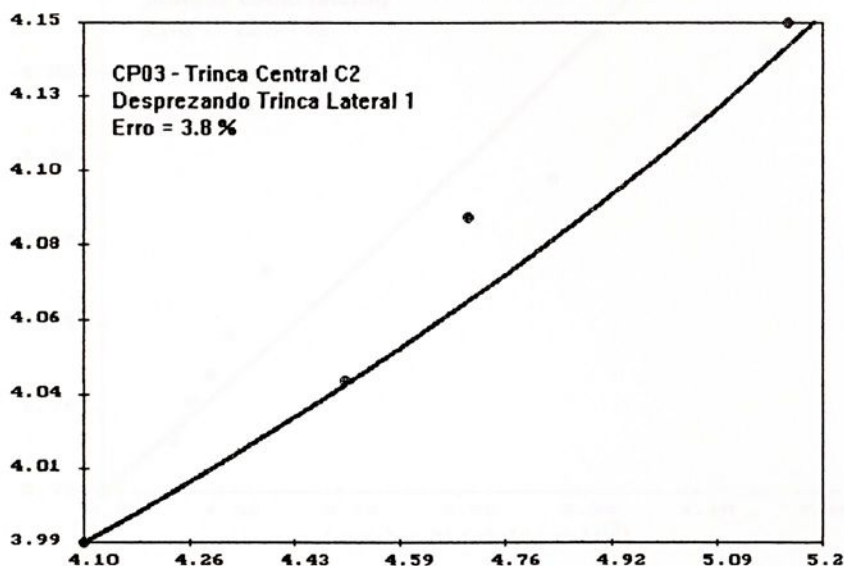
4.8.1.1 - Desprezando-se Trinca Lateral 1

Retirando-se a largura da trinca lateral 1 (7,16 mm) da largura total do CDP (21mm), obteve-se a nova largura de 13,84 mm e determinou-se os novos valores das constantes C e n.



$\log(da/dN) \times \log \Delta K$

Figura 4.79 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Central C2
Desprezando Trinca Lateral 1



$a \text{ (mm)} \times N \text{ (ciclos} \times 10^3)$

Figura 4.80 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Central C2
Desprezando Trinca Lateral 1

4.8.1.2 - Trinca Central C2 Tratada Como Lateral

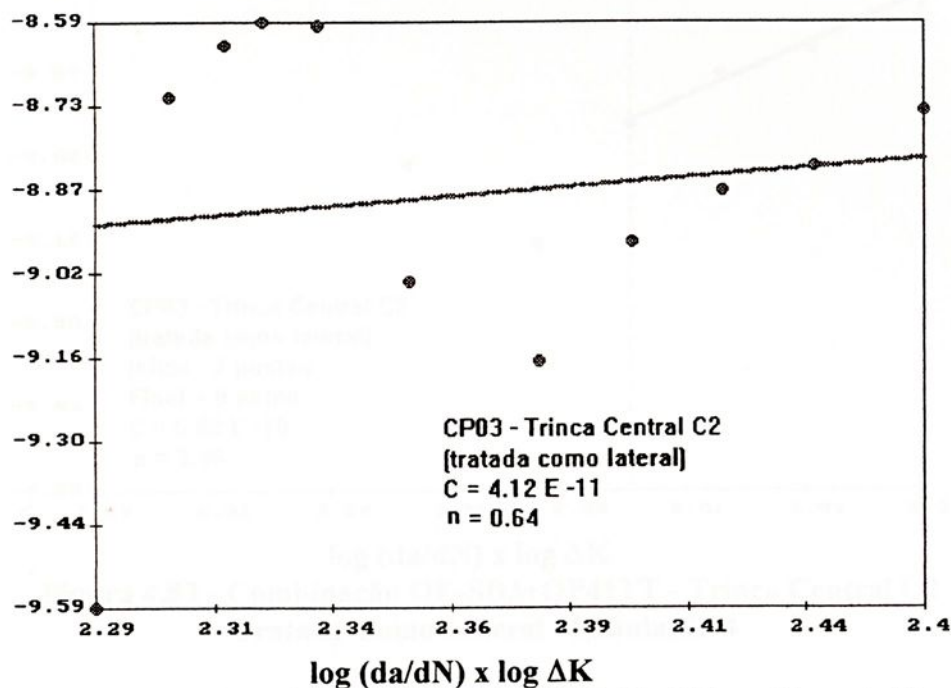


Figura 4.81 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Central C2
Tratada Como Lateral

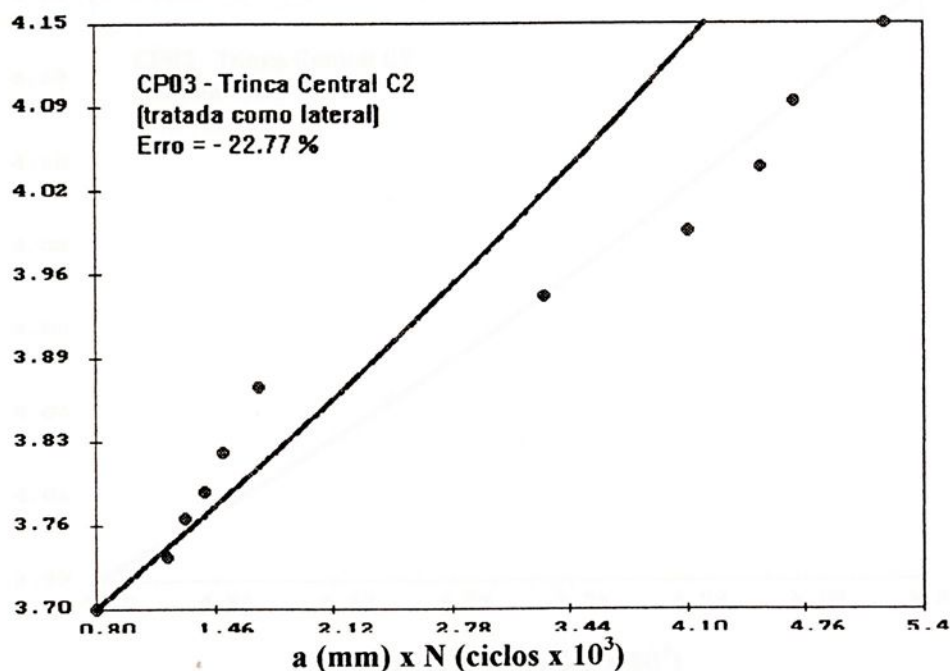


Figura 4.82 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Central C2
Tratada Como Lateral

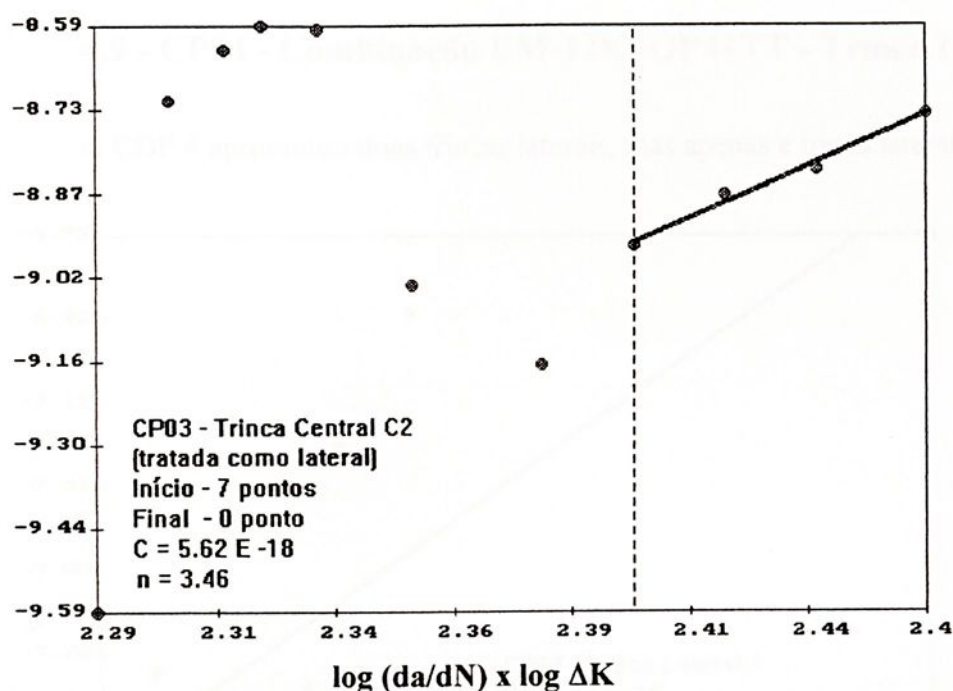


Figura 4.83 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Central C2
Tratada Como Lateral - Simulação 4

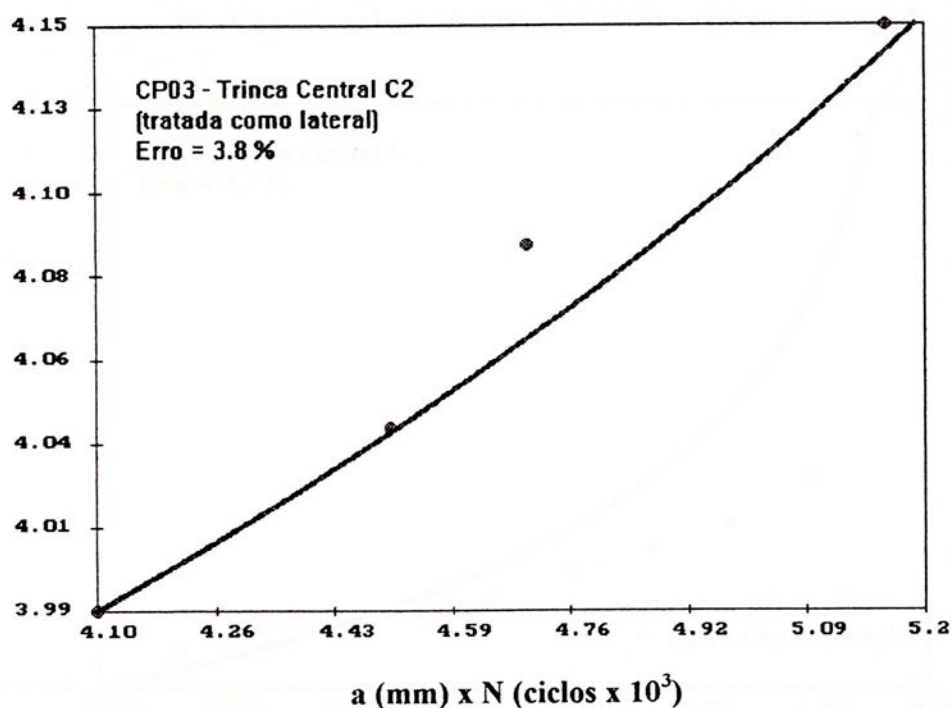
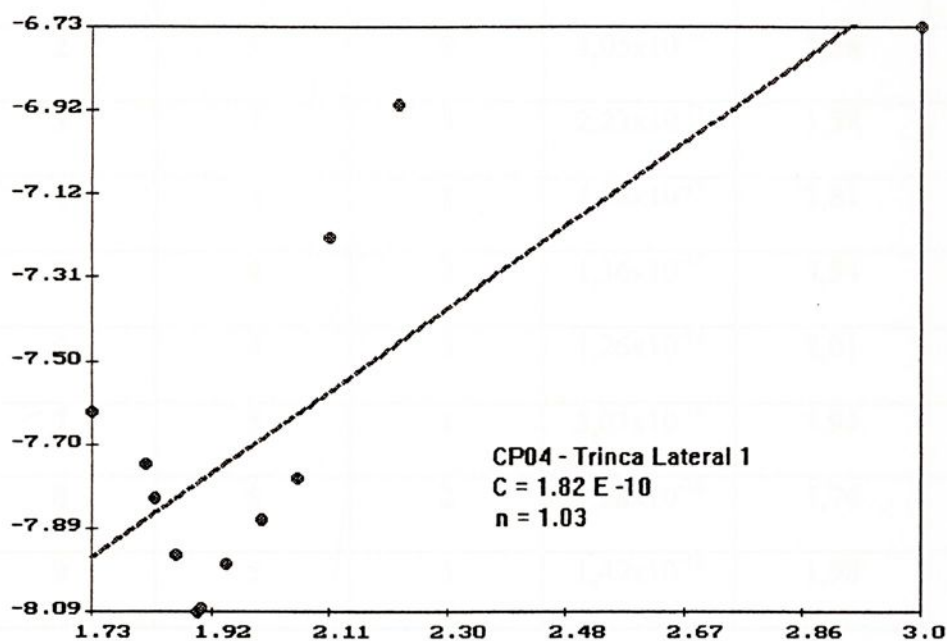


Figura 4.84 - Combinação OE-SD3+OP41TT - Trinca Central C2
Tratada Como Lateral - Simulação 4

4.9 - CP04 - Combinação EM-12K+OP41TT - Trinca Lateral 1

O CDP 4 apresentou duas trincas laterais, mas apenas a trinca lateral 1 cresceu.



$\log (da/dN) \times \log \Delta K$

Figura 4.85 - Combinação EM-12K+OP41TT - Trinca Lateral 1

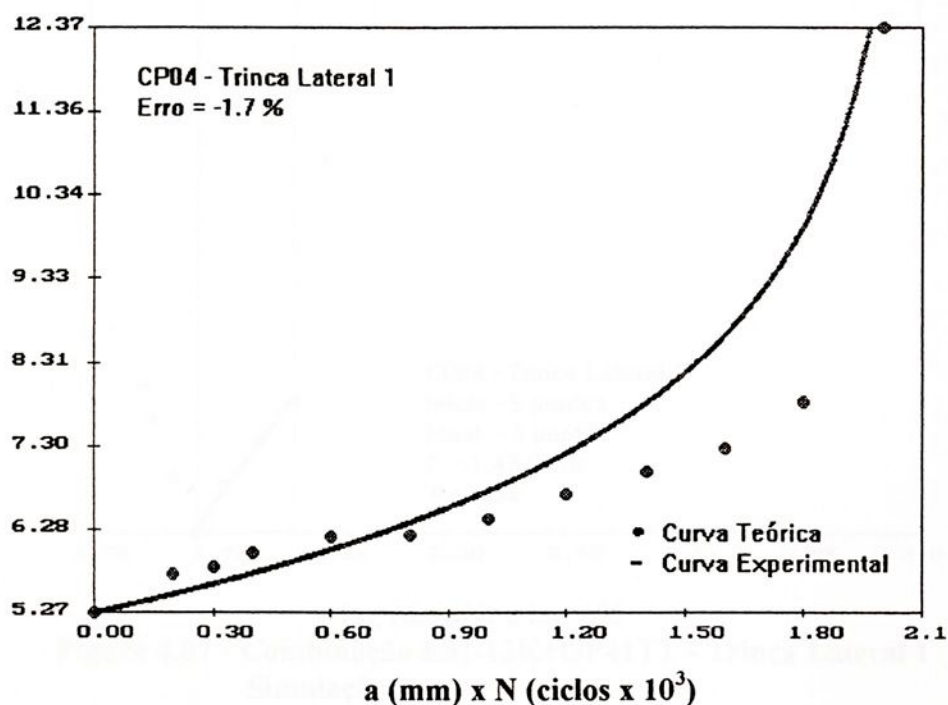
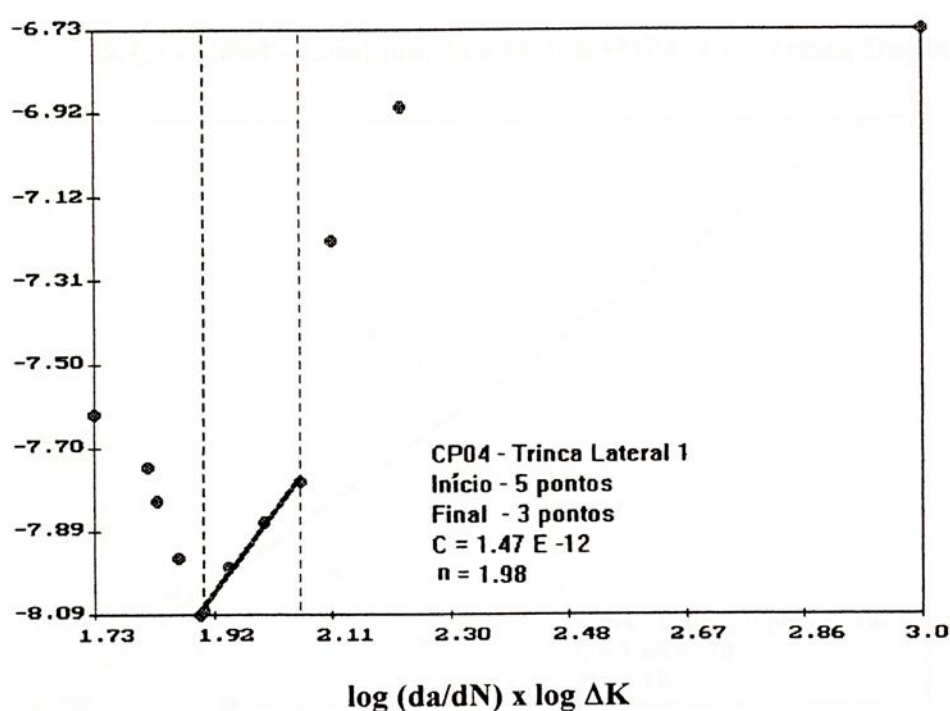


Figura 4.86 - Combinação EM-12K+OP41TT - Trinca Lateral 1

Tabela 4.10 - Combinação EM-12K+OP41TT - Trinca Lateral 1.

Simulação	Início	Final	C	n	Erro%
1	3	1	$3,41 \times 10^{-15}$	3,37	-30,3
2	3	2	$3,05 \times 10^{-14}$	2,88	-25,1
3	3	3	$2,23 \times 10^{-11}$	1,38	-12,0
4	4	1	$4,08 \times 10^{-15}$	3,81	-33,7
5	4	2	$1,36 \times 10^{-15}$	3,54	-28,1
6	4	3	$1,26 \times 10^{-12}$	2,01	-12,8
7	5	1	$2,03 \times 10^{-16}$	3,95	-21,7
8	5	2	$5,38 \times 10^{-16}$	3,74	-12,2
9	5	3	$1,47 \times 10^{-12}$	1,98	9,8

Figura 4.87 - Combinação EM-12K+OP41TT - Trinca Lateral 1
Simulação 9

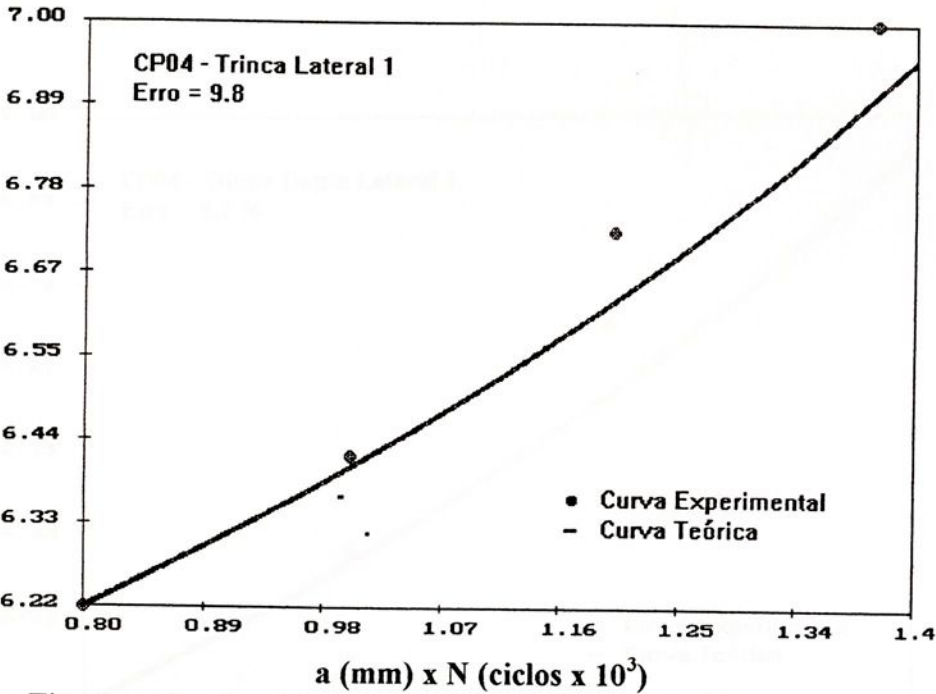


Figura 4.88 - Combinação EM-12K+OP41TT - Trinca Lateral 1
Simulação 9

4.9.1 - Escolha Conveniente da Expressão de ΔK

4.9.1.1 - CP04 - Combinação EM-12K+OP41TT - Trinca Dupla Lateral 1

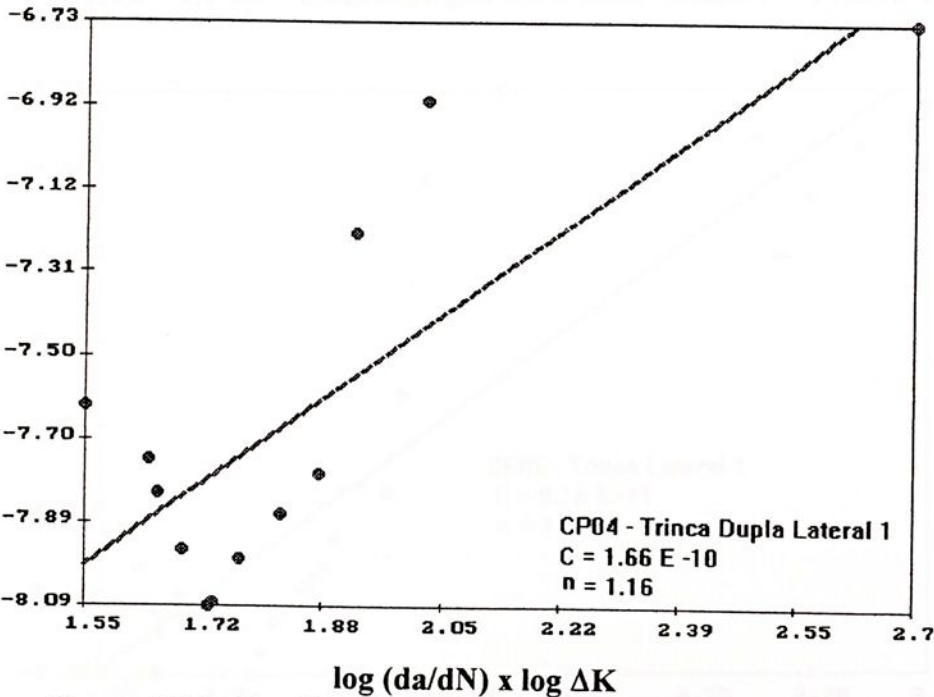


Figura 4.89 - Combinação EM-12K+OP41TT - Trinca Lateral 1
Tratada como Dupla Lateral

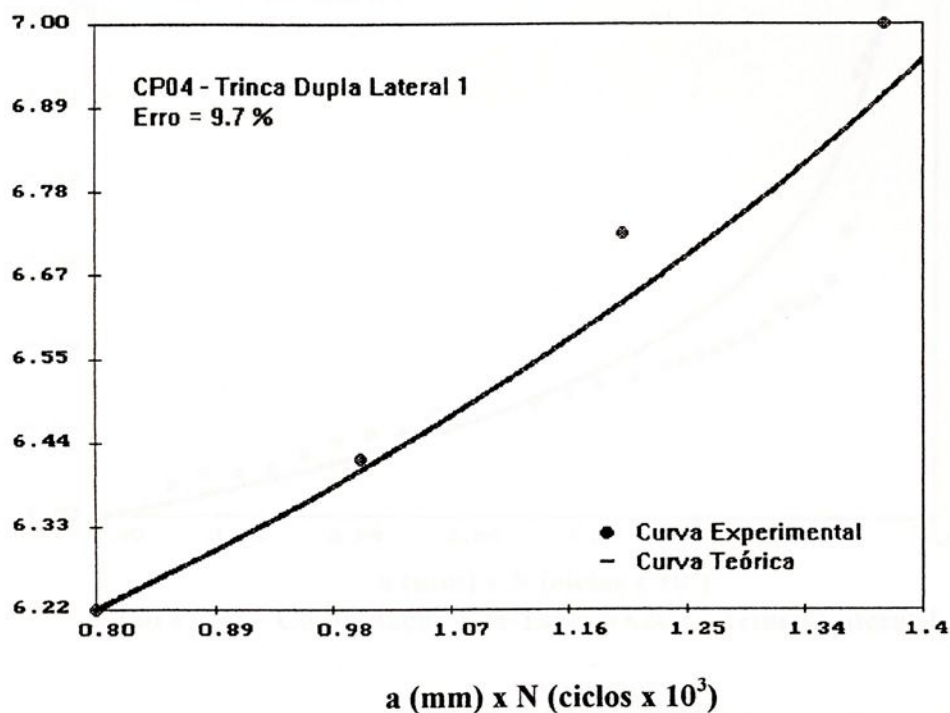


Figura 4.90 - Combinação EM-12K+OP41TT - Trinca Lateral 1
Tratada Como Dupla Lateral

4.10 - CP05 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 1

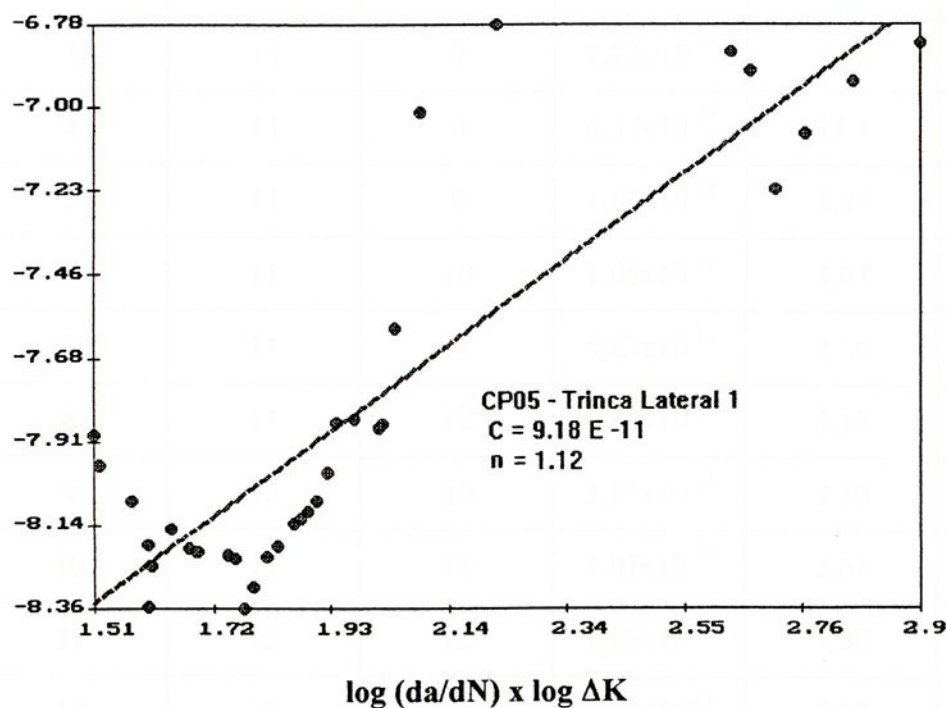


Figura 4.91 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 1

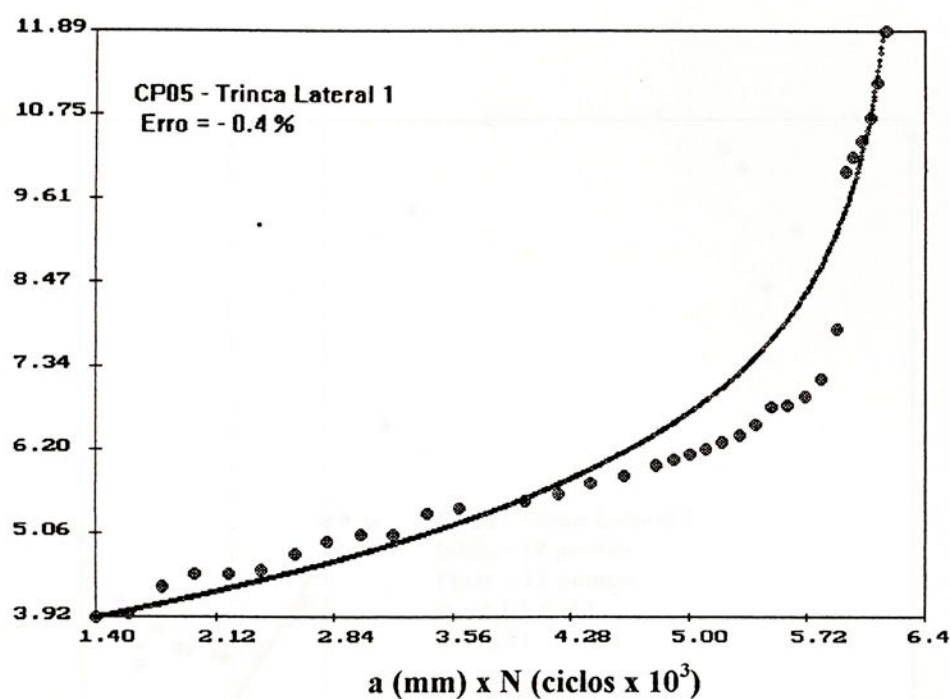


Figura 4.92 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 1

Tabela 4.11 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 1.

Simulação	Início	Final	C	n	Erro %
1	10	6	1,37x10 ⁻¹⁴	3,10	-15,8
2	11	6	6,16x10 ⁻¹⁵	3,27	-12,0
3	11	7	2,73x10 ⁻¹⁴	2,93	-14,3
4	11	8	6,47x10 ⁻¹³	13,1	-13,1
5	11	9	1,62x10 ⁻¹²	1,97	-11,4
6	11	10	1,08x10 ⁻¹²	2,07	-8,2
7	11	11	4,83x10 ⁻¹³	2,26	-12,7
8	11	12	6,82x10 ⁻¹³	2,17	-15,2
9	12	10	3,85x10 ⁻¹³	2,30	6,6
10	12	11	1,01x10 ⁻¹³	2,61	2,3
11	12	12	1,03x10 ⁻¹³	2,60	0,6
12	12	13	3,91x10 ⁻¹³	2,29	3,0

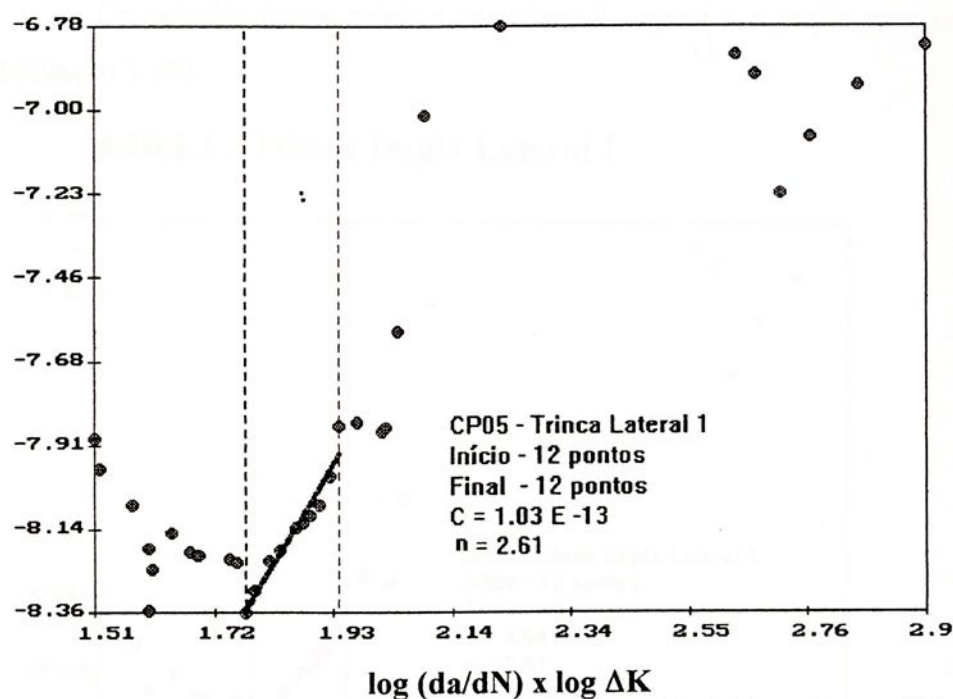


Figura 4.93 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 1
Simulação 11

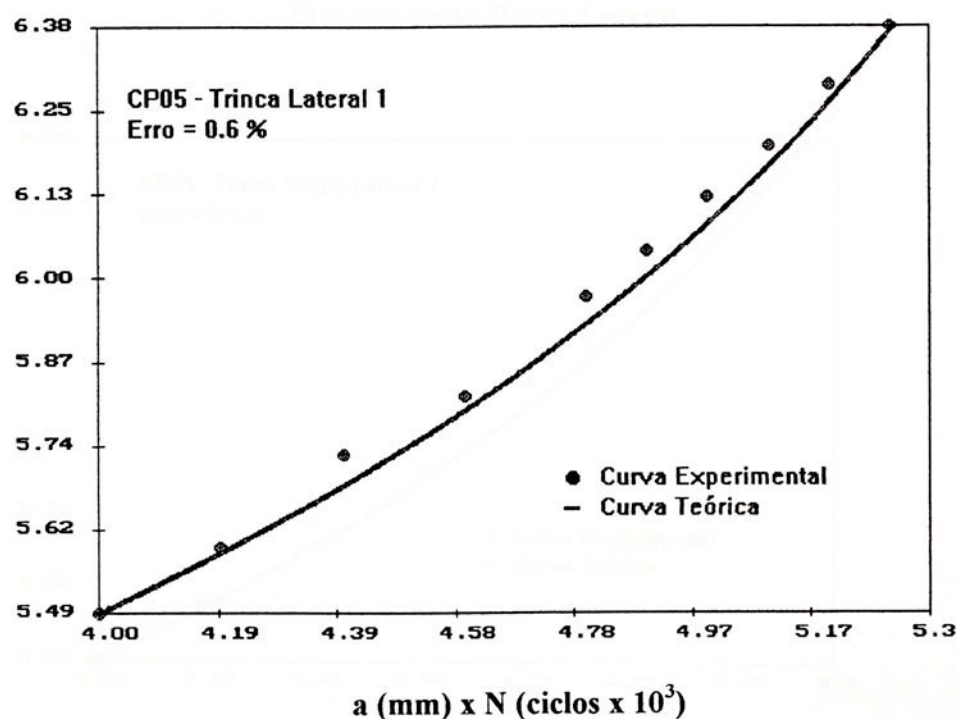


Figura 4.94 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 1
Simulação 11



4.10.1 - Escolha Conveniente da Expressão de ΔK

Os cálculos foram refeitos considerando agora a equação para trinca dupla lateral (equação 2.34).

4.10.1.1 - Trinca Dupla Lateral 1.

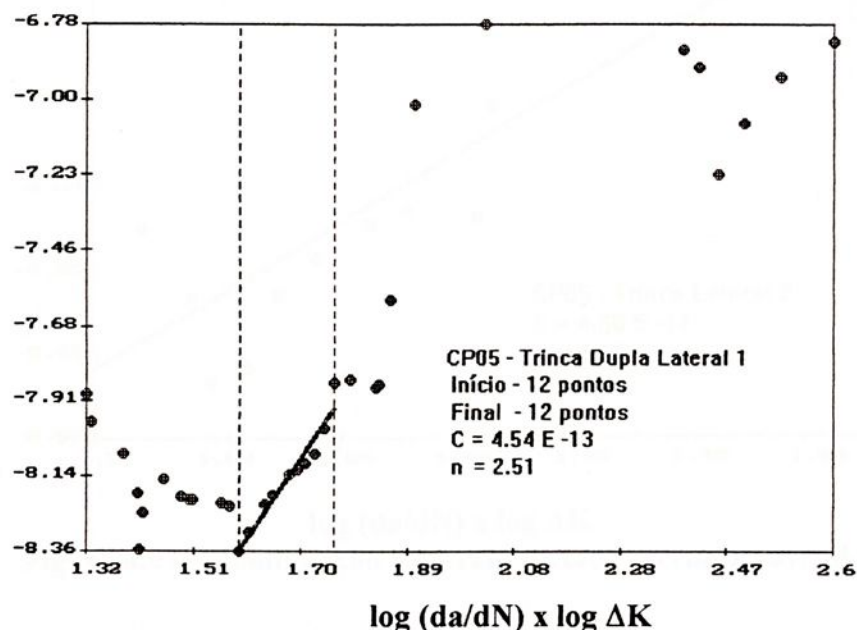


Figura 4.95 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 1
 Tratada como Dupla Lateral

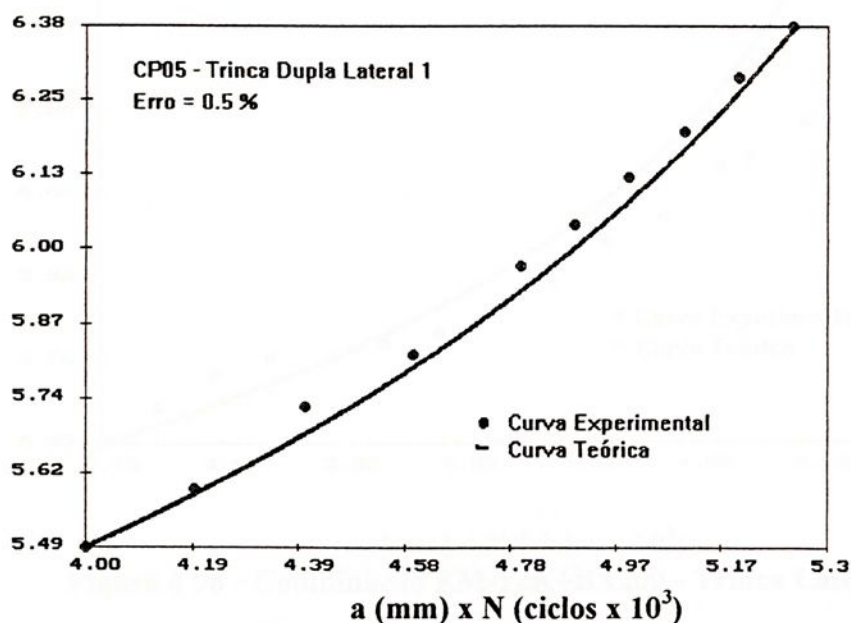
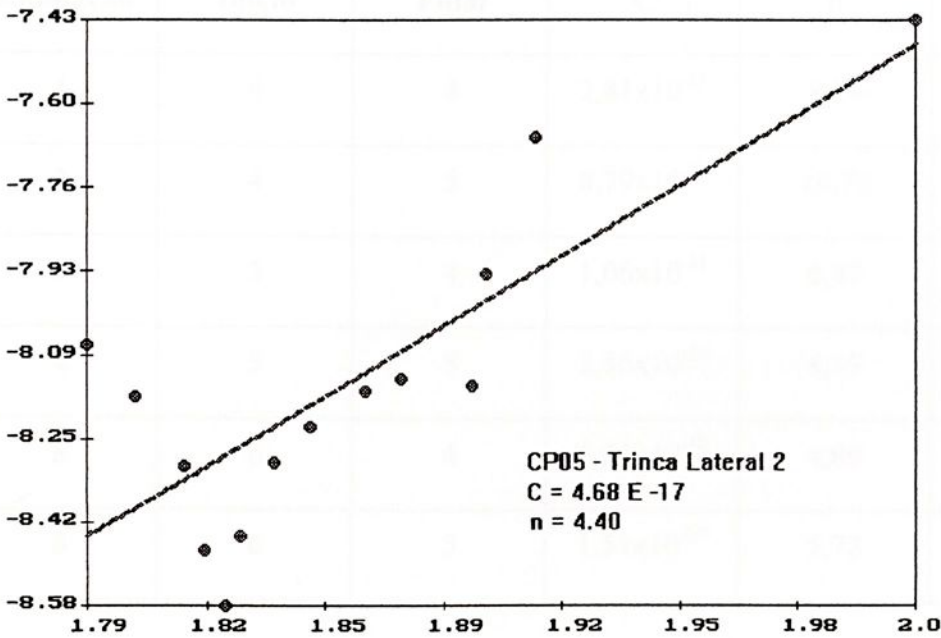


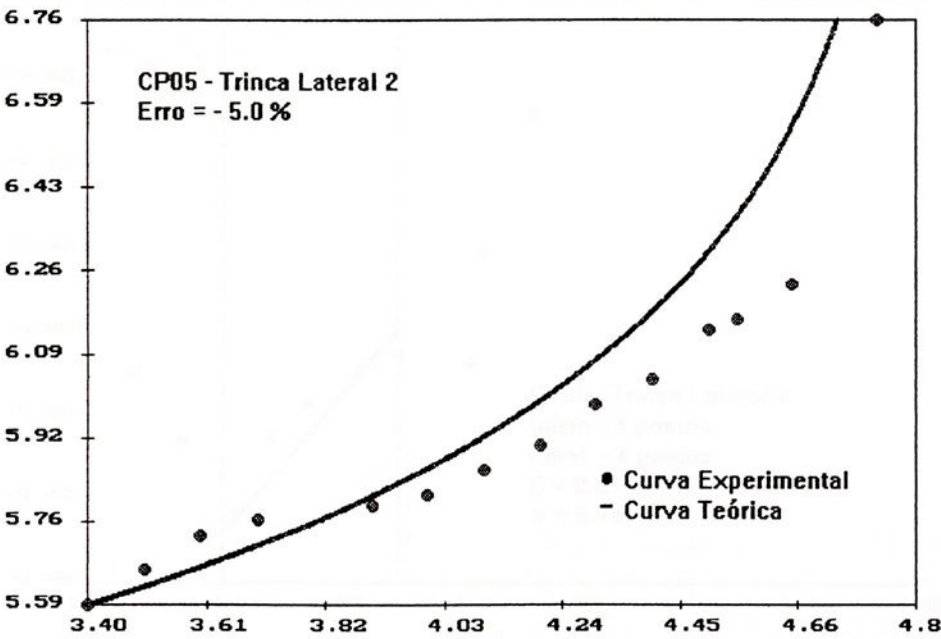
Figura 4.96 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 1
 Tratada como Trinca Dupla Lateral

4.11 - CP05 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 2



$\log (da/dN) \times \log \Delta K$

Figura 4.97 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 2



$a \text{ (mm)} \times N \text{ (ciclos} \times 10^3\text{)}$

Figura 4 98 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 2

Tabela 4.12 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 2.

Simulação	Início	Final	C	n	Erro %
1	4	4	$2,81 \times 10^{-25}$	8,79	0,1
2	4	5	$8,79 \times 10^{-29}$	10,70	5,4
3	5	4	$1,06 \times 10^{-21}$	6,87	4,6
4	5	5	$2,56 \times 10^{-24}$	8,29	14,6
5	6	4	$5,25 \times 10^{-18}$	4,89	-2,7
6	6	5	$1,51 \times 10^{-19}$	5,72	9,7

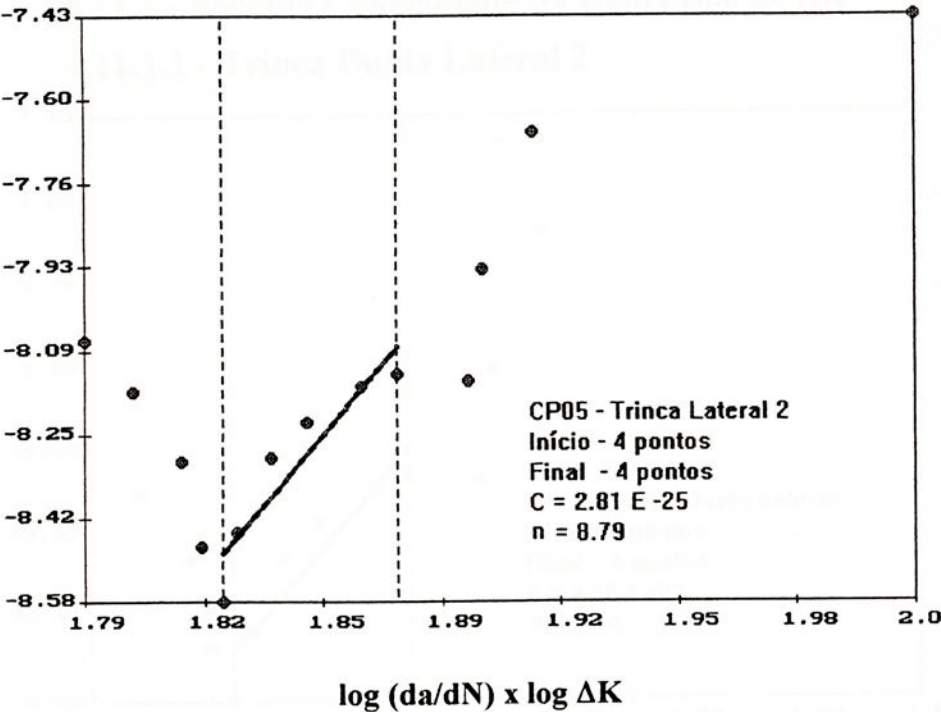


Figura 4.99 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 2
Simulação 1

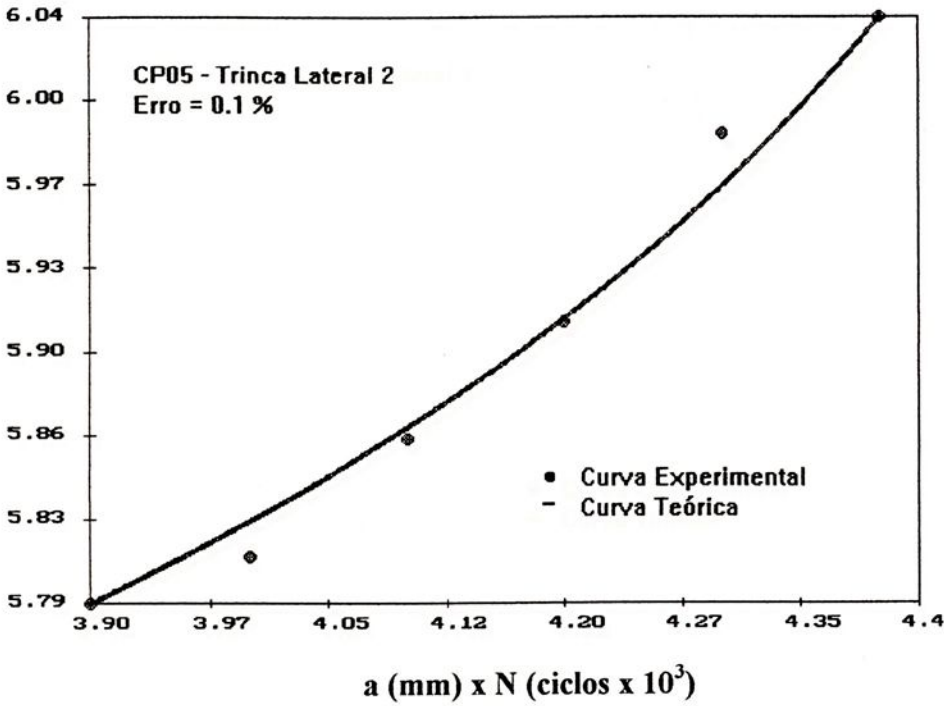


Figura 4.100 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 2
Simulação 1

4.11.1 - Escolha Conveniente da Expressão de ΔK

4.11.1.1 - Trinca Dupla Lateral 2

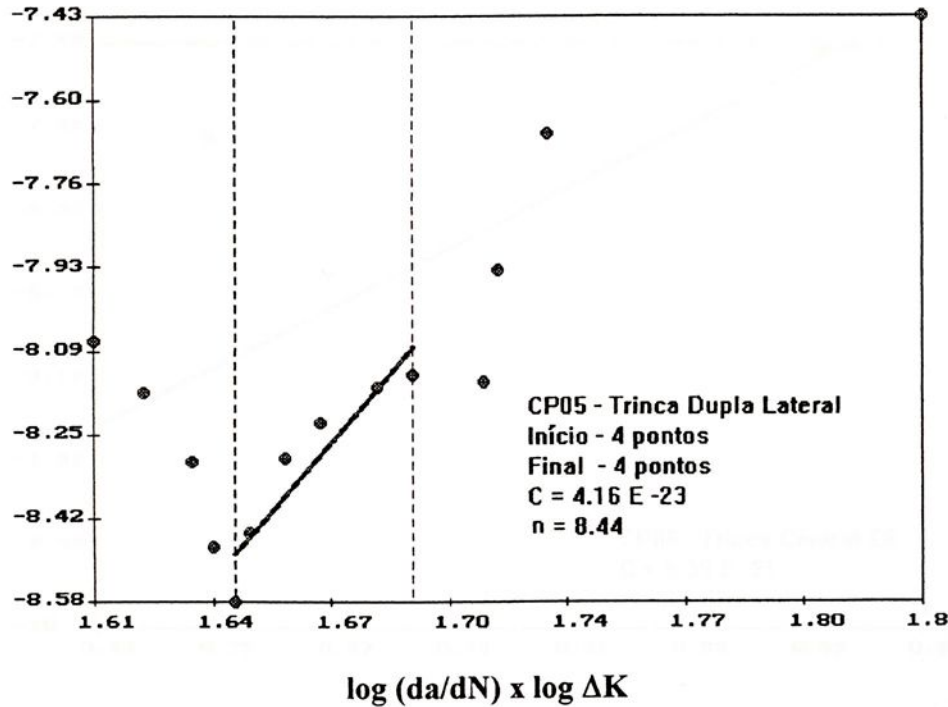


Figura 4.101 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 2
Tratada como Dupla Lateral

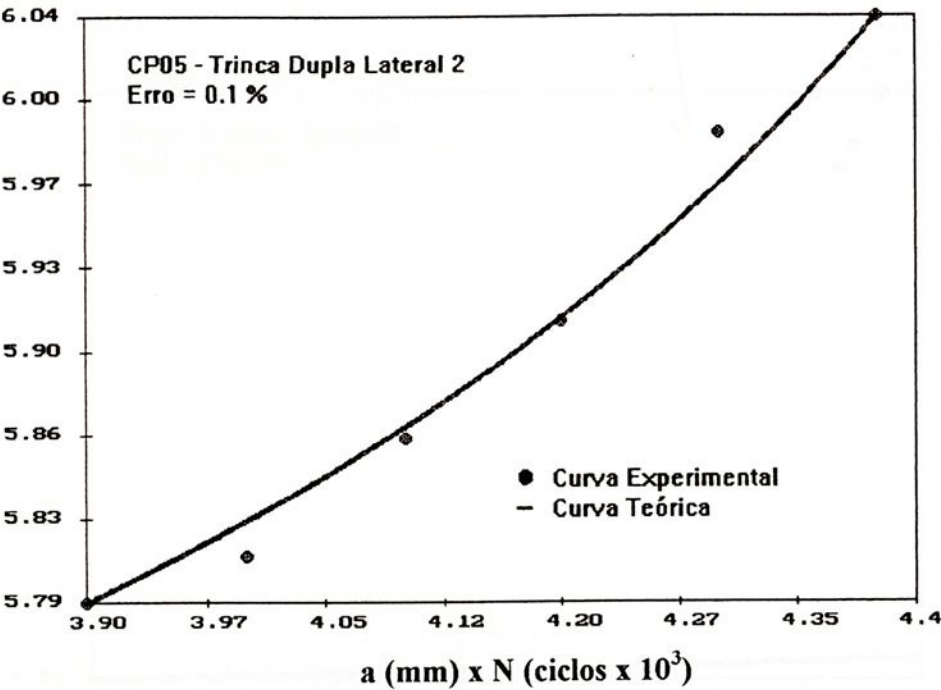


Figura 4.102 - Combinação EM-12K+BX200 - Trinca Lateral 2
Tratado como Trinca Dupla Lateral

4.12 - CP06 - Combinação OE-SD3+BX 200 - Trinca Central C2

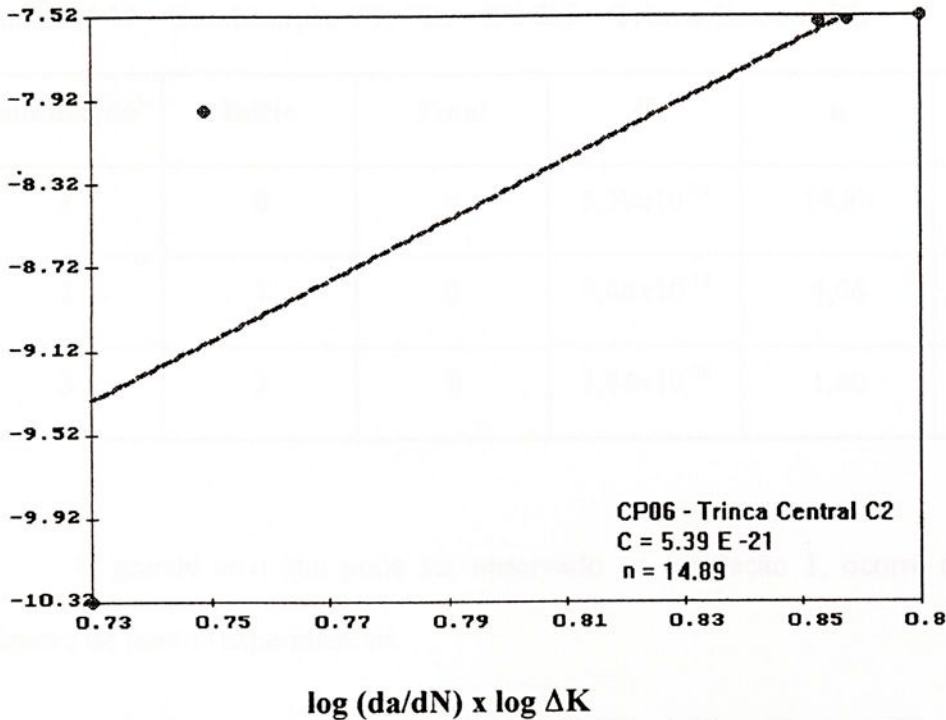
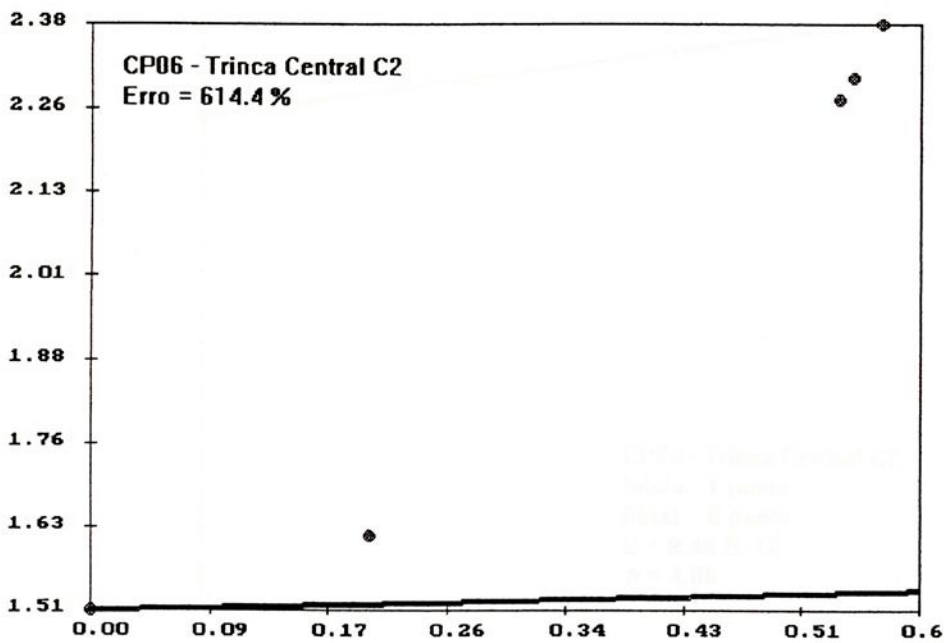


Figura 4.103 - Combinação OE-SD3+BX 200 - Trinca Central C2



a (mm) x N (ciclos x 10³)
Figura 4.104 - Combinação OE-SD3+BX 200 - Trinca Central C2

Tabela 4.13 - Combinação OE-SD3+BX 200 - Trinca Central C2.

Simulação	Início	Final	C	n	Erro%
1	0	0	5,39x10 ⁻²¹	14,89	614,4
2	1	0	9,48x10 ⁻¹²	4,06	16,8
3	2	0	1,84x10 ⁻⁰⁹	1,40	25,7

O grande erro que pode ser observado na simulação 1, ocorre devido ao pequeno número de pontos experimentais.

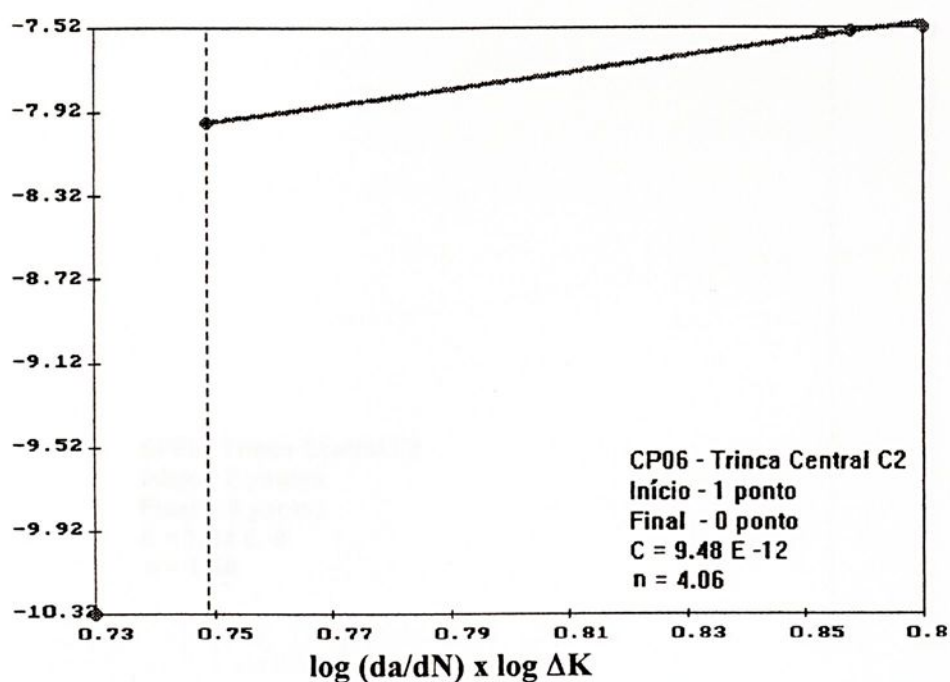


Figura 4.105 - Combinação OE-SD3+BX 200 - Trinca Central C2
Simulação 2

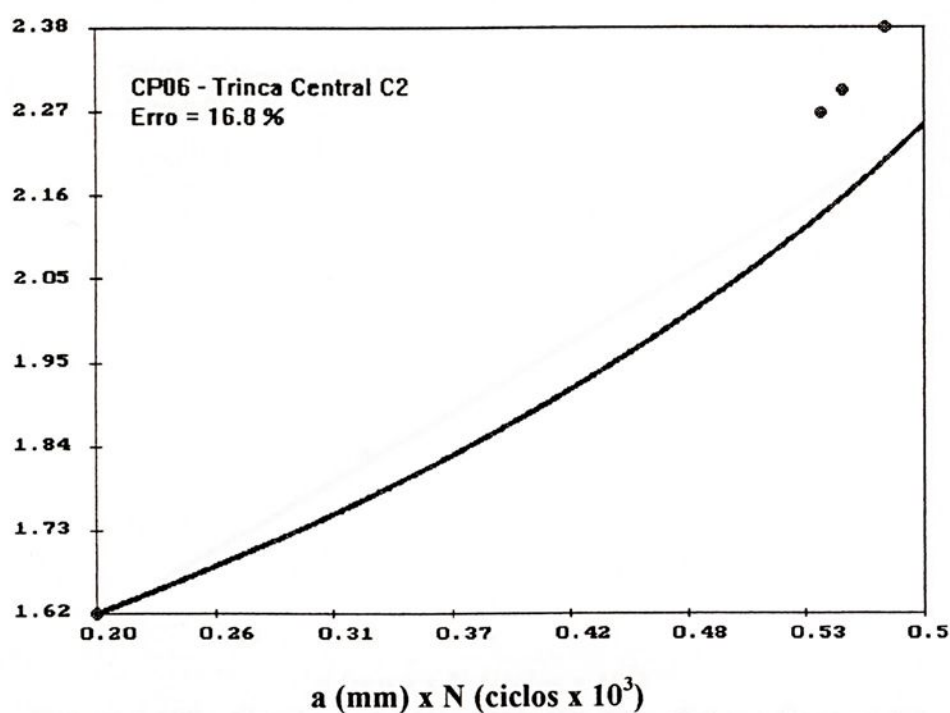
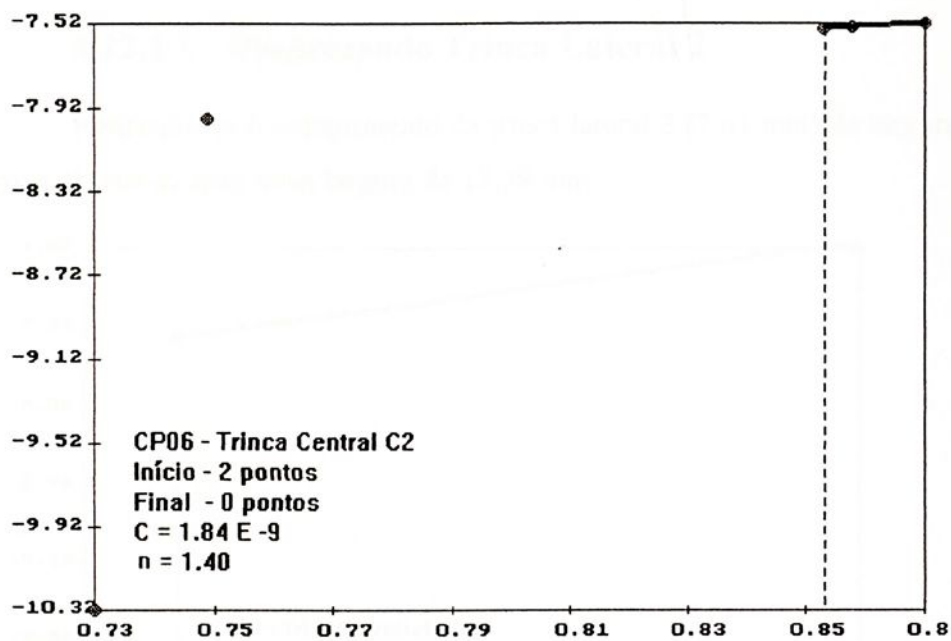
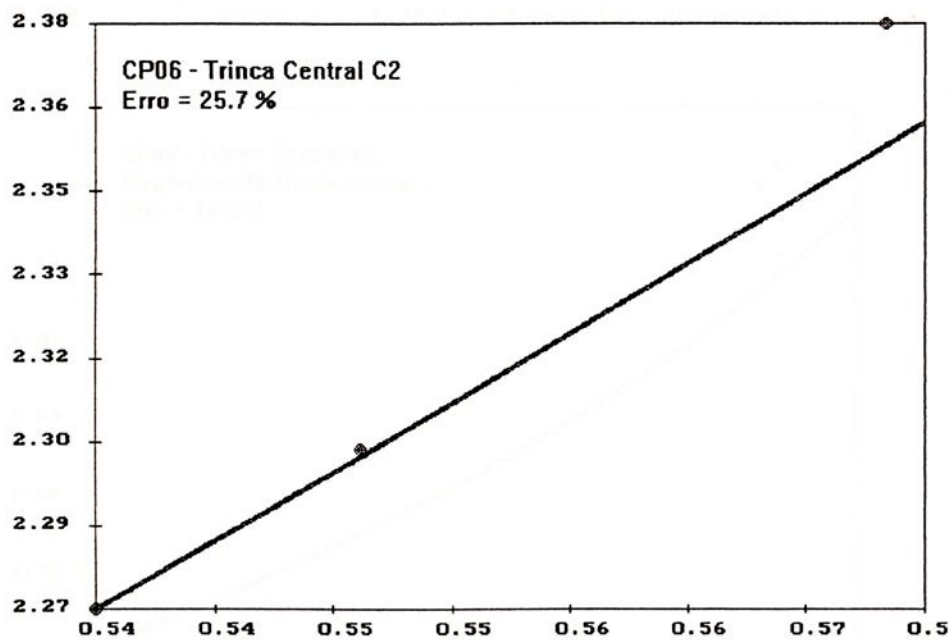


Figura 4.106 - Combinação OE-SD3+BX 200 - Trinca Central C2
Simulação 2



log (da/dN) x log ΔK

Figura 4.107 - Combinação OE-SD3+BX 200 - Trinca Central C2
Simulação 3



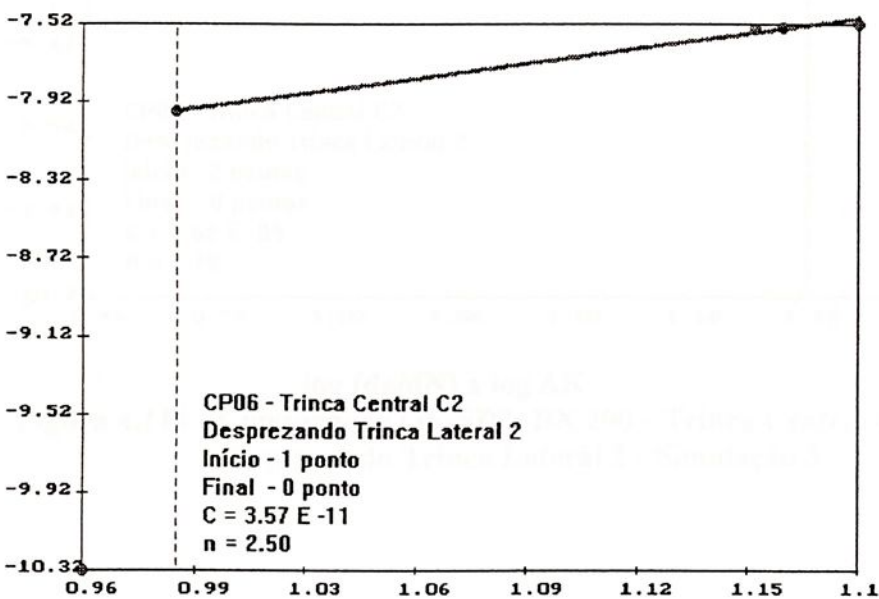
a (mm) x N (ciclos x 10³)

Figura 4.108 - Combinação OE-SD3+BX 200 - Trinca Central C2
Simulação 3

4.12.1 - Escolha Conveniente da Expressão de ΔK

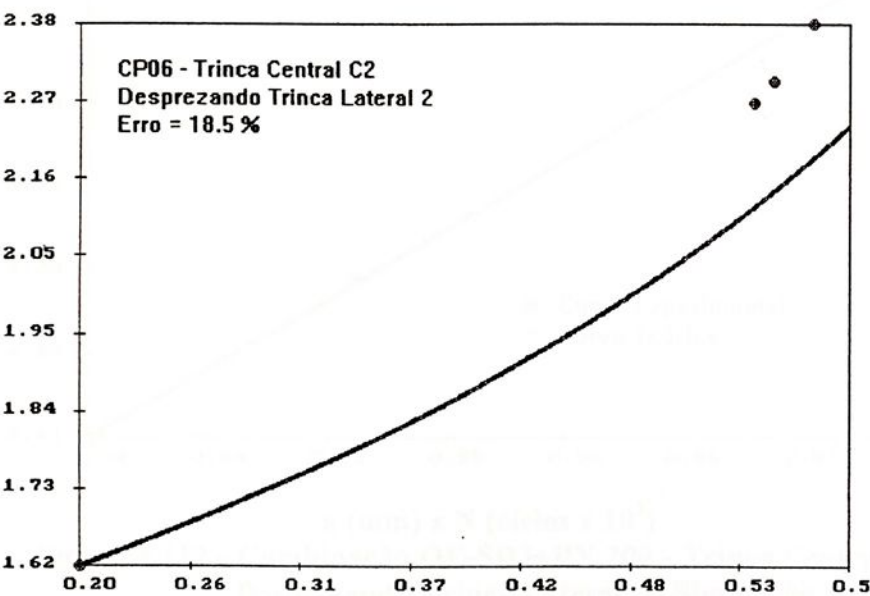
4.12.1.1 - Desprezando Trinca Lateral 2

Retirando-se o comprimento da trinca lateral 2 (7,61 mm) da largura total do corpo de prova obteve-se uma nova largura de 13,39 mm.



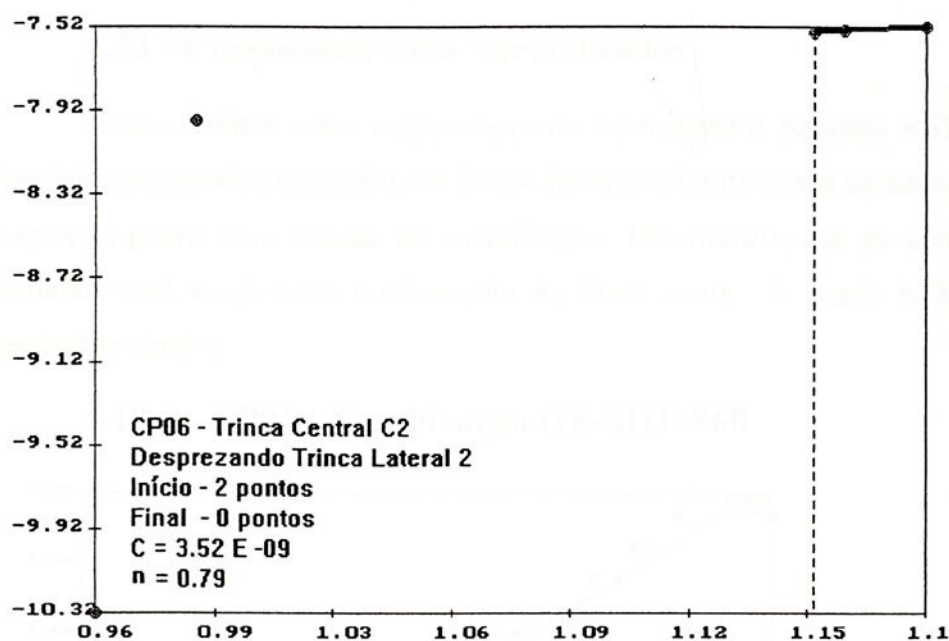
$\log (da/dN) \times \log \Delta K$

Figura 4.109 - Combinação OE-SD3+BX 200 - Trinca Central C2
Desprezando Trinca Lateral 2 - Simulação 2



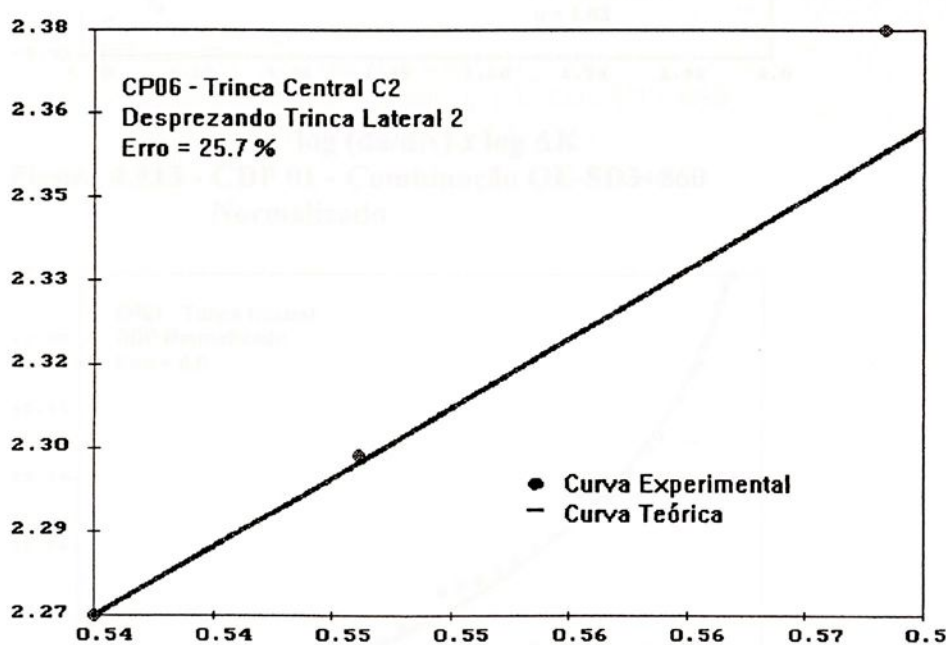
$a \text{ (mm)} \times N \text{ (ciclos } \times 10^3)$

Figura 4.110 - Combinação OE-SD3+BX 200 - Trinca Central C2
Desprezando Trinca Lateral 2 - Simulação 2



$\log (da/dN) \times \log \Delta K$

Figura 4.111 - Combinação OE-SD3+BX 200 - Trinca Central C2
Desprezando Trinca Lateral 2 - Simulação 3



$a \text{ (mm)} \times N \text{ (ciclos} \times 10^3\text{)}$

Figura 4.112 - Combinação OE-SD3+BX 200 - Trinca Central C2
Desprezando Trinca Lateral 2 - Simulação 3

4.13 - Corpos-de-Prova Normalizados

Foram obtidos cinco corpos-de-prova normalizados segundo ASTM 647, entalhados com trincas centrais e ensaiados em fadiga da mesma forma e com as mesmas condições que os corpos-de-prova com trincas de solidificação. Determinaram-se as constantes C e n dos materiais com as diversas combinações de fluxo arame. A seguir estão demonstrados os resultados obtidos.

4.13.1 - CP01 - Combinação OE-SD3+860

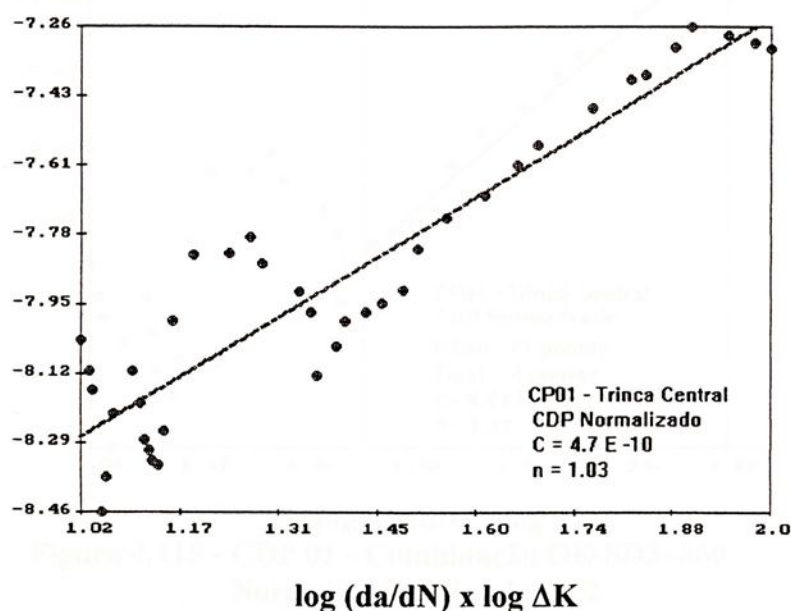


Figura 4.113 - CDP 01 - Combinação OE-SD3+860 Normalizado

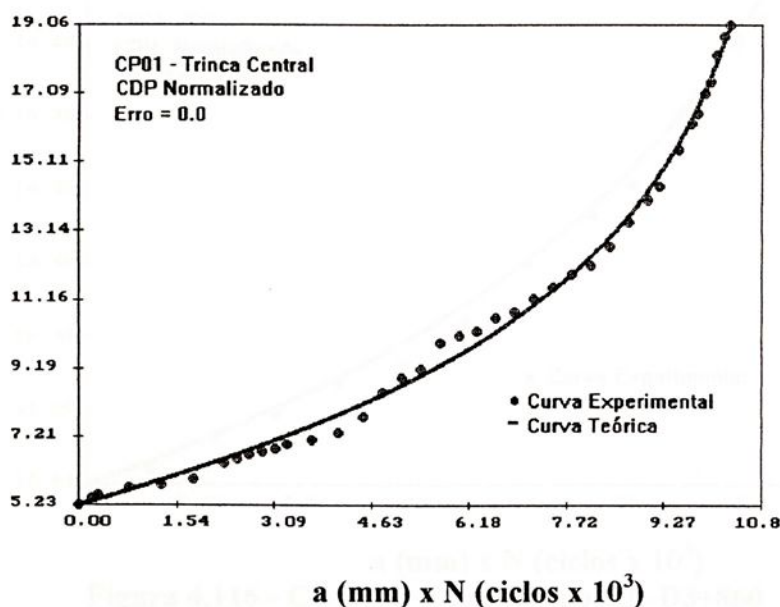


Figura 4.114 - CDP 01 - Combinação OE-D3+860 Normalizado

Tabela 4.14 - CDP 01 - Combinação OE-SD3+860 - Normalizado.

Simulação	Início	Final	C	n	Erro %
1	0	0	$4,70 \times 10^{-10}$	1,03	0,0
2	21	4	$8,61 \times 10^{-11}$	1,47	-1,0
3	21	5	$7,85 \times 10^{-11}$	1,50	-2,0
4	22	4	$9,41 \times 10^{-11}$	1,45	1,6

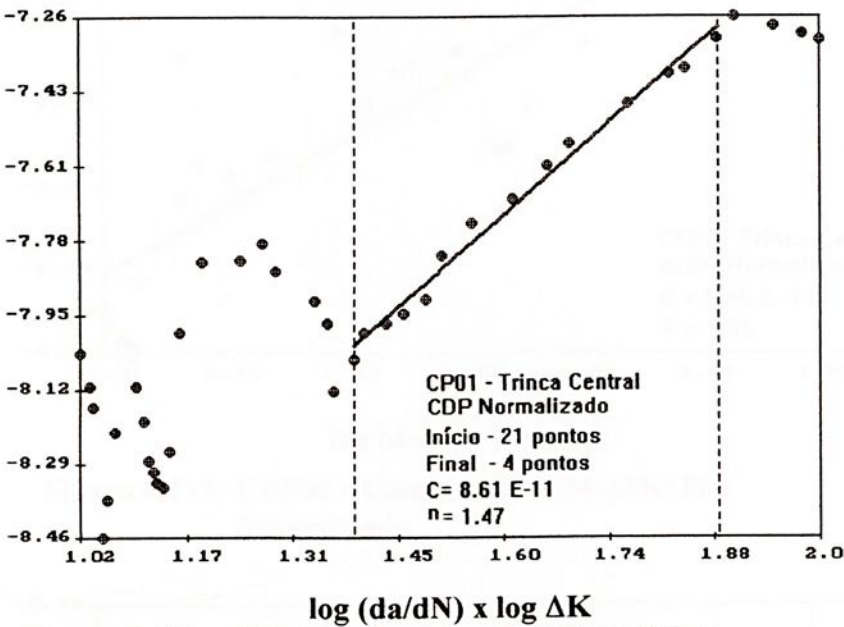


Figura 4.115 - CDP 01 - Combinação OE-SD3+860 Normalizado - Simulação 2

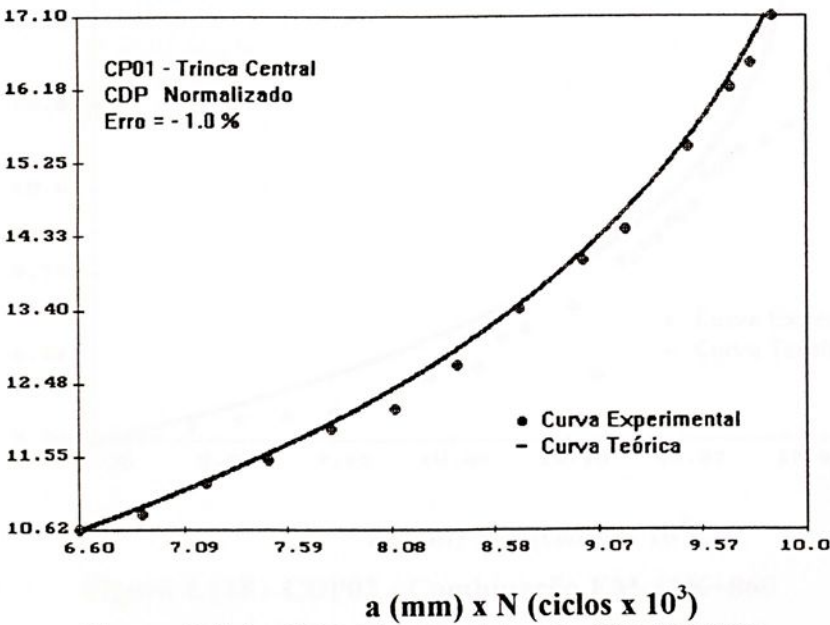


Figura 4.116 - CDP 01 - Combinação OE-D3+860 Normalizado - Simulação 2

4.13.2 - CP02 - Combinação EM-12K+860

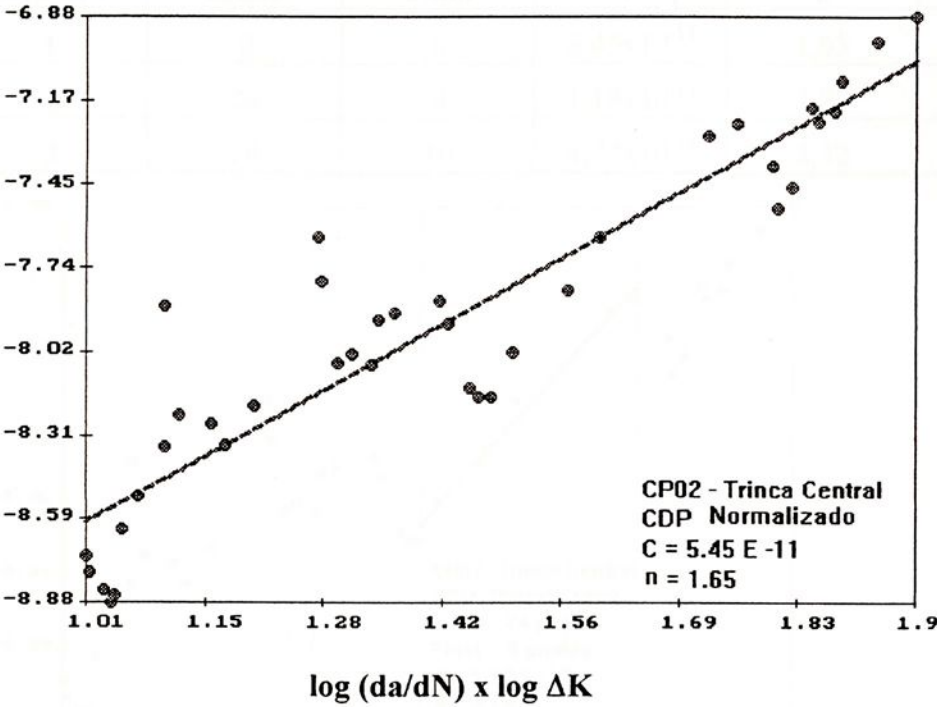


Figura 4.117- CDP02 - Combinação EM-12K+860 Normalizado

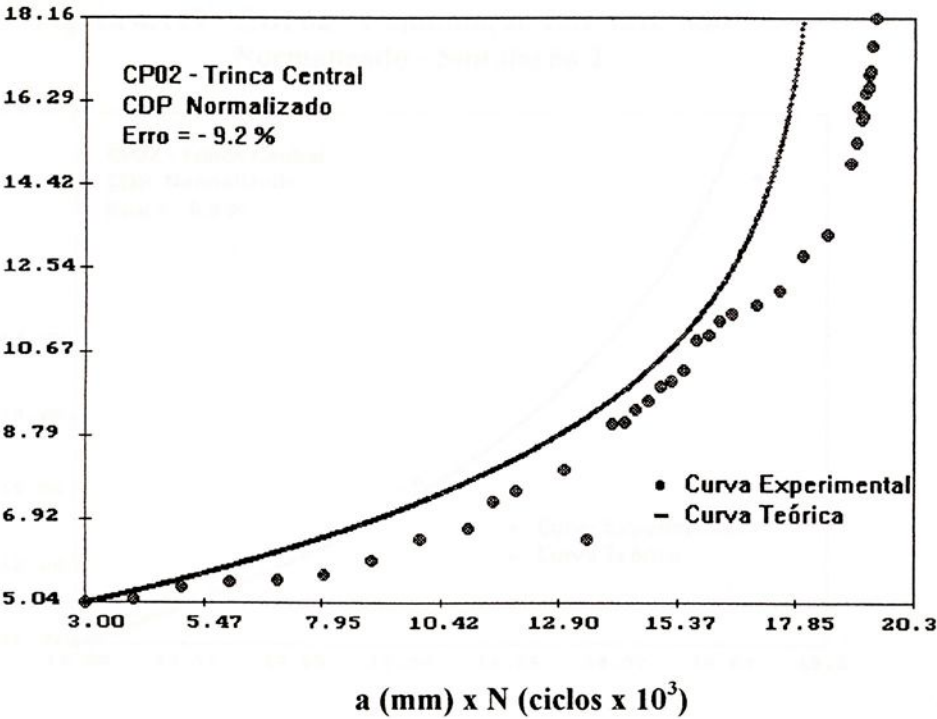
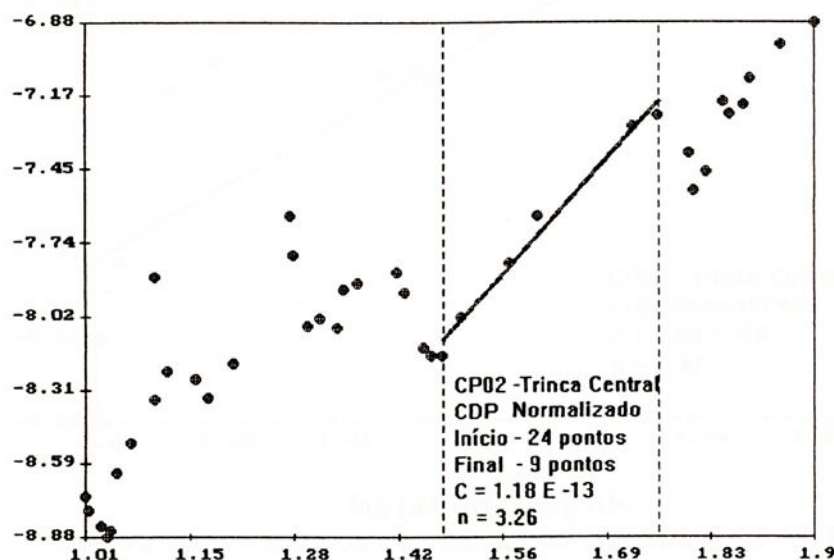


Figura 4.118 - CDP02 - Combinação EM-12K+860 Normalizado

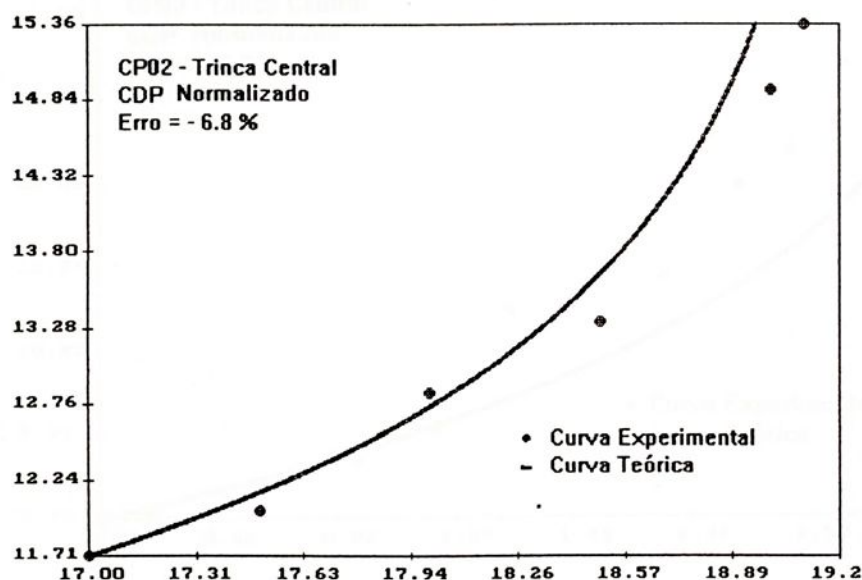
Tabela 4.15 - CDP 02 - Combinação EM-12K+860 - Normalizado.

Simulação	Início	Final	C	n	Erro %
1	0	0	$5,45 \times 10^{-11}$	1,65	-9,2
2	24	9	$1,18 \times 10^{-13}$	3,26	-6,8
3	24	10	$4,77 \times 10^{-14}$	3,52	-7,8



$\log (da/dN) \times \log \Delta K$

Figura 4.119 - CDP02 - Combinação EM-12K+860
Normalizado - Simulação 2



$a \text{ (mm)} \times N \text{ (ciclos} \times 10^3)$

Figura 4.120 - CDP02 - Combinação EM-12K+860
Normalizado - Simulação 2

4.13.3 - CP03 - Combinação OE-SD3 + OP 41 TT

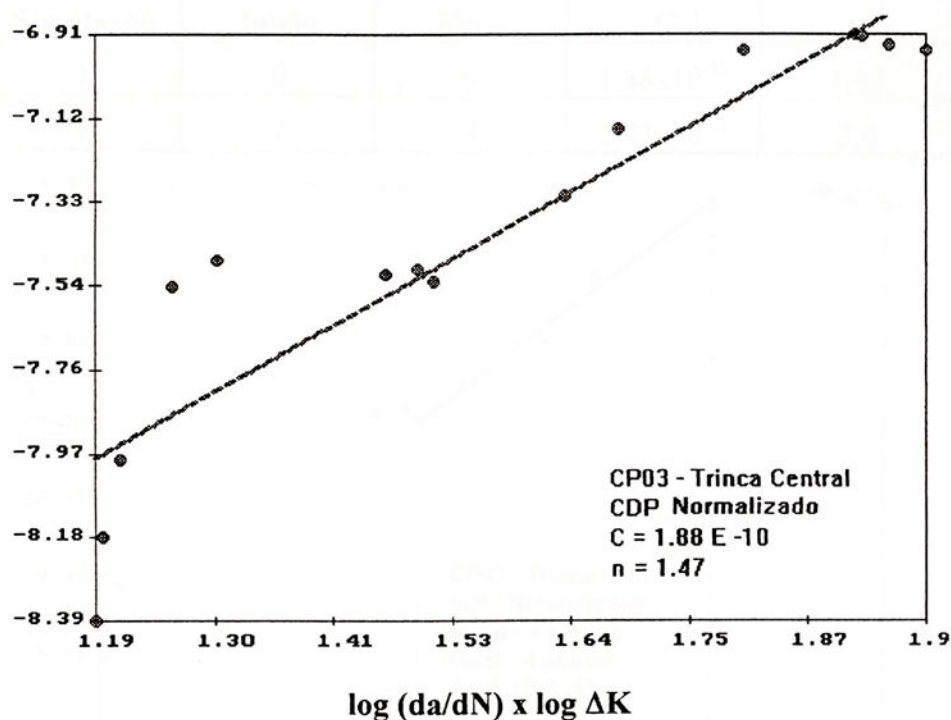


Figura 4.121 - CDP 03 - Combinação OE-SD3 + OP 41 TT Normalizado

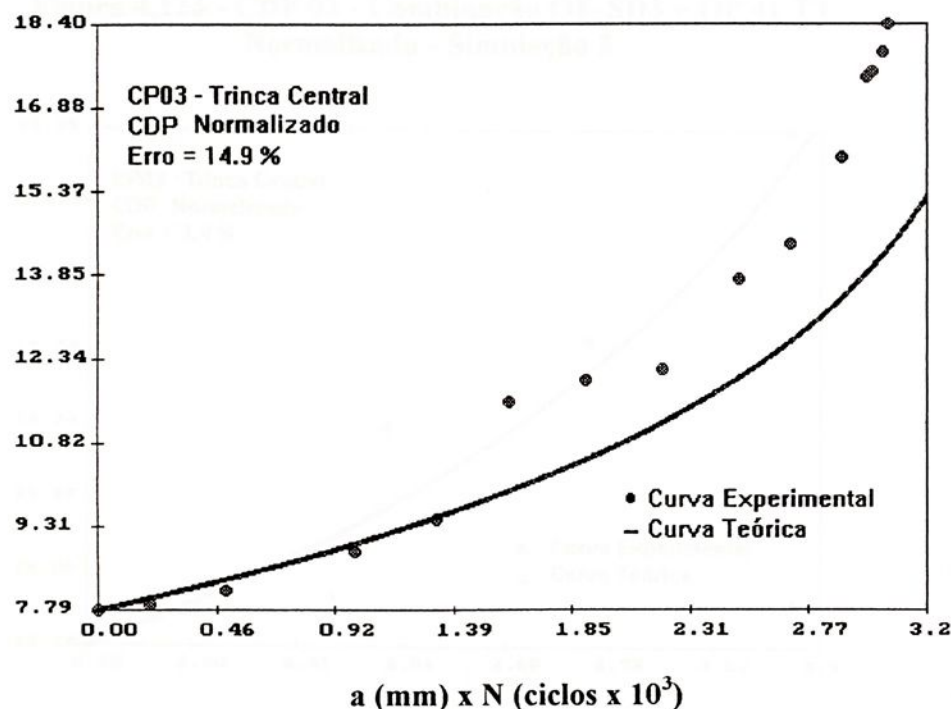


Figura 4.122 - CDP 03 - Combinação OE-SD3 + OP 41 TT Normalizado

Tabela 4.16 - CDP 03 - Combinação OE-SD3 + OP 41 TT - Normalizado.

Simulação	Início	Final	C	n	Erro %
1	0	0	$1,88 \times 10^{-10}$	1,47	14,9
2	7	4	$2,73 \times 10^{-11}$	2,0	3,4

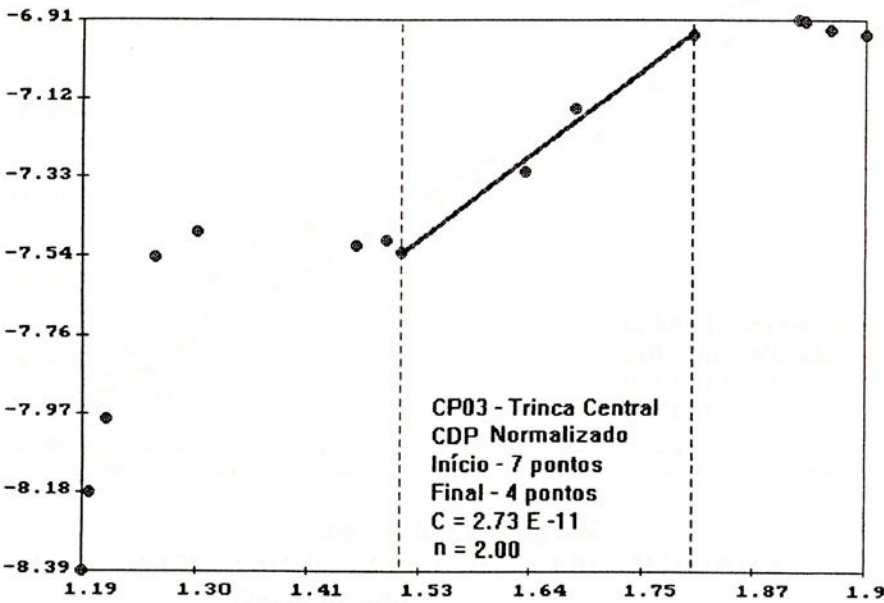


Figura 4.123 - CDP 03 - Combinação OE-SD3 + OP 41 TT Normalizado - Simulação 2

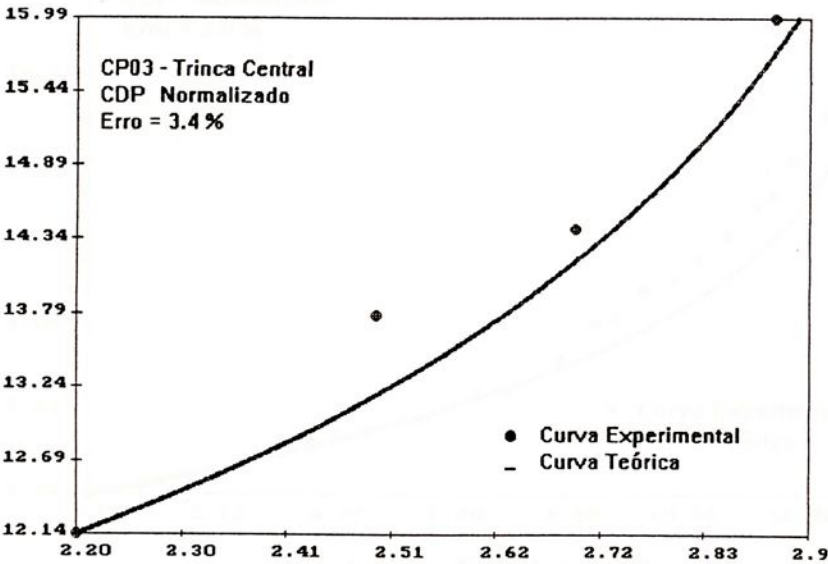


Figura 4.124 - CDP03 - Combinação OE-SD3 + OP 41 TT Normalizado - Simulação 2

4.13.4 - CP04 - Combinação EM-12K+OP41TT

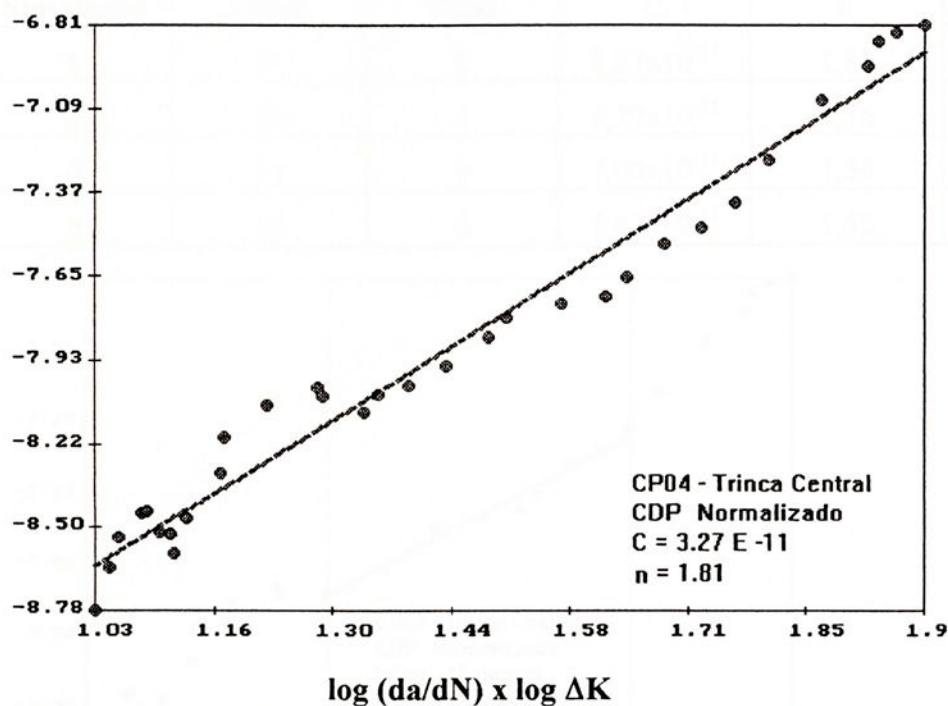


Figura 4.125 - CDP 04 - Combinação EM-12K+OP41TT Normalizado

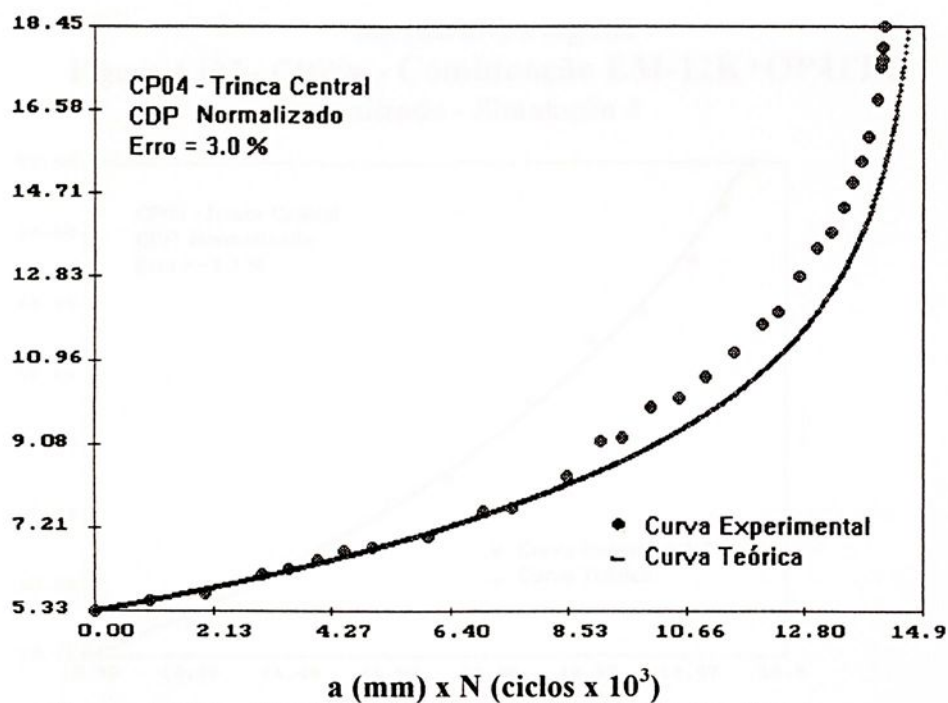


Figura 4.126 - CDP04 - Combinação EM-12K+OP41TT Normalizado

Tabela 4.17 - CDP 04 - Combinação EM-12K+OP41TT - Normalizado.

Simulação	Início	Final	C	n	Erro %
1	0	0	$3,27 \times 10^{-11}$	1,81	3,0
2	14	4	$3,29 \times 10^{-11}$	1,76	-7,7
3	14	6	$7,00 \times 10^{-11}$	1,54	-6,5
4	15	6	$7,62 \times 10^{-11}$	1,52	-1,1

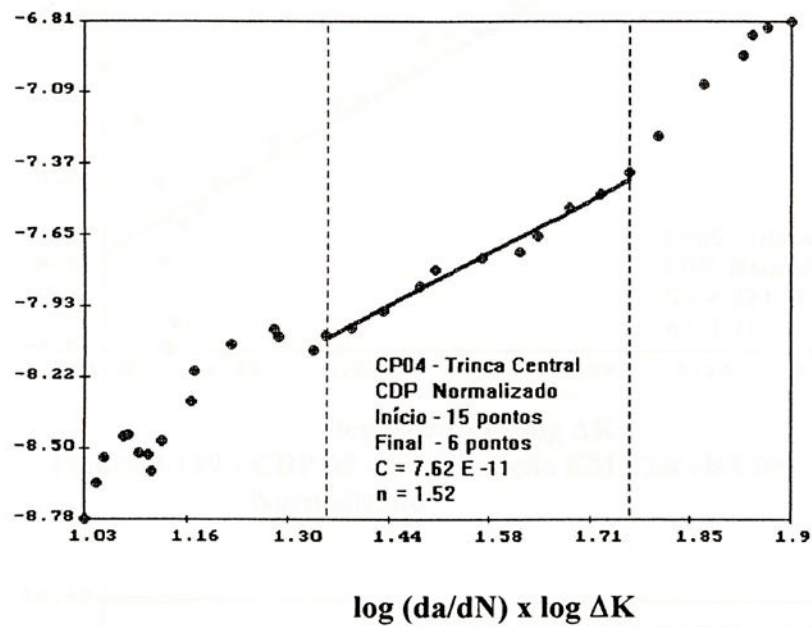


Figura 4.127 - CDP04 - Combinação EM-12K+OP41TT Normalizado - Simulação 4

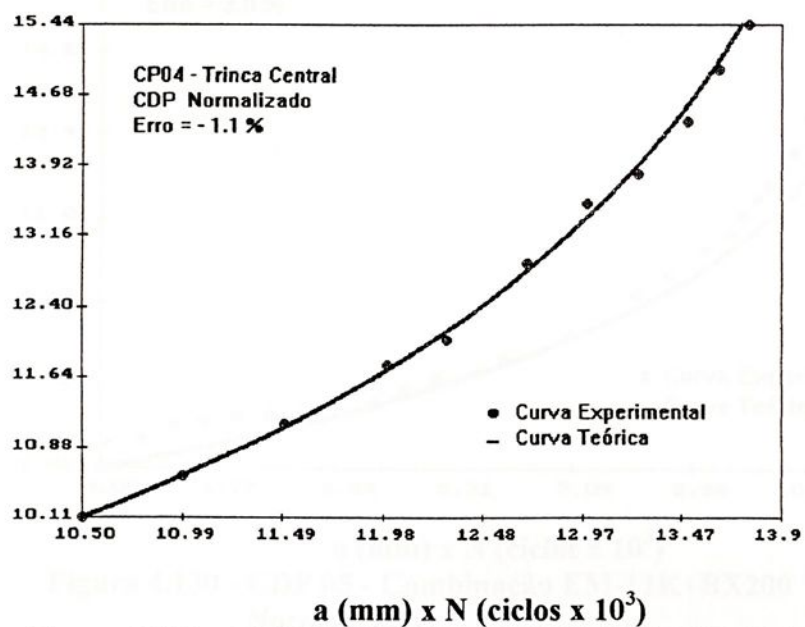


Figura 4.128 - CDP04 - Combinação EM-12K+OP41TT Normalizado - Simulação 4

4.13.5 - CP05 - Combinação EM-12K+BX200

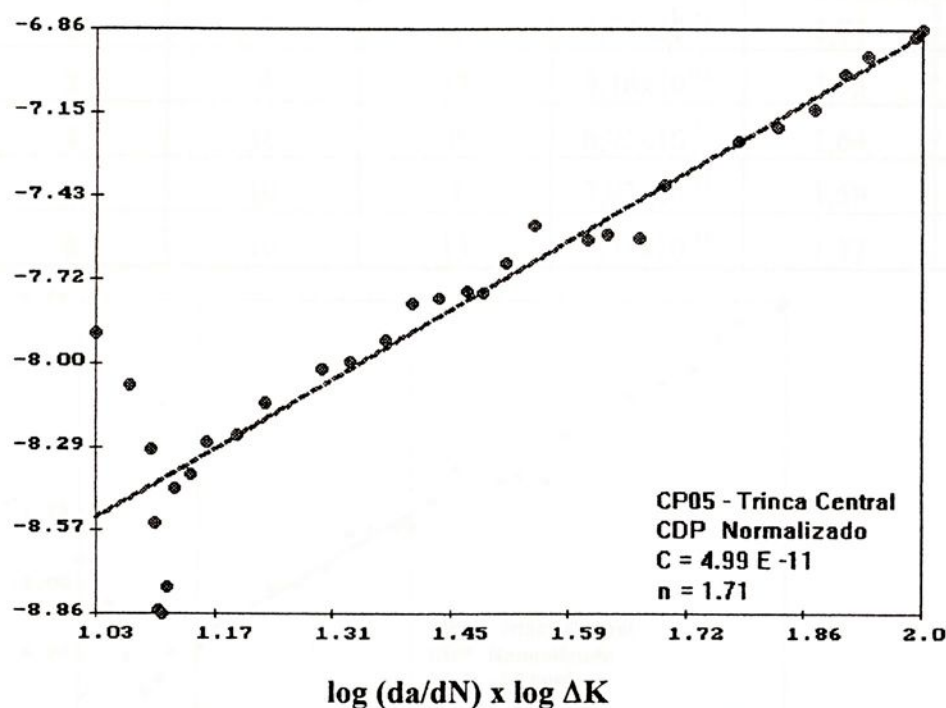


Figura 4.129 - CDP 05 - Combinação EM-12K+BX200
Normalizado

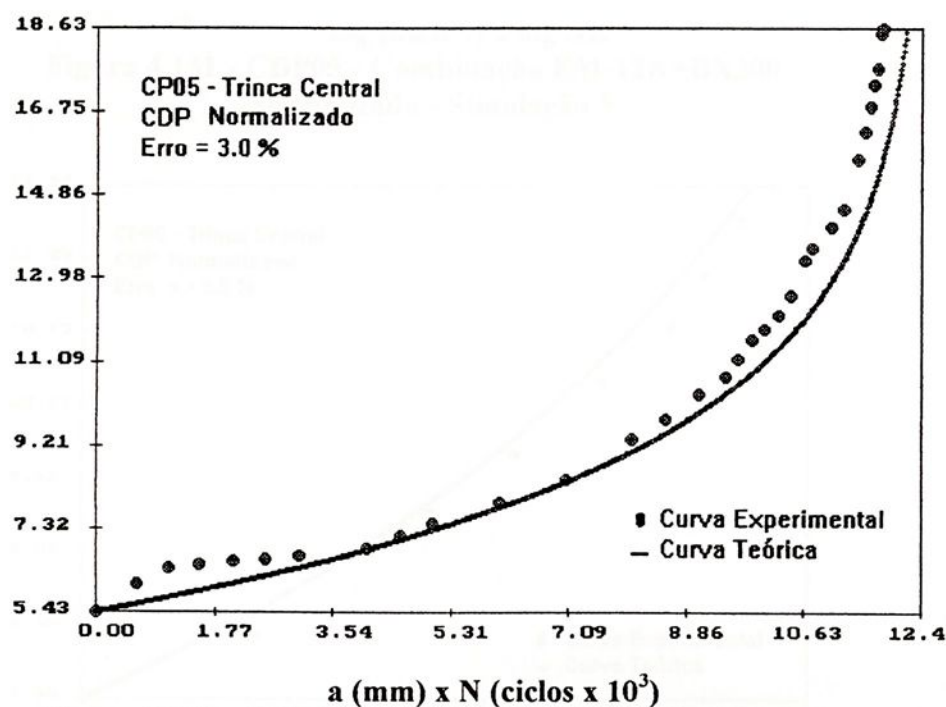


Figura 4.130 - CDP 05 - Combinação EM-12K+BX200
Normalizado

Tabela 4.18 - CDP 05 - Combinação EM-12K+BX200 - Normalizado.

Simulação	Início	Final	C	n	Erro %
1	0	0	$4,99 \times 10^{-11}$	1,71	3,0
2	9	12	$5,18 \times 10^{-11}$	1,73	-5,5
3	10	0	$6,75 \times 10^{-11}$	1,64	-4,8
4	10	3	$7,92 \times 10^{-11}$	1,59	-5,3
5	10	13	$5,33 \times 10^{-11}$	1,72	-3,5

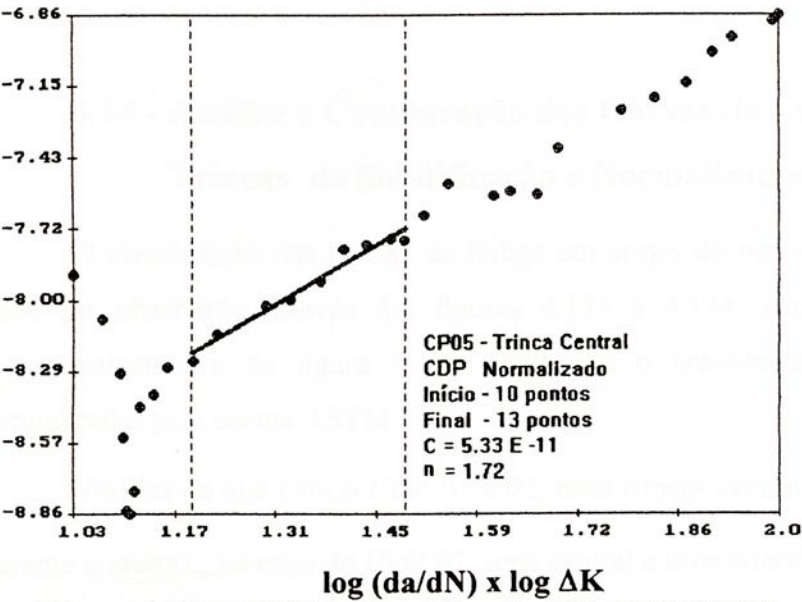


Figura 4.131 - CDP05 - Combinação EM-12K+BX200 Normalizado - Simulação 5

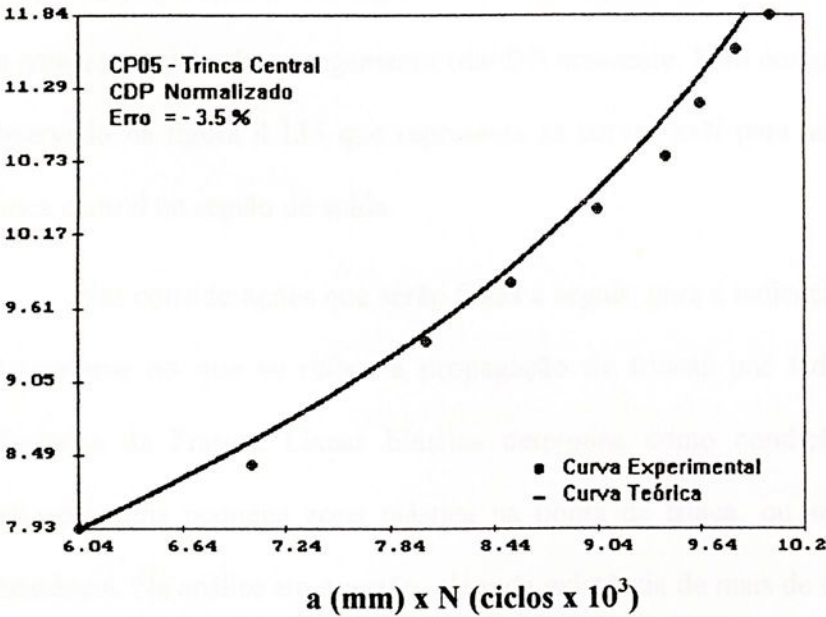


Figura 4.132 - CDP05 - Combinação EM-12K+BX200 Normalizado - Simulação 5

Observa-se que para as análises dos corpos-de-prova normalizados, as curvas experimentais e teóricas estavam muito próximas. Isto se deve ao fato dos corpos-de-prova apresentarem um único tipo de trinca (central) de geometria conhecida, o que indica que apesar do Aço Carbono-Manganês A516-70N ser de média resistência, a sua vida em fadiga pode ser modelada pela equação de Paris utilizando-se a Mecânica da Fratura Linear Elástica. Observa-se, também, que as constantes C e n para as condições estudadas apresentam valores relativamente próximos.

4.14 - Análise e Comparação das Curvas de Corpos-de-Prova com Trincas de Solidificação e Normalizados

O crescimento das trincas de fadiga em corpo de prova com trincas de solidificação pode ser observado através das figuras 4.133 e 4.134, para trincas centrais e laterais, respectivamente, e na figura 4.135 verifica-se o crescimento de trincas para amostras normalizadas pela norma ASTM 647.

Verifica-se que para o CDP 01 e 02, duas trincas centrais e uma lateral se propagaram durante o ensaio ; no caso do CDP 03, uma central e uma lateral ; para o CDP 04 uma lateral; para CDP 05, duas laterais e para o CDP 06, uma central. De maneira geral, as curvas de crescimento de trinca ($a \times N$) seguem o padrão esperado , isto é, com uma taxa de crescimento de trinca por ciclo de carregamento (da/dN) crescente. Este comportamento também pode ser observado na figura 4.135 que representa as curvas $a \times N$ para as condições padrões de uma trinca central na região de solda.

Nas considerações que serão feitas a seguir, para a indicação da melhor combinação de fluxo/arame no que se refere à propagação de trincas por fadiga, deve-se lembrar que a Mecânica da Fratura Linear Elástica determina como condição fundamental para a sua aplicação uma pequena zona plástica na ponta da trinca, ou seja, uso de material de alta resistência. Na análise em questão, além da existência de mais de uma trinca se propagando ao mesmo tempo na amostra, as condições estudadas são características de material de média

resistência. Mesmo assim verifica-se na figura 4.135 um padrão claro de comportamento, ou seja, é possível a indicação da melhor condição de soldagem. Observa-se, também, que os CDPs 04 e 05 apresentam esta melhor condição, enquanto que o CDP 01 propicia maior facilidade para o crescimento da trinca. Numa faixa intermediária entre ambas localizam-se as amostras 02 e 03. Assim, para uma possível condição real de soldagem, em que a preocupação básica fosse uma

propagação de trinca por fadiga, fica claro na análise da figura 4.135, que desconsiderando outros parâmetros, a opção seria pelas condições dos CDPs 04 e 05.

Para os CDPs que apresentavam trincas de fadiga nucleadas em trincas de soldagem que são representados pelas figuras 4.133 e 4.134 mostrando trincas centrais e laterais respectivamente, verifica-se, em uma primeira análise que no caso da figura 4.133 o CDP 06 apresenta a melhor condição e o CDP 01 (duas trincas centrais) a pior. Esta análise está concordando parcialmente com os comentários feitos anteriormente relativos aos CDPs normalizados. Para as trincas laterais na figura 4.134 a melhor condição é claramente identificada como sendo o CDP 05 com duas trincas laterais. Deve-se observar a notável aproximação das trincas 1 e 2 para o referido corpo-de-prova. A pior condição, ainda nesta análise, ocorre para os CDPs 01 e 02. As conclusões são bastante semelhantes às obtidas para as amostras normalizadas.

Com toda esta análise pode-se concluir que os ensaios nas várias condições de fluxo/arame podem prever o comportamento real de trincas de fadiga nucleadas em defeitos de soldagem em componentes operando em condições reais. Este comentário é reforçado pela análise das tabelas 4.19 e 4.20 que indicam as constantes C e n dos materiais sem e com escolha de pontos respectivamente, nas quais se observa relativa proximidade entre as constantes obtidas entre as amostras normalizadas e em trincas reais.



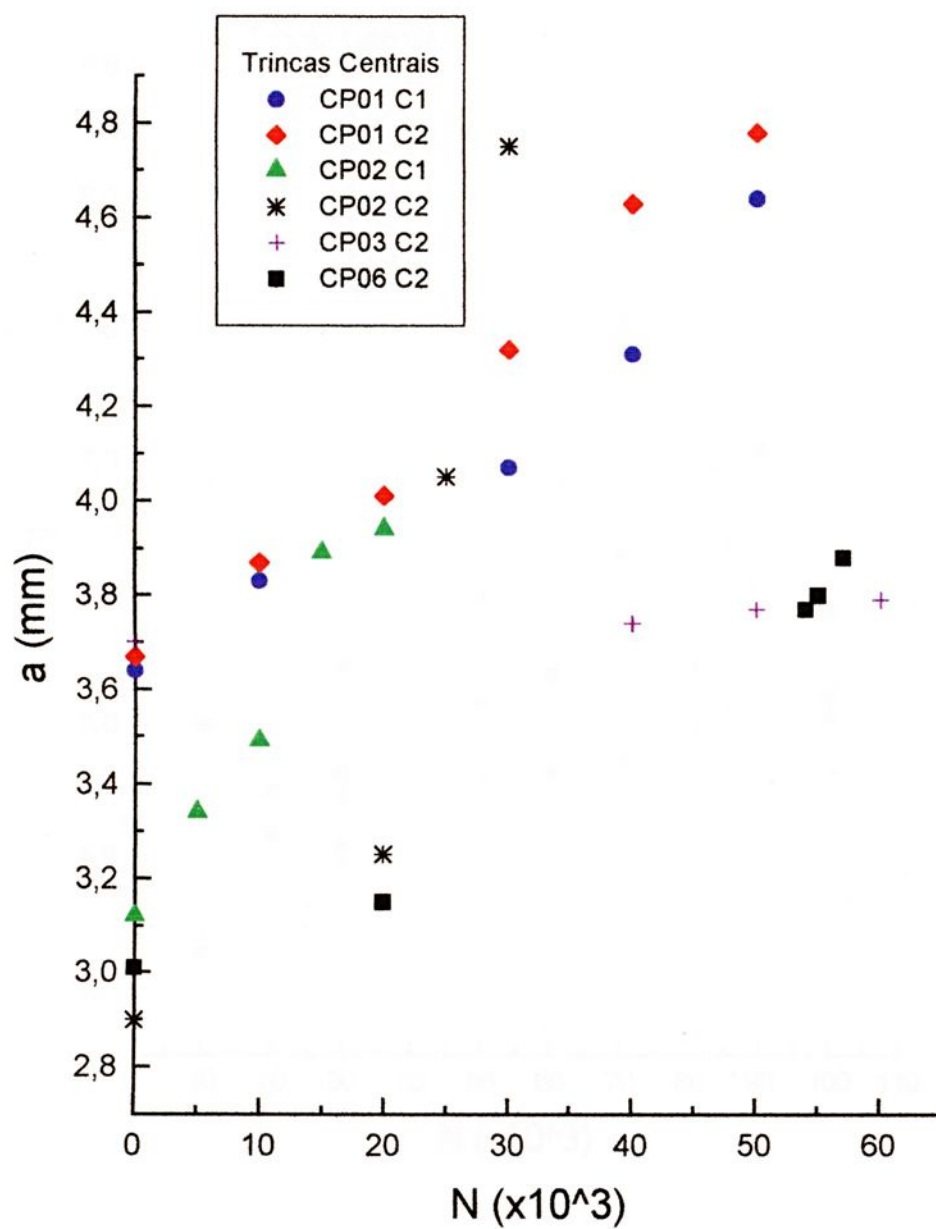


Figura 4.133 - Pontos a x N Para Trincas Centrais

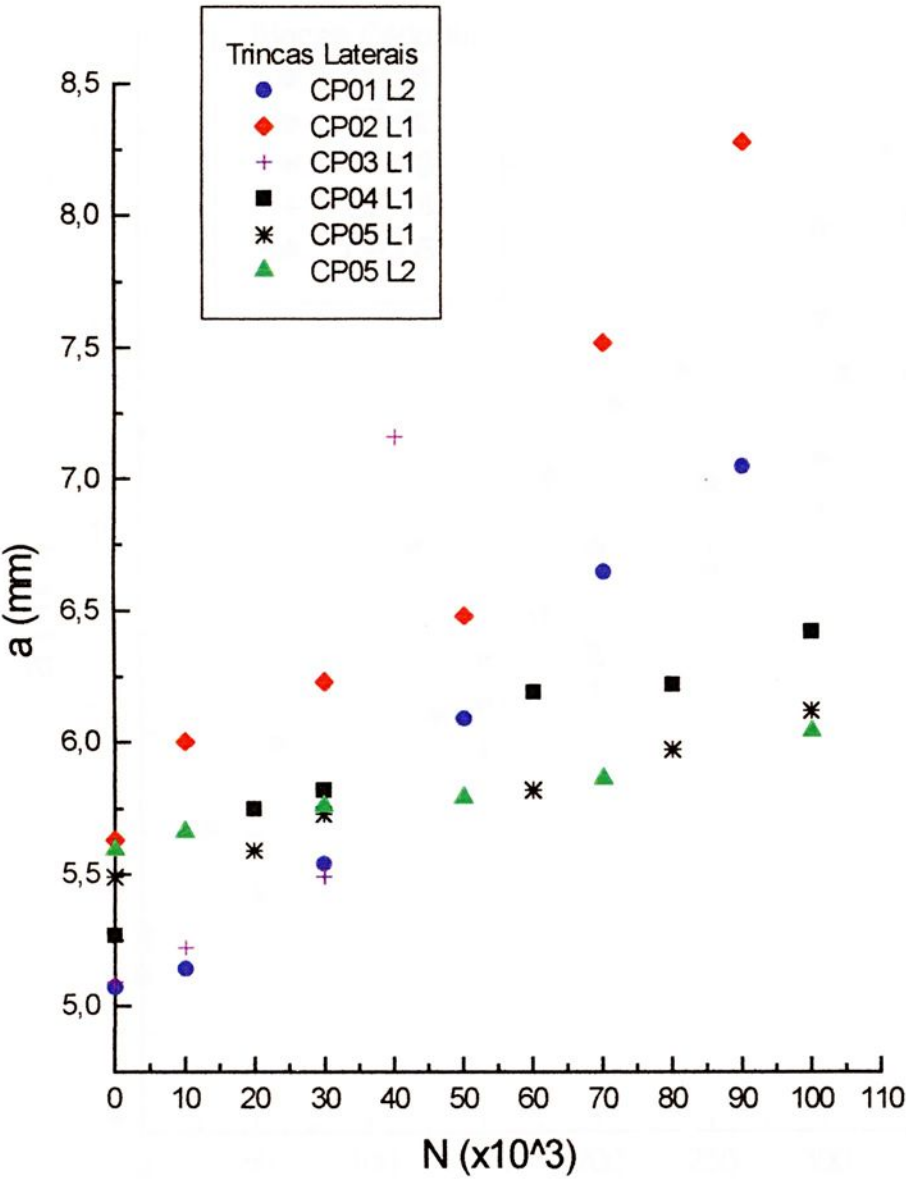


Figura 4.134 - Pontos a x N Para Trincas Laterais

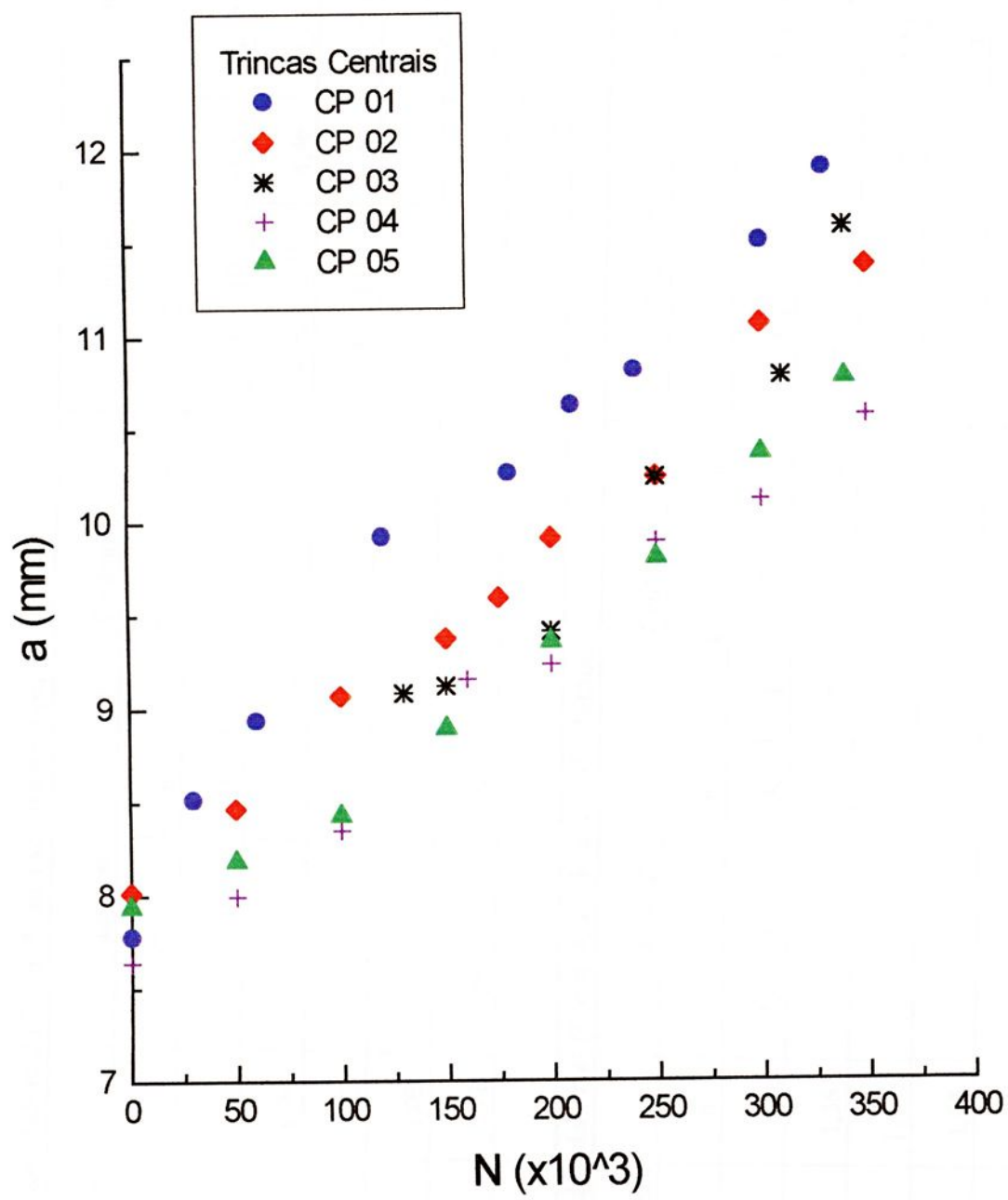


Figura 4.135 - Pontos a x N Para Corpos de Prova Normalizados

Tabela 4.19 - Constantes do Material (C e n) Sem Escolha de Pontos

Trincas	Lateral 1		Lateral 2		Central 1		Central 2		Normalizado	
Comb.	C	n	C	n	C	n	C	n	C	n
CDP 01			$1,47 \times 10^{-10}$	1,11	$7,50 \times 10^{-15}$	5,59	$6,40 \times 10^{-8}$	10,56	$4,70 \times 10^{-10}$	1,03
CDP 02	$3,69 \times 10^{-10}$	0,94			$4,44 \times 10^{-16}$	7,44	$4,00 \times 10^{-13}$	4,46	$5,45 \times 10^{-11}$	1,65
CDP 03	$1,59 \times 10^{-18}$	5,55					$3,36 \times 10^{-11}$	1,43	$1,88 \times 10^{-10}$	1,47
CDP 04	$1,82 \times 10^{-10}$	1,03							$3,27 \times 10^{-11}$	1,81
CDP 05	$9,18 \times 10^{-11}$	1,12	$4,68 \times 10^{-17}$	4,40					$4,99 \times 10^{-11}$	1,71
CDP 06							$5,39 \times 10^{-21}$	14,89		

Tabela 4.20 - Constantes do Material (C e n) Com Escolha de Pontos

Trincas	Lateral 1		Lateral 2		Central 1		Central 2		Normalizado	
Comb.	C	n	C	n	C	n	C	n	C	n
CDP 01			$1,32 \times 10^{-11}$	1,83	$1,39 \times 10^{-13}$	4,54	$3,68 \times 10^{-7}$	16,55	$8,61 \times 10^{-11}$	1,47
CDP 02	$3,68 \times 10^{-11}$	1,36			$5,13 \times 10^{-12}$	3,84	$1,72 \times 10^{-15}$	6,95	$1,18 \times 10^{-13}$	3,26
CDP 03	$7,51 \times 10^{-26}$	10,10					$2,30 \times 10^{-18}$	7,70	$2,73 \times 10^{-11}$	2,00
CDP 04	$1,47 \times 10^{-12}$	1,98							$7,62 \times 10^{-11}$	1,52
CDP 05	$1,03 \times 10^{-13}$	2,61	$2,81 \times 10^{-25}$	8,79					$5,33 \times 10^{-11}$	1,72
CDP 06							$1,84 \times 10^{-9}$	1,40		

Capítulo V

5 - Conclusões

5.1 - A equação de Paris pode ser utilizada com relativo sucesso na modelagem do crescimento das trincas por fadiga nas várias combinações de fluxo/arame estudadas. A análise conveniente dos dados realizadas nas diversas simulações apresentadas no trabalho levaram a obtenção das constantes C e n que permitiram uma representação teórica muito próxima dos pontos experimentais. É importante observar aqui a grande influência exercida pela escolha dos pontos experimentais na escolha das constantes.

5.2 - No caso dos CDPs normalizados a equação de Paris representou de forma bastante coerente o comportamento experimental do crescimento da trinca por fadiga. É nítido que a melhor combinação fluxo/arame para uma propagação mais lenta é obtida com os corpos de prova 04 e 05 e a condição mais crítica para o CDP 01.

5.3 - Para os CDPs que apresentam trincas de fadiga nucleadas em trincas de solidificação, ou seja condições reais de soldagem, pode-se observar que a melhor combinação fluxo/arame para a propagação mais lenta da trinca por fadiga é obtida pelos corpos de prova 06 e 05 e a pior combinação é apresentada pelo corpo de prova 01.

5.4 - Na análise das conclusões 3 e 4 verifica-se que o comportamento do crescimento de trincas de fadiga nucleadas nos defeitos de soldagem podem ser previstos em ensaios de crescimento de trincas por fadiga em amostras normalizadas. A indicação da melhor combinação fluxo/arame e os valores das constantes da equação de Paris podem ser obtidas desta análise.



Capítulo VI

6 - Sugestões Para Trabalhos Futuros

6.1 - Aplicação da equação de Forman que incorpora a tenacidade à fratura na modelagem do crescimento das trincas por fadiga.

6.2 - Estudo do crescimento das trincas por fadiga nas várias combinações de fluxo/arame em carregamento de amplitude variável.

6.3 - Análise da influência do aporte de calor na propagação das trincas.



Referências Bibliográficas

- [1] DIETER, G. E. , Metalurgia Mecânica, 2a. ed., Ed. Guanabara Koogan S.A., p.344-380, Rio de Janeiro, 1991.
- [2] CARVALHO, C. P. , “ Análise de Fadiga em Rodas para Caminhão e Ônibus”, Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, FEG/UNESP, 1991 [1-5].
- [3] TORRES, M.A.S., “Análise e Modelamento do Retardo na Propagação da Trinca por Fadiga para a Liga de Alumínio 2024-T3”, Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, FEG/UNESP, 1992 [58-110].
- [4] BAPTISTA, C.A.R.P., “Estudo da Propagação da Trinca por Fadiga em um Aço de Baixo Carbono Submetido a Tratamentos Térmicos Intercríticos”, Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, FEG/UNESP, 1993, [60-103].
- [5] CAMARGO, J.A.M., “Propagação de Trinca por Fadiga na Liga de Alumínio 7475-T761 Submetido a Carregamento de Amplitude Constante e Variável”, Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, FEG/UNESP, 1995, [69-114].
- [6] PEREIRA, C.P.M., “Fadiga na Liga Al 7475-T761”, Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica, FAENQUIL, Lorena , São Paulo, 1996, [171-196].

- [7] NEVES, N., "Estudo da Nucleação de Trincas de Solidificação e Propagação por Fadiga em Aço Manganês Soldado com Arco Submerso"; Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, FEG/UNESP, 1993, 141p.
- [8] SIMPSON, M., "Solidification Cracking During the Submerged Arc Welding of Carbon Manganese Steels - A review", Welding Research International volume 7, The Welding Institute, 1977 [177-192].
- [9] BAILEY, N. "Welding Carbon Manganese Steels", Metal Construction and British Welding Journal, volume 2, 1970 [442-446].
- [10] BAILEY, N., "The Establishment of Safe Welding Procedures for Steels", A.W.S. Welding Journal, volume 51, 1972 [169-177].
- [11] GARLAND, J.G., BAILEY, N., "The Solidification Crack Susceptibility of a Range of Commercial Steels During Submerged Arc Welding", Research Members Report, 27/1976/M, The Welding Institute, 1976 [4-20].
- [12] GARLAND, J.G., BAILEY, N., "Solidification Cracking During the Submerged - Arc Welding of Carbon - Manganese Steels - A Detailed Assesment of the Effect of Parent Plate Compositions", Research Members Report, 28/1976/M, The Welding Institute, 1976 [1-38].



- [13] BAILEY, N., "Effect of Wire Composition and Flux Type on Solidification Cracking when Submerged - Arc Welding C-Mn Steels", Research Members Report, 26/1976/M, the Welding Institute, 1976 [1-20].
- [14] GARLAND, J.G., "Solidification Cracking During the Submerged - Arc Welding of Carbon - Manganese Steels - The Relative Importance of Parent Plate Strength and Composition", Research Members Report, 25/1976/M, the Welding Institute, 1976 [1-18].
- [15] BS 5135 : 1984 - British Standard Specification for Process of Arc Welding of Carbon and Carbon - Manganese Steels, Appendix F., 1984.
- [16] SCHIVE, J., "Four Lecture on Fatigue Crack Growth, Engineering Fracture Mechanics", vol.11, pp.167-221, 1979.
- [17] MADAYAG, A.F., "Metal Fatigue : Theory and Design", John Wiley and Sons, Inc., 1969.
- [18] WOOD, W.A., "Some Basic Studies of Fatigue in Metals, in Fracture", John Wiley & Sons Inc., New York, 1959.
- [19] MEYERS, M.A. e CHAWLA, K.K., "Princípios de Metalurgia Mecânica", Ed. Edgard Blucher Ltda, 1982, [127-169] e [422-453].



- [20] EWALDS, H.L., WANHILL, R.J.J., "Fracture Mechanics", London, Edward Arnold & Delftse Vitgevers Maatschappij, 1986, 304p.
- [21] TANAKA, K., MASUDA, C., NISHIJIMA, S., "The Generalized Relationship Between the Parameter C e n of Paris - Law for Fatigue Crack Growth", Script Met., V.15, p.259-264, 1981.
- [22] BRANCO, C.M., FERNANDES, A.A. e CASTRO, P.M.S.T., "Fadiga de Estruturas Soldadas", Fundação Calouste Gulbenkian, Lisboa, 1986.
- [23] TIMOSHENKO, S.P. & GOODIER, J.N., "Teoria da Elasticidade", Ed. Guanabara Dois, 3a. ed., p.177-180, Rio de Janeiro, 1980.
- [24] PETERSON, R.E., "Stress Concentration Design Factors", John Wiley & Sons, New York, 1974.
- [25] NEUBER, H., "Theory of Nitch Stressses: Principles for Exact Calculation of Strength with Reference to Strutural Form and Materal", NTIS, U.S. Dept of Commerce, Springer, 1978.
- [26] BROEK, D., "Elementary Engineering Fracture Mechanics", Leyden : Noordhold International Publishing, 1986, 408p.
- [27] PASTOUKHOV, V.A., VOORWALD, H.J.C., "Introdução à Mecânica da Integridade Estrutural", Editora Unesp, 1995.



- [28] CETLIN, R.P., SILVA, P.S.P., "Análise de Fratura", Associação Brasileira de Metais, 1979.
- [29] EWALDS, H.L., WANHILL, R.J.H., "Fracture Mechanics", 3ed., Edward Arnold Ltda, 1984, [48-72].
- [30] BASTIAN, F.L., CAMINHA JR., H.M., MORAES, M.M., "Mecânica da Fratura"- IBQN, 1987.
- [31] WESTERGAARD, H.M., "Bearing Pressures and Cracks", J. Appl. Mech., 61, pp.A49-53, 1939.
- [32] IRWIN, G.R., "Relation of Stress Near a Crack to the Crack Extention Force", In:Proc. 9th Int. Congr. Appl. Mech., v.8, p.245-251, Brussels, 1957.
- [33] GODEFROID, L.B., "Propagação de Trinca por Fadiga sob Carregamento com Amplitude Constante e Variável em Ligas de Alumínio para a Indústria Aeronáutica", Tese de Doutorado, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, 1993.
- [34] PINTO JR., C.C.E., "Análise do Retardo da Propagação de Trincas por Fadiga em uma Chapa de Alumínio Submetida a Carregamento de Amplitude Variável", Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, FEC/UNICAMP, 1989.



- [35] IRWIN, G.R., "Analysis of Stress and Strain Near the End of a Crack Traversing a Plate", v.14, n.3, J, Appl. Phys.,p.361-364, 1957.
- [36] PICKARD, A.C., "Stress Intensity Factory for Cracks with Circular and Elliptic Crack Fronts, Determined by 3D Finite Elements Methods, Numerical Methods in Fracture Mechanics", Pineridge Press, 1980.
- [37] RAJU, I.S., NEWMAN, J.C.Jr., "Stress Intensity Factory for Two Symmetric Corner Cracks", Fracture Mechanics, ASTM STP 677, 1979.
- [38] VOORWALD, H. J. C., "Propagação da Trinca por Fadiga em Chapas Finas de Liga de Alumínio de Alta Resistência sob Carregamento de Amplitude Variável", Tese de Doutorado, UNICAMP, Campinas, 1988.
- [39] FROST, N.E., MARSH, K.J., POOK, L.P., "Metal Fatigue", Ed. Oxford University, London, 1974.
- [40] FUCHS, H.D. & STEPHENS, R.I., "Metal Fatigue in Engineering", Ed. Wiley Interscience, 1980.
- [41] PARIS, P.C. & ERDOGAN, F.A., "A Critical Analysis of Cracks Propagation Laws", J.Bas.Eng.Trans.ASME, p.528-534, 1963.
- [42] FORMAN, R.G. , KEARNEY, V.E., ENGLE, R.M., "Numerical Analysis of Crack Propagation in Cyclic-Loaded Strutures", Journal of Basic Engineering, Transactions of ASME, [459-464], 1967.



- [43] MILLER, M. S. and GALLANDER, J. P., "An Analysis of Several Fatigue Crack Growth Rate (FCGR), Descriptions Fatigue Crack Growth Measurement and Data Analisis", ASTM STP 738, S. J. Hudak, Jr. and R. J. Bucci, Eds, American Society for Testing and Materials, 1981, pp 205-251.
- [44] ASTM E 647-81, Constant Load Amplitude Fatigue Crack Growth Rates above 10^8 m/cycle. Annual book of ASTM Standards, 1981.



