

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS
Departamento de Engenharia de Materiais,
Aeronáutica e Automobilística

ROBERTO REATO PIOVATTO

**DESENVOLVIMENTO DE METODOLOGIA EXPERIMENTAL PARA
APLICAÇÃO DE ESPÉCIMES SE(T) PARA AVALIAÇÃO DE
INTEGRIDADE ESTRUTURAL EM DUTOS**

São Carlos/2007

ROBERTO REATO PIOVATTO

**DESENVOLVIMENTO DE METODOLOGIA EXPERIMENTAL PARA
APLICAÇÃO DE ESPÉCIMES SE(T) PARA AVALIAÇÃO DE
INTEGRIDADE ESTRUTURAL EM DUTOS**

Dissertação apresentada à Escola de Engenharia
de São Carlos da Universidade de São Paulo,
como parte dos requisitos para obtenção do
Título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de Concentração: Mecânica da Fratura
Orientador: Prof. Tit. Waldek W. Bose Filho

São Carlos/2007

Aos meus pais, Carlos e Claudete, pelo apoio e compreensão em mim depositado, ao meu irmão, Rodrigo, e minha tia Cléria por todo apoio e afeto dedicados, ao amor da minha vida, Elis, por seu imenso amor e carinho.

AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar a DEUS, sem o qual nada seria possível de se realizar.

À minha família, meus pais Carlos e Claudete, e irmão, Rodrigo, e tia Cléria, grandes responsáveis por essa conquista, pelo amor, pela educação, por sempre acreditarem em mim e pelo constante incentivo e colaboração.

Em especial ao Prof. Titular Waldek Waldimir Bose Filho, pelo apoio, confiança, amizade e por sua sábia e segura orientação tornando possível o desenvolvimento deste trabalho.

Ao Prof. Titular Dirceu Spinelli e Prof. Doutor Ricardo Tarpani, pela amizade e importante auxílio na realização desta pesquisa.

Ao amor da minha vida Elis, que com muito amor, compreensão, companheirismo, sempre esteve presente auxiliando, confortando e distraíndo para tornar momentos difíceis, amenos e prazerosos.

Ao grande amigo e Prof. Doutor André Luis Moreira de Carvalho pela constante presença, imensa amizade e discussões no trabalho desenvolvido.

Ao prezado colega e Engenheiro Mecânico Angelo Colafemea, pelo tempo disposto a solucionar dúvidas relativas a parte deste trabalho.

Aos amigos e professores dos Departamentos de Engenharia de Materiais, Aeronáutica e Automotilística e Engenharia Mecânica que além de sanar dúvidas, propuseram e estenderam palavras de conforto e ajuda em situações adversas, assim como pelos momentos de descontração e alegria.

Aos queridos amigos “Primitivos” e “Vice-Versa”, os quais são companheiros para todas as horas, e dispensam tempos preciosos de convívio comigo.

Aos Departamentos de Engenharia de Materiais, Aeronáutica e Automotilística e Engenharia Mecânica da Escola de Engenharia de São Carlos – USP, por colocar a minha disposição suas estruturas.

À Petrobras pelo apoio e incentivo dispensado a este projeto de pesquisa.

A todos aqueles que direta ou indiretamente contribuíram para realização deste trabalho.

RESUMO

Piovatto, R. R., Desenvolvimento de Metodologia Experimental para Aplicação de Espécimes SE(T) para Avaliação de Integridade Estrutural em Dutos. São Carlos, 2007. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.

Este trabalho apresenta o desenvolvimento e aplicação de espécimes SE(T) em aço API X60 para avaliação de integridade estrutural em dutos condutores de Gás e Petróleo, o qual consiste na implantação de três técnicas que forneçam as curvas de resistência à propagação dútil de trincas, curvas J-Rs. As metodologias utilizadas foram a da variação da flexibilidade elástica, da queda de potencial elétrico e da normalização linear da carga, nas quais duas análises são verificadas para obtenção da área plástica abaixo da curva de carregamento. A primeira, através da medida do deslocamento da linha de carga e a segunda, pelo deslocamento do extensômetro colocado na boca da trinca. Foram ensaiados corpos de prova SE(T) com trincas rasa ($a/W=0,2$) e profunda ($a/W=0,5$) e os resultados obtidos permitiram observar a iniciação da propagação por rasgamento dútil e discutir os limites das metodologias aplicadas. Os resultados mostraram que é possível obter as curvas J-Rs medindo o deslocamento na boca da trinca, podendo-se converter os deslocamentos de CMOD em deslocamentos do LLD. Foi constatada também que a técnica de normalização linear da carga é a que possibilitou o menor tempo de preparação e execução do ensaio, por utilizar apenas a medição do CMOD e não necessitar da realização dos descarregamentos. A variação da flexibilidade elástica é uma técnica rápida e confiável e não sofre alterações devido às delaminações. Já a técnica de queda do potencial elétrico se mostrou a mais consistente para o caso de $a/W = 0,5$, porém no caso de trincas curtas, a plasticidade desenvolvida na frente da trinca influencia nas medições causando imprecisões. As curvas J-Rs são deslocadas para a esquerda quando o tamanho inicial de trinca é reduzido, isto é, ocorre um aumento na energia de iniciação da propagação, J_{IC} .

Palavras – chave — Espécimes SE(T); Variação da Flexibilidade Elástica; Queda de Potencial Elétrico; Normalização Linear da Carga; Eta Plástico (η_{pl}).

ABSTRACT

Piovatto, R. R., Development of an Experimental Methodology for Application of SE(T) Specimens for Pipeline Structural Integrity Evaluation. São Carlos, 2007. Master's Dissertation— Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.

This work presents the development and application of SE(T) type specimen for structural integrity evaluation of pipeline steels used for gas and oil transportation, and it consists of the implementation of different techniques to provide the crack growth resistance curves, J-R curves. The methodologies used for crack growth measurement were: the elastic compliance, the electrical potential drop and the linear normalization techniques. Two techniques to provide the plastic area, A_{pl} under the load versus displacement curve were used to evaluate J_{pl} , one based on the load line displacement, LLD, and the other based on the crack mouth opening displacement, CMOD. SE(T) specimens with two different initial crack size, denominate as shallow crack ($a_0/W=0.2$) and deep crack ($a_0/W=0.5$). The obtained results allowed the determination of the ductile tearing initiation point and to discuss the limits of the methodologies applied. It was proved be possible to get J-R curves using only one extensometer to measure the CMOD, which provides both crack size and A_{pl} . The linear normalization technique is the one that provided the lower preparation and testing time, since there is no need of multiples unloading for crack growth measurement. The elastic compliance is a very easy, fast and reliable technique, and it is not sensible to the effect of the occurrence of delaminations, as it was the linear normalization technique. The electrical potential drop technique proved to very consistent for $a_0/W = 0.5$, however in the case of shallow cracks the developed plasticity at the crack tip affected the measurements. The J-R curves were displaced to the left as the initial crack size is reduced, this is, there is an increase in the energy for crack tearing initiation, J_{IC} .

Keywords — Specimens SE(T); Elastic Compliance; Electrical Potential Drop; Linear Normalization; Plastic Eta (η_{pl}).

ÍNDICE DE FIGURAS

FIGURA 1: PROCESSO DE FABRICAÇÃO U-O-E DE TUBOS COM COSTURA (PROCESSO DA CONFAB), USIMINAS (1997).....	5
FIGURA 2: SISTEMA DUTOVIÁRIO DO CENTRO-SUDESTE DO BRASIL, TRANSPETRO (2005).....	9
FIGURA 3: SISTEMA DUTOVIÁRIO DO CENTRO-SUDESTE DO BRASIL, TRANSPETRO (2005).....	10
FIGURA 4: SISTEMA DUTOVIÁRIO DO NORTE-NORDESTE DO BRASIL, TRANSPETRO (2005).....	10
FIGURA 5: (A) CONCEITO DE TRANSFERIBILIDADE DA ESTRUTURA PARA CORPOS DE PORVA, (B) EFEITO DO TAMANHO RELATIVO DE TRINCA (A/W) SOBRE AS CURVAS R (HIPPERT (2004)).	16
FIGURA 6: ESQUEMA SEQÜENCIAL DE FALHAS EM DUTOS (HIPPERT (2004)).	17
FIGURA 7: CAMPO DE TENSÕES ELÁSTICAS NA PONTA DA TRINCA (ANDERSON (1994)).	19
FIGURA 8: CONDIÇÕES PARA CRESCIMENTO DE TRINCA DESCRITO PELA INTEGRAL J (ANDERSON (1994)).	21
FIGURA 9: ESQUEMA DE UMA CURVA DE RESISTÊNCIA, INDICANDO OS ESTÁGIOS DE EVOLUÇÃO DO DEFEITO (ANDERSON (1994)).	22
FIGURA 10: INDEPENDÊNCIA DA INTEGRAL J EM RELAÇÃO AO CONTORNO RICE (1968B)	26
FIGURA 11: ELIMINAÇÃO DA PARCELA DE PROPAGAÇÃO DE TRINCA COMPUTADA NO VALOR J (HUTCHINSON & PARIS (1979)).	26
FIGURA 12: ENERGIA ACUMULADA PARA A FRATURA POR UNIDADE DE ESPESSURA, DE ACORDO COM A APLICAÇÃO DE CARGA E DESLOCAMENTO, SENDO ESTAS CONSTANTES (ANDERSON (1994)).....	27
FIGURA 13: A ENERGIA REFERENTE A INTEGRAL J, REPRESENTADA PELA ÁREA ABAIXO DA CURVA DE CARREGAMENTO VERSUS DESLOCAMENTO DO EXTENSÔMETRO (RICE ET ALL (1973)).	29
FIGURA 14: ARREDONDAMENTO DA PONTA DA TRINCA, FORMAÇÃO DE MICRO-VAZIOS E PROPAGAÇÃO DÚCTIL DA TRINCA, COM OS CORRESPONDENTES, DIAGRAMAS DE $P-\Delta$ E $J-\Delta$ (PARIS ET ALL (1979); E MILNE (1979)), ATUALIZADA POR TARPANI (1995).....	31
FIGURA 15: INFLUÊNCIA DA GEOMETRIA À TENACIDADE A FRATURA, NYHUS (2001)	32
FIGURA 16: DETERMINAÇÃO ESQUEMÁTICA DO PARÂMETRO Q PARA UM J APLICADO (O'DOWD & SHIH (1991,1992)).	36
FIGURA 17: VALIDAÇÃO DOS DADOS DA CURVA $J \times R$ PELA NORMA ASTM 1152 (1995)	40
FIGURA 18: DESENHO ESQUEMÁTICO DO SISTEMA DE OBTENÇÃO DE CURVAS $J \times R$ POR QUEDA DE POTENCIAL ELÉTRICO (TARPANI (1995)).	43
FIGURA 19: CURVA TENSÃO DEFORMAÇÃO VISTA DURANTE O ENSAIO DE VARIAÇÃO DA FLEXIBILIDADE ELÁSTICA (ANDERSON (1995)).	44
FIGURA 20: DESENHO ESQUEMÁTICO DO SISTEMA DE OBTENÇÃO DE CURVAS $J \times R$ POR VARIAÇÃO DA FLEXIBILIDADE ELÁSTICA (TARPANI (1995)).	46
FIGURA 21: RELAÇÃO LINEAR ENTRE Δ_{PN} E Δ , SCHWALBE & REESE (1993)	47
FIGURA 22: GEOMETRIA E DIMENSÕES DO CORPO DE PROVA PARA O ENSAIO DE TRAÇÃO.....	50
FIGURA 23: (A) ESQUEMA E DENOMINAÇÃO DE RETIRADA DE CORPOS DE PROVA. (B) CORPOS DE PROVA DO TIPO CHARPY SEGUNDO A NORMA ASTM E23 (1997).....	51
FIGURA 24: PROJETO DA NOVA GEOMETRIA DE ESPÉCIME SE(T) DO AÇO API X-60, COM ESPESSURA DE 12,5 MM, (A) SEM ENTALHE LATERAL E (B) COM ENTALHE LATERAL.....	53
FIGURA 25: SISTEMA DE OPERAÇÃO ANALÓGICO DIGITAL MTS FLEX TEST GT. FONTE E AQUISIÇÃO DE QUEDA DE POTENCIAL ELÉTRICO, E COMPUTADOR DE CONTROLE E AQUISIÇÃO DE DADOS.....	54
FIGURA 26: LVDT PARA MEDIÇÃO DO DESLOCAMENTO DA LINHA DE CARGA	55
FIGURA 27: SISTEMA COMPLETO DE ENSAIO PARA OBTENÇÃO DE CURVAS R.....	55
FIGURA 28: SISTEMA DE MEDIÇÃO PARA CMOD E LLD, AMBOS VIA EXTENSOMETRIA.....	56
FIGURA 29: DISPOSITIVO DE FADIGA POR FLEXÃO EM TRÊS PONTOS UTILIZADO NOS ENSAIOS DE PRÉ-TRINCA DE FADIGA EM ESPÉCIMES SE(T)	57

FIGURA 30: COMPARAÇÃO ENTRE OS FATORES DE INTENSIDADE DE TENSÃO K PARA ESPÉCIMES DE GEOMETRIA SE(T), JOYCE ET ALL (1993).....	59
FIGURA 31: PREDIÇÃO DO FATOR H PLÁSTICO PARA ESPÉCIMES DE GEOMETRIA SE(T) PELO DESLOCAMENTO DA LINHA DE CARGA (JOYCE ET ALL (1993)).	62
FIGURA 32: PREDIÇÃO DO FATOR H PLÁSTICO PARA ESPÉCIMES DE GEOMETRIA SE(T) PELO DESLOCAMENTO DO CMOD (KIM & BUDDEN (2001)).	63
FIGURA 33: MEDIÇÃO DO CMOD E LVDT OU EXTENSÔMETRO NA LINHA DE CARGA, PARA ESPÉCIMES SE(T)	65
FIGURA 34: MEDIÇÃO DO DESLOCAMENTO DA LINHA DE CARGA (V_{PL}^{LLD}), BASEADO NO RAIOS DE ROTAÇÃO DO CORPO DE PROVA SE(T).....	66
FIGURA 35: RELAÇÃO GEOMÉTRICA DE VARIÁVEIS USADA NA CORREÇÃO DE ROTAÇÃO DO CMOD [ASTM E1820].....	68
FIGURA 36: RELAÇÃO GEOMÉTRICA DAS VARIÁVEIS USADA PARA CORRETA ROTAÇÃO DA CARGA [JOYCE, 1995]	70
FIGURA 37: RELAÇÃO LINEAR ENTRE VARIAÇÃO DE CARGA NORMALIZADA E PROPAGAÇÃO DE TRINCA.....	72
FIGURA 38: CURVA CARACTERÍSTICA DE UM ENSAIO CARGA VERSUS DESLOCAMENTO	73
FIGURA 39: REPRESENTAÇÃO ESQUEMÁTICA DE DETERMINAÇÃO DE Δa PELO MÉTODO DE NORMALIZAÇÃO LINEAR, TAL QUE P1 A P7 SÃO CURVAS DE CARGA CONSTANTE E “A” REPRESENTA O PONTO FINAL DO ENSAIO.....	74
FIGURA 40: SISTEMA EXPERIMENTAL PARA MEDIÇÃO DE QUEDA DE POTENCIAL ELÉTRICO	76
FIGURA 41: REGRESSÃO POLINOMIAL DE SEGUNDA ORDEM PARA OBTENÇÃO DE PROPAGAÇÃO DE TRINCA PELO MÉTODO DE QUEDA DE POTENCIAL ELÉTRICO	76
FIGURA 42: EXTENSÔMETRO E LVDT ACOPLADO NO ESPÉCIME SE(T) COM ENTALHE LATERAL. O PRIMEIRO NA EXTREMIDADE DA LARGURA E O SEGUNDO NA LINHA DE CARREGAMENTO, DURANTE O ENSAIO DE INTEGRAL J PARA O AÇO API 5L X60	78
FIGURA 43: DOIS EXTENSÔMETROS ACOPLADOS NO ESPÉCIME SE(T) COM ENTALHE LATERAL. O PRIMEIRO NA EXTREMIDADE DA LARGURA E O SEGUNDO NA LINHA DE CARREGAMENTO, DURANTE O ENSAIO DE INTEGRAL J PARA O AÇO API 5L X60	79
FIGURA 44: CARGA X DESLOCAMENTO DO CMOD E LVDT NA LINHA DE CARGA DO ESPÉCIME SE(T) API 5L X60 PARA A APLICAÇÃO DA TÉCNICA DE NORMALIZAÇÃO LINEAR DA CARGA	80
FIGURA 45: IMAGEM DE SUPERFÍCIE DE FRATURA DO ESPÉCIME SE(T) AÇO API 5L X60, CAPTURADA NO ESTEREOSCÓPIO	81
FIGURA 46: INCLINAÇÃO DA RETA DE UM DESCARREGAMENTO DO ENSAIO DE VFL PARA A OBTENÇÃO DA FLEXIBILIDADE	81
FIGURA 47: CÁLCULO DO INCREMENTO DE TRINCA ANTES DA CARGA MÁXIMA PARA ESPÉCIMES SE(T), POR MÉTODO DE NORMALIZAÇÃO LINEAR, PARA ($a/W=0,2$).....	83
FIGURA 48: CÁLCULO DO INCREMENTO DE TRINCA APÓS A CARGA MÁXIMA PARA ESPÉCIMES SE(T), POR MÉTODO DE NORMALIZAÇÃO LINEAR PARA ($a/W=0,2$).....	83
FIGURA 49: MICROESTRUTURA DO AÇO API X60 NAS DIREÇÕES PREFERENCIAIS (A) PLANO S, (B) PLANO L E (C) PLANO T.....	87
FIGURA 50: CURVA TENSÃO DEFORMAÇÃO DO AÇO API-5L X60	88
FIGURA 51: (A) FRATURA DÚCTIL DO AÇO API X60 EM ENSAIO CHRAPY A 25°C E (B) FRATURA FRÁGIL DO AÇO API X60 EM ENSAIO CHRAPY A -100°C.....	89
FIGURA 52: GRÁFICO DE TRANSIÇÃO FRÁGIL DÚCTIL PARA O AÇO API X60, ENSAIO CHARPY INSTRUMENTADO	90
FIGURA 53: CURVA DE CARGA VERSUS DESLOCAMENTO CMOD DO AÇO API 5LX60, TRINCA RASA ($a/W=0,21$), CTR01-SE-V	91
FIGURA 54: SUPERFÍCIE DE FRATURA DE ESPÉCIME SE(T) COM TRINCA RASA E SEM ENTALHE LATERAL, COM CAVIDADE (DELAMINAÇÃO) CENTRAL, APÓS ENSAIO DE INTEGRAL J, POR FLEXIBILIDADE ELÁSTICA, CTR01-SE-V	92
FIGURA 55: CURVA DE CARGA VERSUS DESLOCAMENTO CMOD DO AÇO API 5LX60, TRINCA PROFUNDA ($a/W=0,51$), CTP01-SE-V	92
FIGURA 56: SUPERFÍCIE DE FRATURA DE ESPÉCIME SE(T) COM TRINCA PROFUNDA E SEM ENTALHE LATERAL, APÓS ENSAIO DE INTEGRAL J, POR TÉCNICA DE FLEXIBILIDADE ELÁSTICA, CTP01-SE-V	93
FIGURA 57: CURVA DE CARGA VERSUS LLD VIA LVDT E DE CMOD PARA O AÇO API 5LX60, TRINCA RASA ($a/W=0,21$), CTR02-EL-VQ.....	93
FIGURA 58: SUPERFÍCIE DE FRATURA DE ESPÉCIME SE(T) COM TRINCA RASA, COM ENTALHE LATERAL, APÓS ENSAIO DE INTEGRAL J, POR TÉCNICA DE FLEXIBILIDADE ELÁSTICA, CTR02-EL-VQ	94
FIGURA 59: CURVA DE CARGA VERSUS LLD VIA LVDT E DE CMOD PARA O AÇO API 5LX60, TRINCA PROFUNDA ($a/W=0,51$), CTP02-EL-VQ	95

FIGURA 60: SUPERFÍCIE DE FRATURA DE ESPÉCIME SE(T) COM TRINCA PROFUNDA, COM ENTALHE LATERAL, APÓS ENSAIO DE INTEGRAL J, POR TÉCNICA DE FLEXIBILIDADE ELÁSTICA, CTP02-EL-VQ	95
FIGURA 61: CURVA DE CARGA VERSUS LLD VIA LVDT E DE CMOD PARA O AÇO API 5LX60, TRINCA RASA (A/W=0,21), CTR03-EL-VQ.....	96
FIGURA 62: SUPERFÍCIE DE FRATURA DE ESPÉCIME SE(T) COM TRINCA RASA, COM ENTALHE LATERAL, APÓS ENSAIO DE INTEGRAL J, POR TÉCNICA DE FLEXIBILIDADE ELÁSTICA, CTR03-EL-VQ	96
FIGURA 63: CURVA DE CARGA VERSUS LLD VIA LVDT E DE CMOD PARA O AÇO API 5LX60, TRINCA PROFUNDA (A/W=0,51), CTP03-EL-VQ	97
FIGURA 64: SUPERFÍCIE DE FRATURA DE ESPÉCIME SE(T) COM TRINCA PROFUNDA, COM ENTALHE LATERAL, APÓS ENSAIO DE INTEGRAL J, POR TÉCNICA DE FLEXIBILIDADE ELÁSTICA, CTP03-EL-VQ	97
FIGURA 65: CURVA DE CARGA VERSUS DESLOCAMENTO CMOD DO AÇO API 5LX60, TRINCA RASA (A/W=0,21), CTR04-SE-N.....	98
FIGURA 66: SUPERFÍCIE DE FRATURA DE ESPÉCIME SE(T) COM TRINCA RASA, SEM ENTALHE LATERAL, APÓS ENSAIO DE INTEGRAL J, POR NORMALIZAÇÃO LINEAR, CTR04-SE-N	98
FIGURA 67: CURVA DE CARGA VERSUS DESLOCAMENTO CMOD DO AÇO API 5LX60, TRINCA PROFUNDA (A/W=0,51), CTP04-SE-N	99
FIGURA 68: SUPERFÍCIE DE FRATURA DE ESPÉCIME SE(T) COM TRINCA PROFUNDA, SEM ENTALHE LATERAL, APÓS ENSAIO DE INTEGRAL J, POR TÉCNICA DE NORMALIZAÇÃO LINEAR, CTP04-SE-N	99
FIGURA 69: CURVA DE CARGA VERSUS LLD VIA LVDT E DE CMOD PARA O AÇO API 5LX60, TRINCA RASA (A/W=0,21), CTR05-EL-NQ.....	100
FIGURA 70: SUPERFÍCIE DE FRATURA DE ESPÉCIME SE(T) COM TRINCA RASA, COM ENTALHE LATERAL, APÓS ENSAIO DE INTEGRAL J, POR TÉCNICA DE DE NORMALIZAÇÃO LINEAR, CTR05-EL-NQ	100
FIGURA 71: CURVA DE CARGA VERSUS LLD VIA LVDT E DE CMOD PARA O AÇO API 5LX60, TRINCA PROFUNDA (A/W=0,51), CTP05-EL-NQ	101
FIGURA 72: SUPERFÍCIE DE FRATURA DE ESPÉCIME SE(T) COM TRINCA PROFUNDA, COM ENTALHE LATERAL, APÓS ENSAIO DE INTEGRAL J, POR TÉCNICA DE DE NORMALIZAÇÃO LINEAR, CTP05-EL-NQ	101
FIGURA 73: CURVA DE CARGA VERSUS LLD VIA LVDT E DE CMOD PARA O AÇO API 5LX60, TRINCA RASA (A/W=0,21), CTR06-EL-NQ.....	102
FIGURA 74: SUPERFÍCIE DE FRATURA DE ESPÉCIME SE(T) COM TRINCA RASA, COM ENTALHE LATERAL, APÓS ENSAIO DE INTEGRAL J, POR TÉCNICA DE DE NORMALIZAÇÃO LINEAR, CTR06-EL-NQ	103
FIGURA 75: CURVA DE CARGA VERSUS LLD VIA LVDT E DE CMOD PARA O AÇO API 5LX60, TRINCA PROFUNDA (A/W=0,51), CTP06-EL-NQ	103
FIGURA 76: SUPERFÍCIE DE FRATURA DE ESPÉCIME SE(T) COM TRINCA PROFUNDA, COM ENTALHE LATERAL, APÓS ENSAIO DE INTEGRAL J, POR TÉCNICA DE DE NORMALIZAÇÃO LINEAR, CTP06-EL-NQ.....	104
FIGURA 77: CURVA DE CARGA VERSUS LLD VIA EXTENSÔMETRO E DE CMOD PARA O AÇO API 5LX60, TRINCA PROFUNDA (A/W=0,51), CTP07-EL-V	104
FIGURA 78: INFLUÊNCIA DO ENTALHE LATERAL NO DESENVOLVIMENTO DO FLUXO DE DEFORMAÇÃO POR TENSÃO PLANA NA SUPERFÍCIE DO ESPÉCIME SE(T), DURANTE O ENSAIO DE INTEGRAL J, A) ESPÉCIME SEM ENTALHE LATERAL E B) ESPÉCIME COM ENTALHE LATERAL	105
FIGURA 79: SUPERFÍCIE DE FRATURA DE ESPÉCIME SE(T) COM TRINCA PROFUNDA, SEM ENTALHE LATERAL, CTP01-SE-V	106
FIGURA 80: SUPERFÍCIE DE FRATURA DE ESPÉCIME SE(T) COM TRINCA RASA, COM ENTALHE LATERAL, CTR06-EL-NV	106
FIGURA 81: VISTA PERPENDICULAR À SUPERFÍCIE DE FRATURA DE ESPÉCIME SE(T) COM TRINCA PROFUNDA, SEM ENTALHE LATERAL, CTP01-SE-V	107
FIGURA 82: VISTA PERPENDICULAR À SUPERFÍCIE DE FRATURA DE ESPÉCIME SE(T) COM TRINCA RASA, COM ENTALHE LATERAL, CTR06-EL-NV	107
FIGURA 83: (A) E (B) ASPECTO GERAL DA SUPERFÍCIE DELAMINADA, APRESENTANDO FRATURA FRÁGIL NAS BORDAS, 30 X E 100 X RESPECTIVAMENTE, CTR01-SE-V.....	109
FIGURA 84: SUPERFÍCIE DA PAREDE INTERNA DA CAVIDADE, ASPECTO DE FRATURA FRÁGIL POR CLIVAGEM, 2000 X, CTR01-SE-V.....	110
FIGURA 85: (A) SUPERFÍCIE GERAL DA FRATURA DE ESPÉCIMES SE(T) APRESENTANDO PROPAGAÇÃO DÚCTIL DE TRINCA, COM EXTENSIVA FORMAÇÃO DE ALVÉOLOS (SIMPLES), 200 X. (B) DETALHE DA SUPERFÍCIE FRATURADA MOSTRANDO A MORFOLOGIA DE ALVÉOLOS BEM DEFINIDA, COM EXTENSIVA DEFORMAÇÃO PLÁSTICA. ALVÉOLOS PROFUNDOS, DE GEOMETRIA SEMI-ESFÉRICA (TÍPICA DE CARREGAMENTO EM TRAÇÃO), 500 X, CTR01-SE-V.....	111
FIGURA 86: (A) E (B) ASPECTO GERAL DA SUPERFÍCIE DELAMINADA, APRESENTANDO FRATURA FRÁGIL NAS BORDAS, 100 X E 120 X RESPECTIVAMENTE, CTP01-SE-V.....	112
FIGURA 87: SUPERFÍCIE DA PAREDE INTERNA DA CAVIDADE, ASPECTO DE FRATURA FRÁGIL POR CLIVAGEM, 1000 X, CTP01-SE-V.....	113

FIGURA 88: (A) SUPERFÍCIE GERAL DA FRATURA DE ESPÉCIMES SE(T) APRESENTANDO PROPAGAÇÃO DÚCTIL DE TRINCA, COM EXTENSIVA FORMAÇÃO DE ALVÉOLOS (SIMPLES), 270 X. (B) DETALHE DA SUPERFÍCIE FRATURADA MOSTRANDO A MORFOLOGIA DE ALVÉOLOS BEM DEFINIDA, COM EXTENSIVA DEFORMAÇÃO PLÁSTICA. ALVÉOLOS PROFUNDOS, DE GEOMETRIA SEMI-ESFÉRICA (TÍPICA DE CARREGAMENTO EM TRAÇÃO), 500 X, CTP01-SE-V.	114
FIGURA 89: COMPARAÇÃO ENTRE AS CURVAS CARGA VERSUS DESLOCAMENTO DO CMOD E LLD VIA EXTENSÔMETRO E LVDT E LVDT DO SISTEMA MTS	116
FIGURA 90: SEQUÊNCIA DE ENSAIO DE TENACIDADE A FRATURA ELASTO-PLÁSTICA PARA ESPÉCIMES SE(T) APLICANDO EXTENSÔMETRO PARA MEDIÇÃO DO LLD. (A) E (B) CONDIÇÃO INICIAL DE ENSAIO, (C) E (D) POSIÇÃO DURANTE A EXECUÇÃO DO ENSAIO, (E) E (F) CONDIÇÃO NO FINAL DO ENSAIO.....	116
FIGURA 91: INCREMENTOS DE TRINCA VIA MÚLTIPLOS CORPOS DE PROVA PARA DIFERENTES NÍVEIS DE CARREGAMENTO, UTILIZANDO ESPÉCIMES SE(T) (A/W=0,2) DO AÇO API 5LX60	118
FIGURA 92: INCREMENTOS DE TRINCA VIA MÚLTIPLOS CORPOS DE PROVA PARA DIFERENTES NÍVEIS DE CARREGAMENTO, UTILIZANDO ESPÉCIMES SE(T) (A/W=0,5) DO AÇO API 5LX60	118
FIGURA 93: PROPAGAÇÃO DE TRINCA EM ESPÉCIMES SE(T) PARA O AÇO API 5LX60 VIA QUEDA DE POTENCIAL ELÉTRICO, EM COMPARAÇÃO A CURVA IDEAL POR MÚLTIPLOS CORPOS DE PROVA, RAZÃO DE A/W 0,2.	120
FIGURA 94: PROPAGAÇÃO DE TRINCA EM ESPÉCIMES SE(T) PARA O AÇO API 5LX60 VIA QUEDA DE POTENCIAL ELÉTRICO, EM COMPARAÇÃO A CURVA IDEAL POR MÚLTIPLOS CORPOS DE PROVA, RAZÃO DE A/W 0,5.	120
FIGURA 95: PROPAGAÇÃO DE TRINCA EM ESPÉCIMES SE(T) PARA O AÇO API 5LX60 VIA VARIAÇÃO DA FLEXIBILIDADE ELÁSTICA, EM COMPARAÇÃO A CURVA IDEAL POR MÚLTIPLOS CORPOS DE PROVA, RAZÃO DE A/W 0,2.	121
FIGURA 96: PROPAGAÇÃO DE TRINCA EM ESPÉCIMES SE(T) PARA O AÇO API 5LX60 VIA VARIAÇÃO DA FLEXIBILIDADE ELÁSTICA, EM COMPARAÇÃO A CURVA IDEAL POR MÚLTIPLOS CORPOS DE PROVA, RAZÃO DE A/W 0,5.	122
FIGURA 97: INFLUÊNCIA DO HPL NA PROPAGAÇÃO DA TRINCA CONFORME O CARREGAMENTO DO ENSAIO PARA RAZÃO DE A/W DE 0,2 EM ESPÉCIMES SE(T).....	123
FIGURA 98: INFLUÊNCIA DO HPL NA PROPAGAÇÃO DA TRINCA CONFORME O CARREGAMENTO DO ENSAIO PARA RAZÃO DE A/W DE 0,5 EM ESPÉCIMES SE(T).....	124
FIGURA 99: PROPAGAÇÃO DE TRINCA EM ESPÉCIMES SE(T) PARA O AÇO API 5LX60 VIA NORMALIZAÇÃO LINEAR DA CARGA, EM COMPARAÇÃO A CURVA IDEAL POR MÚLTIPLOS CORPOS DE PROVA, RAZÃO DE A/W 0,2.	125
FIGURA 100: PROPAGAÇÃO DE TRINCA EM ESPÉCIMES SE(T) PARA O AÇO API 5LX60 VIA NORMALIZAÇÃO LINEAR DA CARGA, EM COMPARAÇÃO A CURVA IDEAL POR MÚLTIPLOS CORPOS DE PROVA, RAZÃO DE A/W 0,5.	126
FIGURA 101: ANÁLISE DA ÁREA PLÁSTICA PARA ESPÉCIMES SE(T) EM ENSAIO DE CURVAS J-R, CONFORME O TIPO DE DESLOCAMENTO ADOTADO, CMOD, LLD MEDIDO (LVDT E EXTENSÔMETRO) E LLD CALCULADO, COM A/W 0,2.	128
FIGURA 102: : ANÁLISE DA ÁREA PLÁSTICA PARA ESPÉCIMES SE(T) EM ENSAIO DE CURVAS J-R, CONFORME O TIPO DE DESLOCAMENTO ADOTADO, CMOD, LLD MEDIDO (LVDT E EXTENSÔMETRO) E LLD CALCULADO, COM A/W 0,5.	129
FIGURA 103: CURVAS R DETERMINADAS PARA O AÇO API X-70 EM CORPOS-DE-PROVA C(T) COM RELAÇÃO A/W =0,65 E ORIENTAÇÃO TL, (HIPPERT (2000)).	131
FIGURA 104: CURVAS J-R DO AÇO API 5LX60 EM ESPÉCIMES SE(T), PARA RAZÃO DE A/W = 0,2 E COM ÁREA PLÁSTICA CALCULADA POR LLD E CMOD, VIA QUEDA DE POTENCIAL ELÉTRICO.	132
FIGURA 105: CURVAS J-R DO AÇO API 5LX60 EM ESPÉCIMES SE(T), PARA RAZÃO DE A/W = 0,5 E COM ÁREA PLÁSTICA CALCULADA POR LLD E CMOD, VIA QUEDA DE POTENCIAL ELÉTRICO.	132
FIGURA 106: CURVAS J-R DO AÇO API 5LX60 EM ESPÉCIMES SE(T), PARA RAZÃO DE A/W = 0,2 COM ÁREA PLÁSTICA CALCULADA POR LLD E CMOD, VIA VARIAÇÃO DA FLEXIBILIDADE ELÁSTICA.....	134
FIGURA 107: CURVAS J-R DO AÇO API 5LX60 EM ESPÉCIMES SE(T), PARA RAZÃO DE A/W = 0,5 COM ÁREA PLÁSTICA CALCULADA POR LLD E CMOD, VIA VARIAÇÃO DA FLEXIBILIDADE ELÁSTICA.....	134
FIGURA 108: CURVAS J-R DO AÇO API 5LX60 EM ESPÉCIMES SE(T), PARA RAZÃO DE A/W = 0,2 COM ÁREA PLÁSTICA CALCULADA POR LLD E CMOD, VIA NORMALIZAÇÃO LINEAR DA CARGA.	135
FIGURA 109: CURVAS J-R DO AÇO API 5LX60 EM ESPÉCIMES SE(T), PARA RAZÃO DE A/W = 0,5 COM ÁREA PLÁSTICA CALCULADA POR LLD E CMOD, VIA NORMALIZAÇÃO LINEAR DA CARGA.	136
FIGURA 110: COMPARAÇÃO ENTRE AS CURVAS J-Rs DO AÇO API 5LX60 COM a_0/W DE 0,2, OBTIDAS ATRAVÉS DOS MÉTODOS DE VFE, QPE E NLC, COM O CÁLCULO DA ÁREA PLÁSTICA POR LLD.....	138
FIGURA 111: COMPARAÇÃO ENTRE AS CURVAS J-Rs DO AÇO API 5LX60 COM a_0/W DE 0,5, OBTIDAS ATRAVÉS DOS MÉTODOS DE VFE, QPE E NLC, COM O CÁLCULO DA ÁREA PLÁSTICA POR LLD.....	138

FIGURA 112: CURVAS J-RS MÉDIAS DO AÇO API 5LX60 COM a_0/W DE 0,2 E 0,5, OBTIDAS ATRAVÉS DO MÉTODO DE QPE E VFE, PARA LLD E CMOD.	139
FIGURA 113: COMPARAÇÃO ENTRE AS CURVAS J-RS DO AÇO API 5LX60 COM a_0/W DE 0,2 E 0,5, OBTIDAS ATRAVÉS DO MÉTODO DE QPE, VFE E NLC PARA LLD E CMOD, COM AS CURVAS OBTIDAS POR ZHU & LEIS (2005) POR MÚLTIPLOS CORPOS-DE-PROVA PARA O AÇO API 5LX80.	140

ÍNDICE DE TABELAS

TABELA 1 - QUANTIDADE E EXTENSÃO DE DUTOS EM OPERAÇÃO, POR FUNÇÃO, SEGUNDO PRODUTOS MOVIMENTADOS, DADOS OBTIDOS PELA ANP EM 31/12/2004.	9
TABELA 2- CLASSIFICAÇÃO PARA OS AÇOS API-5L, PETROBRÁS (2005), COM % EM PESO.	11
TABELA 3- CARACTERÍSTICAS DOS AÇOS API 5L COM NÍVEL DE ESPECIFICAÇÃO PSL1, API (2001).....	12
TABELA 4- CARACTERÍSTICAS DOS AÇOS API 5L COM NÍVEL DE ESPECIFICAÇÃO PSL2, API (2001).....	13
TABELA 5- COMPOSIÇÃO QUÍMICA EM PORCENTAGEM DE PESO DE ELEMENTOS DE LIGA OBTIDO PARA O AÇO API 5L X60, SEGUNDO A API.....	49
TABELA 6- CLASSIFICAÇÃO DOS CORPOS DE PROVA ENSAIADOS.....	86
TABELA 7- COMPOSIÇÃO QUÍMICA EM PORCENTAGEM DE PESO DOS PRINCIPAIS ELEMENTOS DE LIGA OBTIDA POR ANÁLISE QUÍMICA DO AÇO API 5L X60.	88
TABELA 8- PROPRIEDADES MECÂNICAS DE ENSAIO DE TRAÇÃO DO AÇO API-5L X60.....	88
TABELA 9: COMPARAÇÃO ENTRE OS MÉTODOS DE QPE, VFE E NLC PARA CRESCIMENTO DE TRINCA	127

LISTA DE SIGLAS

°C – Temperatura em graus Celsius;

ABAQUS – Software de Simulação Numérica;

Al – Alumínio;

ANP – Agência Nacional de Petróleo;

API - American Petroleum Institute;

ASTM - American Society for Testing and Materials

B – Boro;

C – Carbono;

C(T) – Compact Specimen;

CDPs – Corpos-de-prova;

CMOD – Crack Mouth Opening Displacement;

CNP - Conselho Nacional do Petróleo;

Cr – Cromo;

Curvas R - Curvas de resistência de materiais dúcteis;

Delph 3.0 – Software para a utilização do método de Normalização Linear da Carga;

EL – Entalhe lateral;

EPD - Estado plano de deformação;

EPT - Estado plano de tensões;

EUA – Estados Unidos da América;

EXCEL – Software da Microsoft para cálculos das curvas J-R;

FASDF –

HRR - Campo de tensões e deformações na ponta da trinca de Hutchinson, Rice e Rosengreen;

ISO – International Standardization for Organization;

LE – Limite de escoamento;

LLD – Load line Displacement;

LR – Limite de resistência;

LSY - Escoamento em larga escala ou *large scale yielding*;

LVDT – Linear Variable Differential Tranformer;

MEVs – Microscopias Eletrônica de Varredura;

MFEL – Mecânica da Fratura Linear Elástica;

MFEP - Mecânica da Fratura Elasto-Plástica;

Mn – Manganês;

Mo – Molibdênio

MPT – Multi Propose Test ware;

MTS – MTS Systems Corporation;

N - Normalização linear da carga;

NAMEF – Núcleo de Análise de Materiais em Elementos Finitos;

Nb – Nióbio;

NEMAF – Núcleo de Ensaio de Materiais e Análise de Falhas;

Ni – Níquel;

NLC - Normalização Linear da Carga;

P – Fósforo;

Pb – Chumbo;

Q - Estado triaxial de tensões atuante na vizinhança do defeito;

Q - Queda de potencial elétrico;

QPE - Queda de Potencial Elétrico;

S – Enxofre;

SE – Sem entalhe lateral;

SE(B) – Bend Specimen;

SE(T) – Single Ed Notch Especimen;

Si – Silício;

SSY - Escoamento em pequena escala, *small scale yielding*;

Ti - Titânio;

Ti – Titânio;

UOE – Processo de conformação de chapas para fabricação de dutos soldados;

V – Vanádio;

V - Variação da flexibilidade elástica;

VFE - Variação da Flexibilidade Elástica;

W – Tungstênio;

LISTA DE SÍMBOLOS

Cc^{CMOD} - Compliance corrigido para abertura da boca da trinca;

Cc_i^{LLD} - Compliance corrigido para o deslocamento da linha de carga;

\bar{u}_i - Componentes do vetor deslocamento;

\bar{T}_i - Componentes do vetor tração definidas de acordo com a normal ao longo do caminho de integração;

$V_{pl(i)}^{CMOD}$ - Deslocamento plástico obtido através da abertura da boca da trinca (extensômetro);

$V_{pl(i)}^{LLD}$ - Deslocamento plástico obtido através do deslocamento da linha de carregamento (LVDT);

\bar{n} - Expoente de encruamento;

γ_i^{CMOD} - fator de plasticidade, que é função do fator de plasticidade η , conforme a abertura da boca da trinca;

η_i^{CMOD} - Fator de plasticidade, conforme a abertura da boca da trinca;

η_{plast} - Fator de plasticidade;

$\bar{\sigma}_{ij}(\theta, n)$ - Função adimensional;

M' - Momento fletor por unidade de espessura do corpo de prova;

$\bar{\alpha}$ - Coeficiente de encruamento;

Δa_{max} - Propagação de trinca máximo;

θ - Ângulo de rotação;

π - Pi;

ΔP_N - Gradiente de carga normalizada;

- A - Área total sob o diagrama P- δ , constituída das parcelas elástica e plástica;
- a – Comprimento da trinca;
- a_f - Tamanho final de trinca;
- a_i - Tamanho inicial de trinca;
- $A_{pl(i)}$ - Área abaixo da linha de carga por deslocamento plástico da curva para o incremento i;
- B – Espessura do Espécime;
- b – Ligamento remanescente;
- b_0 - Ligamento original do corpo de prova;
- B_e - Espessura efetiva do espécime;
- b_i - Ligamento remanescente incremental;
- B_N - Espessura líquida;
- C - Flexibilidade elástica;
- C - Relação linear entre a carga versus deslocamento normalizados;
- Cc_i - Flexibilidade elástica corrigida fornecendo o comprimento de trinca atualizado a_i ;
- CTOD - Parâmetro de abertura da ponta da trinca, Tenacidade a Fratura Elasto-Plástica;
- D - Distância da faca ou clipe da linha de centro do corpo de prova;
- $d_{mi/2}$ - Metade do incremento do extensômetro (CMOD);
- $d\Gamma$ - Elemento de arco ao longo do caminho de integração;
- E - Espessura da faca;
- E - Módulo de elasticidade do material;
- $G(a/w)$ - Função comprimento de trinca;
- H – Distância entre o ponto de aplicação da carga e o plano da trinca;
- h_1, h_3 - Funções de a/w de acordo com a geometria do corpo-de-prova e o livro texto de Kumar et. al.(1981).
- I_n - Constante de integração;
- J – Tenacidade a Fratura Elasto-Plástica;
- J_{IC} - Tenacidade à fratura elasto- plástica de iniciação do material;
- k - Fator de intensidade de tensão;
- K_I - tenacidade do material;
- K_{IC} – Tenacidade à fratura do material em estado plano de deformação;
- n - Expoente de endurecimento por tensão do material;
- n - Parâmetro de ajuste;
- P - Carga aplicada;

- P_0 - Carga limite do corpo-de-prova;
 P_c - Carga corrigida;
 P_f - Carga máxima de fadiga;
 P_m - Carga medida;
 $P_{m\acute{a}x}$ - Carga Máxima;
 P_N - Carga normalizada;
 r - Raio da ponta da trinca;
 r e θ - coordenadas polares;
 R_G - Raio de rotação do corpo de prova;
 R_L - Distância entre a linha de aplicação de carga corrigida do espécime e o raio de rotação;
 R_m - Distância entre a linha de aplicação de carga do espécime e o raio de rotação;
 S - Comprimento total do espécime SE(B);
 S_E - Limite de escoamento;
 S_R - Limite de resistência;
 S_y - Média entre o limite de escoamento e o limite de resistência;
 T - Tensão;
 U - Energia potencial elástica acumulada não linear;
 u - Flexibilidade elástica do corpo-de-prova;
 V_0 - Tensão de Referência;
 V_i - Tensão instantânea;
 V_{pl_i} - Parte plástica do deslocamento na linha de carga;
 W - Largura do Espécime;
 x,y - Coordenadas retangulares;
 Y_0 - Referência inicial do deslocamento da linha de carga ($V_{pl}^{LLD}=0$);
 α - Parâmetro de ajuste;
 β - Coeficiente;
 γ - fator de plasticidade, que é função do fator de plasticidade η ;
 δ - Deslocamento aplicado;
 Δa - Incrementos de trinca;
 δ_{ij} - Delta de Kronecker;
 ΔP - Delta de carga dos descarregamentos para cálculos dos compliances;
 ΔV^{CMOD} - Delta de deslocamento por CMOD dos descarregamentos para cálculos dos compliances;

ΔV^{LLD} - Delta de deslocamento por LLD dos descarregamentos para cálculos dos compliances;

ΔY - Metade do incremento do deslocamento da linha de carga (V_{pl}^{LLD});

ε - Deformação plástica;

ε_0 - Deformação elástica de referência;

ε_{ref} - Deformação real de referência;

η - Fator de plasticidade;

η_i - Fator de plasticidade de acordo com o comprimento de trinca a ;

θ_C - Parcela de contribuição da trinca ao ângulo total de flexão θ ;

θ_t - Ângulo total de flexão;

ρ - Densidade de energia de deformação elástica;

σ - tensão remota aplicada;

σ_0 - Tensão de referência;

σ_0 - Tensão de ruptura do material;

σ_{ij} e $d\varepsilon_{ij}$ - Tensores tensão e deformação infinitesimal, respectivamente;

σ_{ref} - Tensão real de referência;

σ_Y - tensão limite de escoamento;

σ_y - Valor médio entre o limite de escoamento e o limite de resistência do material;

ν - Coeficiente de Poisson;

SUMÁRIO

RESUMO	V
ABSTRACT	VI
INDÍCE DE FIGURAS	VI
ÍNDICE DE TABELAS	XII
LISTA DE SIGLAS.....	XIII
LISTA DE SÍMBOLOS	XV
SUMÁRIO	XIX
1. INTRODUÇÃO	1
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	3
2.1- TUBULAÇÕES DA REDE DUTO VIÁRIA: MATERIAIS E DISTRIBUIÇÃO.	3
2.1.1- <i>Estrutura de Abastecimento de Petróleo e Derivados e o Transporte por Oleodutos</i> 6	
2.1.2- <i>Composição da Malha de Dutos do Brasil</i> 8	
2.1.3- <i>Materiais Para Confecção dos Dutos</i> 11	
2.1.4- <i>Integridade Estrutural dos Dutos de Condução de Gás e Petróleo</i> 14	
2.1.4.1- Defeitos típicos encontrados em Dutos	14
2.1.4.2- Análise da Mecânica da Fratura para defeitos tipo trinca.....	15
2.2- CONCEITOS BÁSICOS DA MECÂNICA DA FRATURA.....	17
2.2.1- <i>Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL)</i> 18	
2.2.2- <i>Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP)</i> 20	
2.2.2.1- Curvas de resistência J- Δa (Curvas R)	22
2.3- INTEGRAL J	23
2.3.1- <i>Definição Analítica da Integral J</i> 23	
2.3.2- <i>Integral J: Representação Física</i> 27	
2.3.3- <i>Operacionalização da Integral J</i> 28	
2.4- RESISTÊNCIA À PROPAGAÇÃO DÚCTIL DE TRINCAS (CURVAS J-R)	29
2.5- INFLUÊNCIA GEOMÉTRICA NA TENACIDADE À FRATURA	31
2.6- MECÂNICA DA FRATURA BI-PARAMÉTRICA	33
2.7- DETERMINAÇÃO DA CURVA J-R PARA ESPÉCIMES C(T) DE ACORDO COM A NORMA ASTM E1820, DE 2005.....	37
2.7.1- <i>Validação dos dados de propagação de trincas</i> 39	
2.8- DIFERENTES MÉTODOS PARA LEVANTAMENTO DE CURVAS J-R	40
2.8.1- <i>Considerações gerais</i> 40	
2.8.2- <i>Múltiplos Corpos-de-Prova</i> 41	
2.8.3- <i>Queda do Potencial Elétrico (QPE)</i> 41	
2.8.4- <i>Variação da Flexibilidade Elástica (VFE)</i> 43	
2.8.5- <i>Normalização Linear da Carga (NLC)</i> 46	

3. MATERIAIS E MÉTODOS.....	48
3.1- MATERIAL E ENSAIO DE PROPRIEDADES MECÂNICAS	49
3.1.1- <i>Análise da Caracterização Microestrutural do aço API-X60</i> 49	
3.2- PROPRIEDADES MECÂNICAS DO AÇO API-X60	49
3.2.1- <i>Ensaio de Tração</i> 49	
3.2.2- <i>Ensaio Charpy</i> 50	
3.3- ENSAIOS DE TENACIDADE	51
3.3.1- <i>Geometria e Dimensões do Corpo de Prova SE(T)</i> 52	
3.3.2- <i>Equipamentos de Ensaio</i> 53	
3.3.3- <i>Pré-Trinca por Fadiga</i> 56	
3.3.4- <i>Análise da integral J Para os Corpos de Provas SE(T)</i> 57	
3.3.4.1- <i>Técnicas de teste</i>	57
3.3.4.2- <i>Análise da Integral J segundo a norma ASTM E1820</i>	58
3.3.4.3- <i>Coefficientes da Integral J para o Corpo-de-Prova SE(T)</i>	58
3.3.4.4- <i>Comprimento de trinca por flexibilidade elástica</i>	63
3.3.4.5- <i>Determinação de Apl por deslocamento da linha de Carga LLD e pela abertura do Extensômetro CMOD</i>	64
3.3.4.6- <i>Determinação de Apl por deslocamento da linha de Carga pelo Raio de rotação do corpo de prova</i> ...	65
3.3.4.7- <i>Fatores de Correção para a Flexibilidade Elástica</i>	68
3.3.5- <i>Método para a Obtenção das Curvas J-R Segundo a Normalização Linear da Carga</i> 71	
3.3.5.1- <i>Metodologia</i>	71
3.3.6 - <i>Método para a Obtenção das Curvas J-R Segundo a Queda de Potencial Elétrico</i> 75	
3.3.7- <i>Ensaio para a Obtenção de Curvas J-R considerando a Variação da Flexibilidade Elástica e Queda de Potencial elétrico.</i> 77	
3.3.8- <i>Ensaio da Normalização linear da Carga e Queda de Potencial elétrico</i> 79	
3.3.9- <i>Medidas de Comprimento de trinca</i> 80	
3.3.10- <i>Processamento de Dados</i> 81	
4. RESULTADO E DISCUSSÃO.....	85
4.1- CONSIDERAÇÕES GERAIS	85
4.2- CLASSIFICAÇÃO DOS CORPOS DE PROVA.....	86
4.3- CARACTERIZAÇÃO DA MICROESTRUTURA E PROPRIEDADES MECÂNICAS DO AÇO API 5LX60 E ANÁLISE QUÍMICA.....	87
4.3.1- <i>Caracterização Microestrutural e Análise Química.</i> 87	
4.3.2- <i>Ensaio de Tração</i> 88	
4.3.3- <i>Ensaio Charpy</i> 89	
4.4- CURVAS DE CARGA VERSUS DESLOCAMENTO NA LINHA DA CARGA (LLD) E ABERTURA DO EXTENSÔMETRO (CMOD).	90
4.5- INFLUÊNCIA DO ENTALHE LATERAL EM ESPÉCIMES SE(T).	104
4.6- ANÁLISE DE MICROSCOPIA ELETRÔNICA DE VARREDURA (MEV) DAS SUPERFÍCIES DE FRATURA DO AÇO API 5LX60, APÓS ENSAIO DE TENACIDADE A FRATURA.	107
4.7- CURVAS CARGA VERSUS CMOD E LLD VIA EXTENSÔMETRO E LVDT.....	114
4.8- PREDIÇÃO DE PROPAGAÇÃO DE TRINCA EM ESPÉCIMES SE(T)	117
4.8.1- <i>Curvas de Referência de Propagação de Trinca em Espécimes SE(T).</i> 117	
4.8.2- <i>Predição de Trinca por Queda de Potencial Elétrico para espécimes SE(T).</i> 119	
4.8.3- <i>Predição de Trinca por Variação da Flexibilidade Elástica para espécimes SE(T).</i> 120	
4.8.4- <i>Predição de Trinca por Normalização Linear da Carga para espécimes SE(T).</i> 122	
4.8.4.1- <i>Influência do fator η_{pl} na predição de propagação de trinca em espécimes SE(T) por normalização linear da carga</i>	123
4.8.4.2- <i>Comparação dos incrementos de trinca obtidos por NLC e as curvas referentes a múltiplos corpos de prova</i>	124
4.8.5- <i>Resultados dos Comprimentos de Trinca pelas Técnicas aplicadas.</i> 126	
4.9- ANÁLISE DAS ÁREAS PLÁSTICAS OBTIDAS ATRAVÉS DO DESLOCAMENTO DA LINHA DE CARGA E ABERTURA DO EXTENSÔMETRO.	128

4.10- CURVAS J-R PARA O AÇO API 5LX60 UTILIZANDO ESPÉCIMES SE(T)	130
5. CONCLUSÕES	141
SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	143
7. REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA	144

1. INTRODUÇÃO

A alta demanda na construção de redes tubulares para transporte de combustíveis fósseis, proporcionou o desenvolvimento científico aplicado, de diversas áreas da engenharia com a perspectiva de melhorar as propriedades dos dutos e/ou desenvolver técnicas de manutenção e prevenção de defeitos, devido ao alto risco inerente a estes fluidos transportados. A imensa malha duto viária do Brasil, ainda em expansão, reflete a necessidade do desenvolvimento de avaliações analíticas e experimentais, para que se atinja o melhor custo benefício no transporte de petróleo e seus derivados, bem como para evitar acidentes de grandes proporções que podem levar a graves danos materiais e ambientais.

O trabalho aqui desenvolvido apresenta uma parcela deste esforço, o qual analisa as propriedades a tenacidade à fratura de dutos, utilizando a Mecânica da Fratura Elasto-Plástica, devido à alta ductilidade dos materiais aplicados na sua fabricação, que acarreta na formação de altas deformações plástica à frente de um defeito, como por exemplo, o caso de uma trinca disposta longitudinalmente na tubulação. Também, pode ser obtido o valor de J_{IC} (tenacidade à fratura, referente ao início da propagação da trinca), de suma importância para o dimensionamento do duto e predição de pressões internas seguras de operação.

A representação em laboratório das reais condições de carregamento de um defeito tipo trinca localizado em dutos em operação, implica na utilização de espécimes com uma geometria não padronizada pelas normas. Estudos têm mostrado que uma maior similaridade na reprodução dos campos de tensão e deformação à frente da trinca em tubos pode ser obtida por corpos de prova do tipo SE(T), com carregamentos em tração pura. Entretanto, é necessário o desenvolvimento teórico e experimental de uma metodologia para utilização deste tipo de corpo de prova para obtenção experimental das curvas de resistências $J-\Delta a$.

Três técnicas para acompanhamento da propagação do defeito foram utilizadas,

queda do potencial elétrico, variação da flexibilidade elástica e normalização linear da carga. A primeira consiste no aumento da resistividade elétrica proporcionada pelo crescimento da trinca; a segunda, pela variação da rigidez do espécime com a propagação, e no último caso, a transferabilidade dos níveis de carga para comprimentos de trinca, de acordo com a geometria utilizada. Todas estas técnicas possibilitam a reprodução da curva J-R apenas com o ensaio de um único corpo de prova, minimizando o tempo dispendido na análise da tenacidade à fratura.

Propõem-se ainda dois métodos para o cálculo da área plástica; o primeiro mais conservativo e previsto em norma, através da linha de carregamento (LLD) e o segundo, sugerido, recentemente, por alguns pesquisadores, utiliza a abertura da boca da trinca (CMOD), que acarretam na utilização de coeficientes η_{pl} e γ específicos para cada metodologia aplicada, no momento de se calcular a parte plástica da integral J.

A partir destes resultados, poder-se-á discutir qual(is) dentre as metodologias estudadas apresentam maior confiabilidade e simplificação experimental, permitindo a utilização de espécimes SE(T) que representa uma condição de restrição plástica na frente da trinca, o mais próximo das condições de restrição de trincas em dutos pressurizados. Estes dados serão também utilizados para validação de modelos numéricos para previsão da propagação dúctil de trincas em dutos.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A revisão bibliográfica apresentada na dissertação busca apresentar um embasamento das metodologias e técnicas utilizadas para a obtenção dos parâmetros de tenacidade à fratura necessários para o atendimento dos objetivos deste trabalho.

Destaca-se, primeiramente, a importância do assunto tratado, apresentando uma breve revisão sobre o sistema de dutos de condução de gás e petróleo, tanto do ponto de vista histórico como técnico, para que possa ser entendida a necessidade de se fazer as mudanças metodológicas para o atendimento da forma geométrica um tanto particular dos dutos, bem como o tipo de material empregado para a sua fabricação.

Com foco nesta proposta são introduzidos os conceitos de Mecânica da Fratura Elástica Linear e Elasto-Plástica, voltada à obtenção de curvas de resistência à propagação estável de trinca, as denominadas curvas J-R, com resultados não tão conservativos como o caso de se adotar as geometrias de espécimes padronizados segundo normas, tal como a norma ASTM E1820.

Assim, como poderá ser visto nos capítulos subseqüentes, diferentes metodologias existentes serão aplicadas para obtenção de curvas de resistências J-R, que serão utilizadas para comprovar a veracidade destes resultados. Portanto, faz-se uma breve disposição dos procedimentos já amplamente utilizados na literatura, que correspondem aos ensaios realizados.

2.1- Tubulações da rede Duto Viária: Materiais e Distribuição.

A partir do século XVIII, com a disponibilidade comercial de tubos de ferro fundido, o uso de tubulações começou a difundir-se pela Europa para o transporte de água nas grandes cidades. Na Inglaterra, no século dezenove, o emprego do gás de carvão para a iluminação residencial e pública demandou tubos para seu transporte, realizado na época

por tubulações construídas com canos de fuzis, rosqueados entre si. A popularização deste sistema de iluminação gerou uma grande demanda por tubos, e estimulou os pesquisadores a buscarem maneiras de produzi-los de forma mais rápida e barata. Neste período, o nascimento de várias técnicas de fabricação culminou com o desenvolvimento do processo de produção de tubos a partir de chapas planas, conformadas em U e a seguir soldada longitudinalmente por sobreposição das bordas da chapa ao longo de seu comprimento. Entretanto, a construção de maiores extensões só se tornou viável a partir da década de 1920, com a introdução da solda a arco elétrico em substituição às juntas rosqueadas entre tubos, e o emprego de dutos de aço fundido. Mas a tecnologia teve realmente o impulso definitivo durante a segunda guerra mundial, devido à necessidade de desenvolver nos EUA uma tecnologia de construção de grandes extensões de tubulações para o transporte de combustíveis e petróleo, para aplicações militares. Motivando uma enorme demanda de energia durante aquele período, *History of Pipelines* (2003) e *United States Steel* (1957).

Dutos são originados a partir da montagem sucessiva de vários seguimentos iguais, com a finalidade efetiva de transporte de fluidos (gás ou líquido); tendo como constituinte básico o tubo, que é fabricado em diversos materiais e tamanhos e comumente unidos um ao outro pelo uso de soldagem circunferencial.

Para a confecção de tubos, atualmente, existem uma grande variedade de processos, os quais se baseiam nas características do produto final. Estes processos podem se dividir em duas grandes categorias, tubos sem costura, o que não envolvem etapas de soldagem, ou seja, são produzidos em materiais dúcteis e em diâmetros externos reduzidos, como por exemplo, na fabricação de *risers* rígidos de aço, utilizados em aplicações *offshore*, e na produção de tubos de aço ferrítico empregados para encamisamento (*casing*), Hippert (2004).

O processo mais freqüente envolve chapas, que são primeiramente calandradas em forma de U. Para, posteriormente, serem conformadas para fechamento das abas laterais formando um cilindro com chanfro longitudinal, podendo assim ser submetido ao processo de soldagem ao longo do seu comprimento, aplica-se, então, certa pressão interna para ajuste de dimensões do duto, ocasionando uma pequena expansão. Este processo é comumente conhecido por U.O.E. Silva (2001), o processo é apresentado na Figura abaixo:

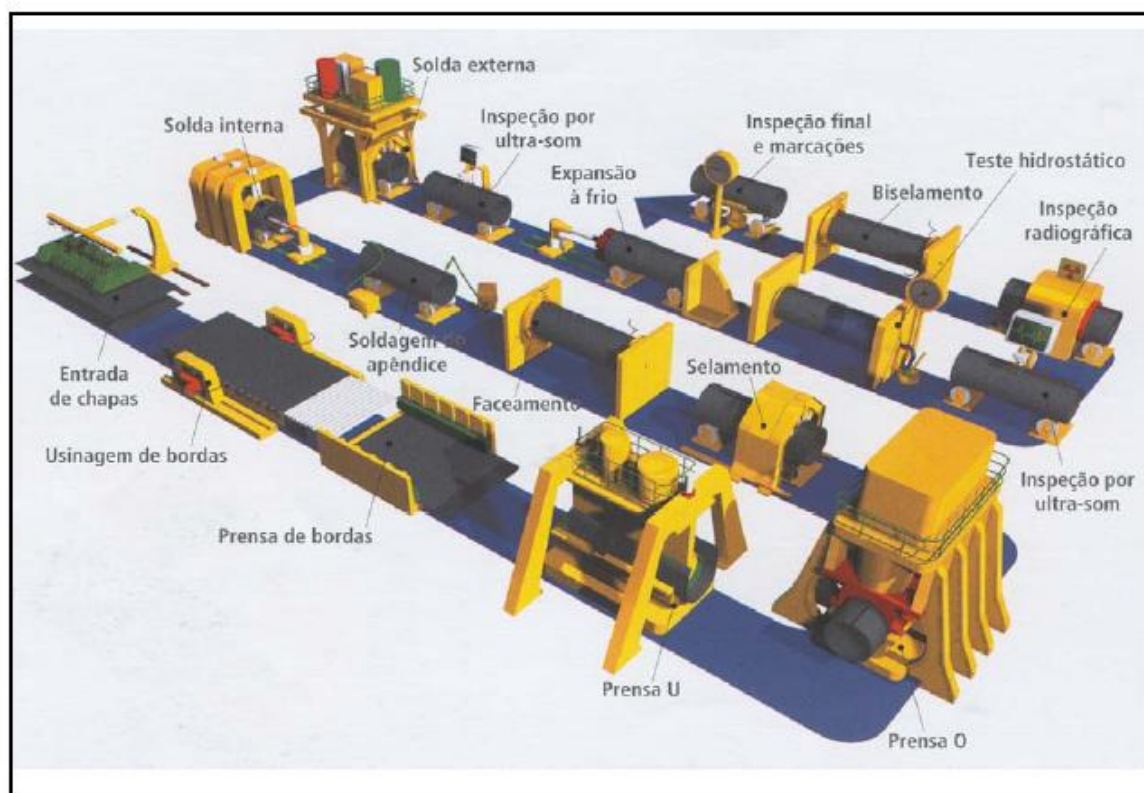


Figura 1: Processo de fabricação U-O-E de tubos com costura (processo da CONFAB), Usiminas (1997)

Os dutos são classificados em oleodutos (transporte de líquidos) ou gasodutos (transporte de gases) e em terrestres (construídos em terra) ou submarinos (construídos no fundo do mar). Os oleodutos que transportam derivados e álcool são também chamados de polidutos. Outras modalidades de transporte, como o rodoviário e o ferroviário, são ocasionalmente empregadas para a transferência de petróleo e derivados, devido a maior facilidade de transporte e/ou custo benefício.

Os dutos são o meio mais seguro e econômico para transportar grandes volumes de petróleo, derivados e gás natural a grandes distâncias. Além disso, o sistema permite a retirada de circulação de centenas de caminhões, economizando combustível e reduzindo o tráfego de veículos pesados nas estradas.

A Petrobrás possui extensa rede de dutos que interligam campos petrolíferos, terminais marítimos e terrestres, bases de distribuição, fábricas e aeroportos. A malha de transporte é formada por cerca de 15.300 quilômetros de dutos, 53 terminais (dez marítimos, três fluviais, 29 terrestres e 11 terminais em portos de terceiros) e um sistema de armazenamento com capacidade para 66 milhões de barris de produtos. O sistema de transporte se completa com a frota de 114 navios-tanques, dos quais 64 são próprios,

representando uma capacidade total de transporte de sete milhões de toneladas de porte bruto, (2004); isto será melhor discutido no item 2.1.3, Composição da Malha de Dutos do Brasil.

2.1.1- Estrutura de Abastecimento de Petróleo e Derivados e o Transporte por Oleodutos

A atividade petrolífera no país teve o seu primeiro impulso com a criação do Conselho Nacional do Petróleo (CNP), pelo DL 395, de 29/04/38 que "declarou de utilidade pública e regulou a importação, a exportação, o transporte, a construção de oleodutos, a distribuição e a comercialização de petróleo e seus derivados no território nacional, bem como a indústria de refinação". Assim, no período de 1939 a 1953, o CNP supervisionou, regulamentou e executou as atividades petrolíferas no Brasil.

A produção de petróleo e o consumo de derivados estão crescendo cada vez mais e é preciso que o cuidado com o transporte e transferência desses produtos também acompanhem esse crescimento.

Além disto, a construção de termoeletricas por todo o território nacional é a principal alternativa para minimizar o déficit de energia elétrica. Esta iniciativa irá contribuir para uma maior participação do gás na matriz energética brasileira e, conseqüentemente, maior consumo de gás transportado por novos gasodutos.

Considerando os dutos que estão em fase de construção e outros projetos que já estão sendo implantados, estima-se que a malha nacional passe dos atuais 15.000 km para 25.000 km antes de 2010. O texto descrito baseia-se em dados obtidos junto a Transpetro (2006) e ANP (2005), para o sistema de óleo e gasodutos do Brasil.

Adequar a tecnologia na área de dutos aos objetivos estratégicos da Companhia e elevá-la aos níveis requeridos pelos novos desafios são agora fundamentais para esta atividade.

O Programa Tecnológico de Dutos da Petrobrás tem hoje os seguintes desafios:

- Aumentar a confiabilidade operacional dos dutos;
- Aumentar a vida útil da malha de dutos existentes;
- Aumentar a capacidade operacional dos dutos;
- Minimizar o risco de vazamentos;
- Minimizar os custos operacionais e de investimentos;
- Reduzir o tempo de reparo;
- Reduzir o impacto de vazamento no meio ambiente;

O Programa gerencia o desenvolvimento de atividades em nove grandes temas tecnológicos:

- Gerenciamento da corrosão;
- Sistemas de detecção e localização de vazamentos;
- Reabilitação de dutos;
- Tecnologia de "Pigging";
- Automação e operação de dutos;
- Gerenciamento e análise de risco de dutos;
- Tecnologia de materiais para dutos;
- Aumento da capacidade de transferência em oleodutos;
- Novas Técnicas de Projeto, Construção e Montagem.

Sendo que apenas as refinarias podem ter sua posição definida em função de uma análise sócio-econômica e ambiental e considerando que os centros de consumo podem estar a milhares de quilômetros de distância dos postos de produção; torna-se necessário uma intrincada infra-estrutura de distribuição para garantir que o fornecimento de energia seja eficiente. Ao aplicar o método de transporte via dutos, ter-se-á uma convergência de duas características básicas, que determinam as vantagens desse método.

De acordo com Hippert (2004), a primeira delas é o custo, em que, o investimento inicial de construção e instalação das linhas é elevado, porém, este meio de transporte de combustíveis fósseis é significativamente mais barato quando comparada ao transporte via avião, navio, trem ou caminhão. Coshan (2002) constatou que por avião com U\$\$ 1,00 é possível transportar, em território norte-americano uma tonelada de derivados de petróleo a uma distância de aproximadamente 8 km. Com o mesmo U\$\$ 1,00 é possível transportar ao longo de 30,5 km através de caminhões, até 72 km em trens, 322 km transportando por navio, e com os mesmo U\$\$ 1,00 consegue-se atingir uma distância de 383 km através da linha de dutos.

Além de um custo mais barato, os dutos são os meios, mais seguros e confiáveis, e com maior regularidade para o transporte de grandes quantidades de óleo e gás natural através de vastas extensões territoriais, Parekh & Sati (2002), Mohtitpour et all (2000) e Papadakis et all (1999).

Uma ressalva a ser feita é que o nível superior de segurança de sistemas dutoviários está relacionado tanto ao menor número de acidentes e perda de recursos no transporte, quanto ao menor risco de danos ambientais devido a vazamentos.

2.1.2- Composição da Malha de Dutos do Brasil.

A malha de dutos apresenta subdivisões que são classificadas de acordo com sua função na cadeia produtiva, estas são apresentadas nos itens abaixo, Hippert (2004).

1. *Linhas de Fluxo:* Compreendem a parcela de dutos que realizam o transporte de material dos poços de extração a uma unidade de centralização, abrangendo pequenas extensões, e servem para coletar produtos e transportá-los para unidades de processamento, com uma variação de diâmetros de 2 a 4 polegadas.
2. *Linhas de Transferências:* Corresponde à parcela dutoviária que transportam os produtos já processados, destas unidades de processamento e armazenamento até as linhas de transportes principais. Apresentando tipicamente diâmetros de 6 polegadas.
3. *Linhas de transporte:* São as principais tubulações condutoras de óleo e gás no sistema. São confeccionadas em grandes extensões e chegam a apresentar diâmetros da ordem de 56 polegadas, de forma a distribuir o gás natural para as indústrias e para as redes locais de abastecimento e/ou transporte de óleos crus até refinarias, ou derivados de petróleo até regiões de consumo.
4. *Linhas de Produtos:* Compreende o transporte de produtos derivados do petróleo a partir das refinarias para os centros de distribuição.
5. *Linhas de Distribuição:* Permitem a distribuição local a partir do sistema de distribuição de gás para as residências, comércio, etc.

A área de concentração deste trabalho representa a porção da malha de dutos que transportam óleo e gás e se destacam por ser a maior parcela de operação, a parcela de linhas de transporte. Dados obtidos junto do Anuário Estatístico Brasileiro do Petróleo e do Gás Natural de 2004, ANP (2004), consolidam o desempenho da indústria do petróleo e do gás natural e do sistema de abastecimento nacionais no período 1994-2003. Este último é composto de 420 dutos e totaliza uma extensão de 15133 km, como pode ser vista na Tabela 1. Sendo a maior parte concentrada na região centro-sul do país, conforme se nota nas Figuras 2 a 4, fornecidas pela Transpetro (2005).

Tabela 1 - Quantidade e extensão de dutos em operação, por função, segundo produtos movimentados, dados obtidos pela ANP em 31/12/2004.

Produtos Movimentados	Dutos em Operação		
	Função	Quantidade	Extensão [km]
Derivados ⁺	Transferência	195	736
	Transporte	97	4.823
Gás Natural	Transferência	58	2.233
	Transporte	22	5.407
Petróleo*	Transferência	24	1.903
Outros ^x	Transferência	24	31
Total			15.133

Fonte: ANP/SCM. Conforme a Portaria ANP n.º 170/98.

⁺ Inclui dutos para movimentação de gasolina, óleo diesel, óleo combustível, querosene de aviação, GLP, propeno, butano, lubrificantes, LGN, óleo tratado, resíduo, asfalto, nata, óleos básicos, óleo leve de reciclo, n-parafina, propano, hexano, querosene iluminante, extrato aromático, claros, resíduo asfáltico, óleo combustível para navios(bunler), tolueno, xileno, e benzeno.

* Outros 34 dutos para petróleo, totalizando 1084 km, foram contemplados dentro de planos de concessão para exploração e produção e, portanto, não estão contabilizados nesta tabela.

^x inclui dutos para movimentação de aguarrás, álcool, solvente e metanol.

Apesar de parecer que o país detém uma grande malha de dutos, contudo, se comparada às linhas de dutos instaladas em países como os EUA (1.000.000 km) e Canadá (700.000 km), por exemplo, percebemos que estamos em fase de iniciação e que a malha pode vir a se expandir em grandes proporções. Justificando a importância estratégica que a Petrobrás vem delegando ao setor nos últimos anos.



Figura 2: Sistema Dutoviário do Centro-Sudeste do Brasil, Transpetro (2005).

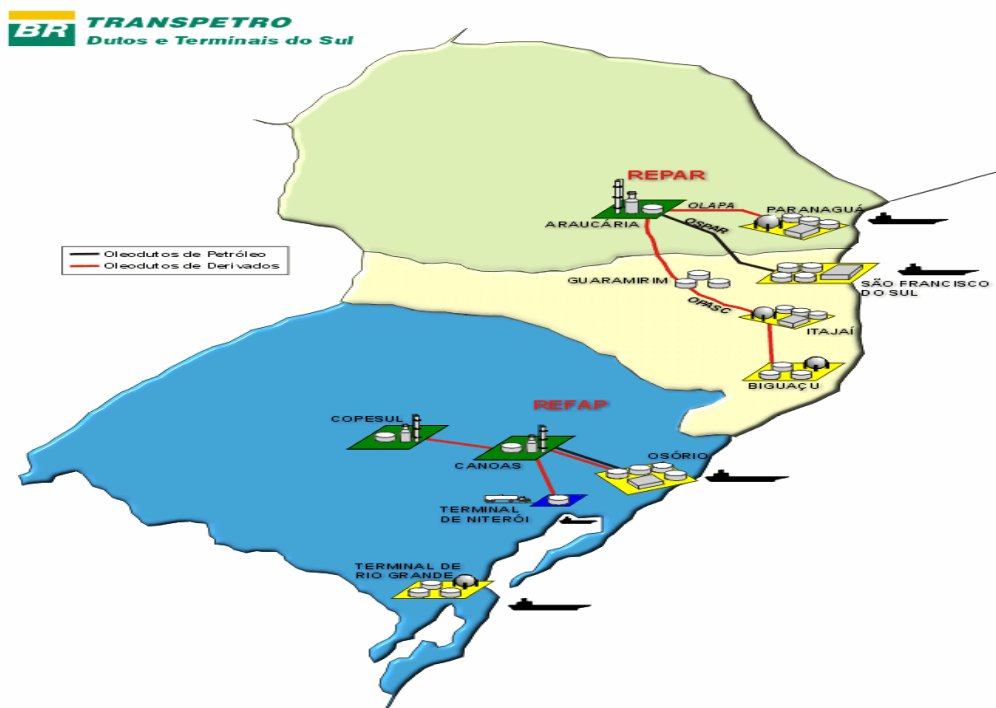


Figura 3: Sistema Dutoviário do Centro-Sudeste do Brasil, Transpetro (2005).



Figura 4: Sistema Dutoviário do Norte-Nordeste do Brasil, Transpetro (2005).

2.1.3- Materiais Para Confeção dos Dutos

A *American Petroleum Institute* (API) consiste no órgão que classifica aços estruturais em função de sua aplicação e de suas propriedades mecânicas. Dentre as classificações ilustraremos, neste trabalho, apenas as mais voltadas aos interesses específicos deste projeto. Como as linhas de transmissão com tubos sem ou com costura ou com solda espiral, sobretudo para o transporte de gás, água e óleo, tendo seus diâmetros externos nominais variando de 30 a 1240 mm, Petrobrás (2005).

Os aços para confecção de tubos representam a família API-5L, apresentando subdivisões que são classificadas de acordo com a composição química e propriedades mecânicas, estas classificações estão apresentadas na Tabela 2. A última letra de cada designação e os dois últimos dígitos especificam os valores mínimos de limite de escoamento do material.

Na versão mais recente da especificação API-5L, além das últimas casas decimais, têm-se ainda os níveis PSL1 e PSL2, sendo que a diferença básica entre um nível e outro, é o rigor no detalhamento e nos requisitos técnicos. Tubos enquadrados na especificação PSL2 devem apresentar um controle mais minucioso da composição química do material e valores definidos de tenacidade e resistência à tração. A melhor escolha destes aços dependerá de seu emprego e das condições de operação do duto.

Tabela 2- Classificação para os aços API-5L, Petrobrás (2005), com % em peso.

Parâmetros	PSL1	PSL2
Grau	A25 até X70	B até X80
Tipo de extremidade do Tubo	Rosca, bisel, topo e especial	Topo
Soldagem de Cordão	Qualquer processo	Qualquer processo, exceto soldagem a laser
Máxima %C para tubos sem costura	0,28% para grau B e superiores	0,24%
Máxima %C para tubos com costura	0,26% para grau B e superiores	0,22%
Máxima %P	0,030% para grau A e superiores	0,025%
Máxima %S	0,030%	0,015%
Carbono Equivalente	Sob exigência do cliente	Máximo para cada grau
Limite de Escoamento max.	Não especificado	Máximo para cada grau
Limite de Resistência max.	Não especificado	Máximo para cada grau
Tenacidade a Fratura	Não especificado	Exigida para todos os graus
Inspeção não destrutiva do cordão de solda	Não obrigatória	Obrigatória
Reparo por soldagem do corpo do tubo	Permitido	Não permitido
Rastreabilidade	Não obrigatória	Obrigatória

Pode-se notar que a composição química exigida para os aços API tem bastante flexibilidade, apesar disto, as adições de elementos de liga como Ti, Nb e V são possíveis para melhorar as propriedades do aço, conforme a aplicação, desde que seu emprego seja de comum acordo entre o fabricante e o usuário.

Para aços de alta resistência, como o caso dos aços X60 até X80, a norma API permite elaborar materiais com composições químicas distintas, os quais atinjam os limites de resistências prescritos para cada grau desejado. Para se evitar fatos indesejados, como a formação de gradientes de resistência significativo em regiões de solda circunferencial do tubo, devido à eventual discrepância entre a resistência mecânica do metal base e do metal de adição, definem-se limites máximos de resistência mecânica para aços de tubulações (Hillebrand (2002)).

Tabela 3- Características dos aços API 5L com nível de especificação PSL1, API (2001)

Grau	C	Mn	P	S	Outros	LE [MPa]	LR [MPa]
	%max	%max	%max	%max		min	min
Tubos sem costura							
A25-I	0,21	0,60	0,030	0,030	-	172	310
A25-II	0,21	0,60	0,045 – 0,080	0,030			
A	0,22	0,90	0,030	0,030	-	207	331
B	0,28	1,20	0,030	0,030	Nb+V+Ti < 0,15%	241	414
X42	0,28	1,30	0,030	0,030		290	414
X46	0,28	1,40	0,030	0,030		317	434
X52	0,28	1,40	0,030	0,030		359	455
X56	0,28	1,40	0,030	0,030		386	490
X60	0,28	1,40	0,030	0,030		414	517
X65	0,28	1,40	0,030	0,030		448	531
X70	0,28	1,40	0,030	0,030		483	565
Tubos com Costura							
A25-I	0,21	0,60	0,030	0,030	-	172	310
A25-II	0,21	0,60	0,045 – 0,080	0,030	-		
A	0,22	0,90	0,030	0,030	-	207	331
B	0,26	1,20	0,030	0,030	Nb+V+Ti < 0,15%	241	414
X42	0,26	1,30	0,030	0,030		290	414
X46	0,26	1,40	0,030	0,030		317	434
X52	0,26	1,40	0,030	0,030		359	455
X56	0,26	1,40	0,030	0,030		386	490
X60	0,26	1,40	0,030	0,030		414	517
X65	0,26	1,45	0,030	0,030		448	531
X70	0,26	1,65	0,030	0,030		483	565

Contudo existem intervalos de valores das propriedades mecânicas que podem satisfazer aços com graus diferentes, como por exemplo, se compararmos os aços X65 e o X70, vemos que parte da faixa de valores do limites de escoamento (531 a 600 MPa) e de resistência (568 a 758 MPa) atende a especificação de ambos. Assim, podemos listar os aços, de acordo com a norma API, Tabelas 3 e 4, sendo a primeira para os aços PSL1 e a segunda para PSL2.

Tabela 4- Características dos aços API 5L com nível de especificação PSL2, API (2001)

Grau	C	Mn	P	S	Outros	LE [MPa]		LR [MPa]	
	%max	%max	%max	%max		min	Max	min	max
Tubos sem costura									
B	0,24	1,20	0,025	0,015	Nb+V+Ti < 0,15%	241	448	414	758
X42	0,24	1,30	0,025	0,015		290	496	414	758
X46	0,24	1,40	0,025	0,015		317	524	434	758
X52	0,24	1,40	0,025	0,015		359	531	455	758
X56	0,24	1,40	0,025	0,015		386	544	490	758
X60	0,24	1,40	0,025	0,015		414	565	517	758
X65	0,24	1,40	0,025	0,015		448	600	531	758
X70	0,24	1,40	0,025	0,015		483	621	565	758
X80	0,24	1,40	0,025	0,015		552	690	621	827
Tubos com Costura									
B	0,22	1,20	0,025	0,015	Nb+V+Ti < 0,15%	241	448	414	758
X42	0,22	1,30	0,025	0,015		290	469	414	758
X46	0,22	1,40	0,025	0,015		317	524	434	758
X52	0,22	1,40	0,025	0,015		359	531	455	758
X56	0,22	1,40	0,025	0,015		386	544	490	758
X60	0,22	1,40	0,025	0,015		414	565	517	758
X65	0,22	1,45	0,025	0,015		448	600	531	758
X70	0,22	1,65	0,025	0,015		483	621	565	758
X80	0,22	1,85	0,025	0,015		552	690	621	827

Existe ainda um percentual de alongamento mínimo para cada nível de aço das classificações acima, que é uma função da geometria dos CDPs, assim têm-se valores de alongamento mínimo exigidos. Outra característica, de suma importância e objeto de estudo deste trabalho, é a tenacidade à fratura do material, que embora o nível de classificação PSL1 não exija; para PSL2, entretanto, especifica que todos os graus de aços devem ser submetidos a ensaios de Impacto Charpy a 0°C, e apresentar resultados superiores a 27 J e 41 J para CDPs de orientação transversal e longitudinal a chapa, respectivamente. A exceção é o aço X80 em que a norma especifica níveis de energia de 68 J para transversal e 101 para a longitudinal.

2.1.4- Integridade Estrutural dos Dutos de Condução de Gás e Petróleo

Para se entender a integridade estrutural dos dutos, deve-se ter em mente o conceito de defeito, para que se possa analisar e aplicar as medidas cabíveis para sua detecção e aplicação de métodos de prevenção e correção. Portanto, tem-se por defeito uma descontinuidade que apresenta algum risco à integridade estrutural e deve ser monitorado ou reparado, uma descontinuidade refere-se a qualquer falha macroscópica presente no material, detectada através de inspeção visual ou de ensaios não-destrutivos. A partir das análises da estrutura se obtém a situação real dos dutos, o que possibilita a intervenção com medidas cabíveis de reparo ou retirada de operação. Sendo muitas vezes, inviável o reparo devido à formação de novas frentes de defeitos (Chiesa et al (2001)).

2.1.4.1- Defeitos típicos encontrados em Dutos

As trincas são os defeitos mais singulares encontrados em dutos e os mais preocupantes, pois não são aceitas em nenhuma hipótese, por quaisquer normas. Tomando como base a norma da American Petroleum Institute, que foi utilizada para a classificação dos aços (API 5L), essa não admite nenhum defeito tipo trinca, embora forneça limites de tolerância para defeitos, como desalinhamento das chapas ao longo da solda longitudinal.

Em alguns casos, em que não são detectados defeitos nas rotinas de inspeção de qualidade, aplica-se certa pressão hidrostática de forma a se identificar estes eventuais defeitos. De fato, a principal configuração de defeitos associadas às falhas de tubulações é de trincas não-passantes orientadas longitudinalmente, visto que, estas nucleiam preferencialmente em descontinuidades presentes no metal base, ou no metal de solda, antes da operação da linha (Maxey & Eiber (1984) e Bolotov (1984)).

Os defeitos podem ser oriundos de diversos fatores, que estão relacionados com a qualidade do tubo. Estes defeitos podem ser ocasionados durante a confecção dos dutos, ou mesmo, na instalação e montagem das linhas, ou posteriormente durante sua vida operacional. Alguns exemplos destes tipos de problemas são: danos mecânicos durante o transporte e manipulação, a má qualidade das soldas, corrosão, irregularidades no processo de fabricação, etc. Portanto, os defeitos classificados como descontinuidades são os causadores de nucleação das trincas, sendo que as mais comuns são originadas dos processos de fabricação, como marcas de laminação, defeitos superficiais, etc. Podemos classificar também como defeitos ocasionados pelo processo de soldagem, como

porosidade, mordedura, falta de penetração, reforço excessivo do cordão de solda. E finalmente, as descontinuidades relacionadas aos dutos em operação, que são em decorrência de defeitos volumétricos, sendo os mais comuns os ocasionados pela corrosão. Mas têm-se entre outros, amassamentos, cavas, desalinhamento, ovalização, trincas induzidas por hidrogênio, etc... (Knott & Harrison (1984), Maxey & Eiber (1984), Civallero & Mirabile (1980) e Civallero (1980)).

2.1.4.2- Análise da Mecânica da Fratura para defeitos tipo trinca

A Mecânica da Fratura é uma ferramenta que possibilita quantificar a influência de um defeito do tipo trinca, na fratura de uma estrutura. A realização de ensaios em escala real acarreta inúmeras dificuldades, devido a fatores como a necessidade de estrutura física e dispositivos de análises muito específicos e de grande porte. Desta forma, tem se buscado a realização de experimentos laboratoriais que representem, o mais próximo possível, a realidade da estrutura em operação e com um custo menos dispendioso.

A representabilidade do modelo deve considerar a similaridade entre a estrutura em si e os corpos de provas laboratoriais, proporcionando campos de tensões-deformações e níveis de triaxialidade de tensões à frente da trinca semelhantes. A transferabilidade de comportamento à fratura da estrutura solicitada para um corpo de prova contendo uma trinca deve respeitar algumas hipóteses, sendo que a zona plástica deformada na ponta da trinca deve estar imersa em um volume de material que obedece à singularidade do campo HRR e aos critérios de dominância de J, conceitos que serão discutidos nos capítulos subseqüentes.

Estas hipóteses, se não respeitadas, resultam em variações significativas nos valores de tenacidade à fratura, ao passo que, se o corpo de prova não representar devidamente as condições reais de trabalho, pode-se estar tomando resultados que na verdade não refletem a situação em serviço. A Figura 5 compara resultados obtidos a partir de corpos de prova C(T) para trincas rasas e trincas profundas com um alto nível de triaxialidade, onde o último fornece previsões mais conservativas do comportamento da estrutura, por apresentar valores de tenacidade menores (Knott & Harrison (1984) e Yan & Mai (2000)). CDPs de flexão SE(B) ou compactos C(T) com trinca profunda resultam em curvas R mais amenas, ao passo, que com trincas rasas apresentam valores de tenacidade maiores (Lampman (1996) e Pavankumar et all (2002)).

Os fatores que regem o formato que as curvas J-R apresentarão são a forte

interação entre o regime micromecânico que governa a separação do material e o complexo campo de tensões e deformações existente na região a frente da trinca. Porém, em muitas situações, os CDPs normalizados não representam em escala reduzida as condições necessárias das hipóteses estabelecidas para um caso real, como o de tubos que trabalham com pressões internas. Assim, os pesquisadores buscam o desenvolvimento de novos espécimes, para que os resultados possam ser os mais próximos possíveis à realidade dos componentes em serviço. No caso de dutos, a região a frente da trinca apresenta uma baixa triaxialidade de tensão, o que não ocorre nos espécimes já padronizados pelas normas.

Para melhor ilustrar o comportamento de uma trinca longitudinal em um duto, na Figura 6 é apresentada uma seqüência de eventos anteriores à fratura. Primeiramente, ocorre a nucleação de um defeito tipo trinca, devido a concentrações de tensão, e se as pressões internas forem tais que superem o valor de tenacidade do material, esta trinca propagar-se-á ao longo da espessura, transformando-se em uma trinca passante (A). Para pressões internas baixas e pequeno comprimento de trinca, o defeito ocasiona o vazamento, mas permanece estacionado (B). Já para altas pressões, ou caso apresente baixa tenacidade, a trinca pode propagar-se em um segmento de duto (C), neste caso, a trinca poderá continuar aumentando e levar a estrutura a falhar de modo global (D). Porém se tiver uma alta tenacidade, ou a pressão interna for baixa, a trinca poderá parar (E) (Hippert (2004)).

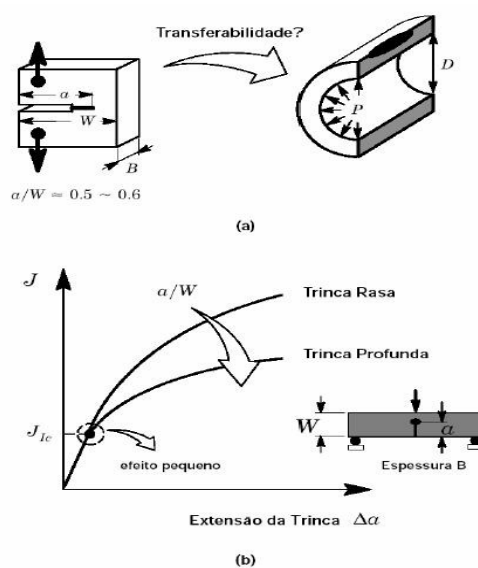


Figura 5: (a) Conceito de Transferabilidade da Estrutura para corpos de porca, (b) Efeito do Tamanho Relativo de Trinca (a/W) Sobre as Curvas R (Hippert (2004)).

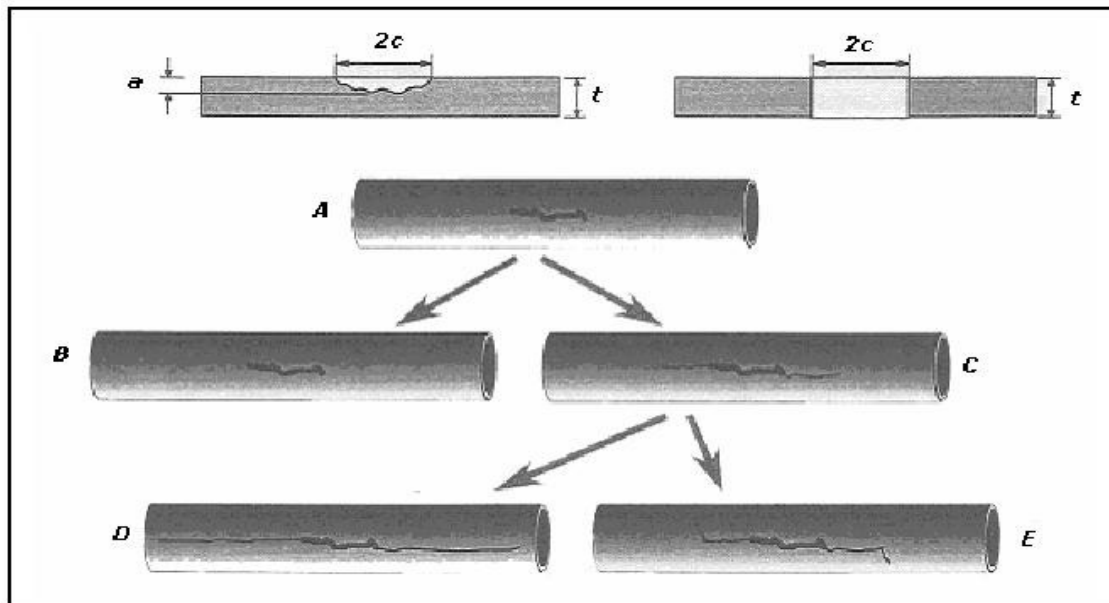


Figura 6: Esquema sequencial de falhas em dutos (Hippert (2004)).

2.2- Conceitos Básicos da Mecânica da Fratura

A abordagem da mecânica da fratura permite considerar que os materiais estruturais não são contínuos e incorporou uma variável adicional na análise: o tamanho do defeito no sólido ou estrutura. A partir daí definiu-se a propriedade tenacidade como aquela que descreve a resistência à propagação de um defeito do tipo trinca e representa a capacidade do material em absorver energia mecânica. Em materiais metálicos, a tenacidade é um compromisso entre a resistência mecânica e a ductilidade e pode ser entendida fisicamente como a área sob a curva tensão-deformação (quanto maior a área mais tenaz é o material). Neste contexto, a tenacidade é uma propriedade tão relevante do material quanto à própria tensão limite de escoamento.

Até a primeira metade do século XX o estudo da fratura de materiais baseou-se na abordagem termodinâmica para materiais frágeis. Segundo Griffith (1920), a taxa de aumento de energia de superfície no sólido (resultante da criação de novas superfícies livres pelo avanço da trinca) é igual à soma da taxa de diminuição da energia elástica armazenada ao redor do defeito, e do trabalho realizado pelas cargas externas aplicadas. Assume-se que a fratura ocorre sempre que a tensão remota aplicada for suficiente para compensar as parcelas de energia consumidas com o avanço da trinca. Entretanto, esta abordagem é de aplicação restrita em engenharia porque envolve grandezas cuja determinação experimental não é trivial (energia de superfície).

2.2.1- Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL)

Com a avaliação do efeito da concentração de tensões na ponta de um defeito, realizado por Irwin (1948), dá-se origem à Mecânica da Fratura Linear Elástica. Considerando um material de comportamento elástico-linear homogêneo; Irwin, baseando-se nas equações de Westgaard, derivou expressões que descrevem a distribuição de tensões na região à frente de uma trinca passante em uma chapa carregada em tração. As equações estão apresentadas abaixo:

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{(2\pi)r}} \left[\cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \right] \quad (1)$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{(2\pi)r}} \left[\cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \right] \quad (2)$$

$$\sigma_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{(2\pi)r}} \left[\operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right] \quad (3)$$

Essas expressões descrevem, de forma unívoca, o estado de tensões na região do sólido próxima à ponta da trinca em função do parâmetro K. Este é uma medida da intensidade do campo elástico, e atua como um fator de intensificação de tensões. Adicionalmente, K também define – através de K_c – um parâmetro de falha do material. Quando a relação entre o valor da tensão remota aplicada σ , e o tamanho do defeito, forem tais que o K gerado na ponta da trinca iguale-se a K_c o material irá fraturar de forma frágil e instantânea. Por apresentar também a situação mais crítica, a tenacidade à fratura do material em estado plano de deformação e carregamento em tração é definida como o valor de K_{IC} .

No entanto, as distribuições de tensões descritas pelas equações de 1 a3 apresentam uma singularidade na região próxima à ponta da trinca (para $r \rightarrow 0$, $\sigma \rightarrow \infty$). À medida que r diminui, a tensão local aumenta até eventualmente atingir o valor do limite de escoamento. Nesta condição, a ponta da trinca estará emersa numa região de material plasticamente deformado, onde houve alívio das tensões elásticas e soluções lineares não são mais aceitas. Vários modelos foram propostos para corrigir o efeito dessa zona plasticada (Irwin (1948), Dugdale (*strip-yield*) e *Barenblat*), todos eles consideram o comprimento de trinca efetivo maior que o comprimento de trinca real como um artifício para compensar o efeito da zona plástica no campo de tensões e no descarregamento

elástico. Entretanto, estes modelos têm aplicação restrita porque o raio da zona plástica deve necessariamente estar contido dentro da região do sólido, na qual as soluções elásticas são válidas (a chamada zona de dominância K). Isto implica em estabelecer restrições nas dimensões geométricas que garantam uma zona plástica muito pequena; em geral estas restrições resultam em estado plano de deformação. Por exemplo, corpos de prova para determinação experimental de tenacidade à fratura (em estado plano de deformação), o comprimento de trinca (a), a espessura (B) e o ligamento remanescente ($W-a$) devem obedecer à relação:

$$a, B, (W - a) \geq 2,5 \left(\frac{K_I}{\sigma_Y} \right)^2 \quad (4)$$

Onde K_I é o fator de intensidade de tensão relativo ao modo I de carregamento (Tração), e σ_Y a tensão limite de escoamento.

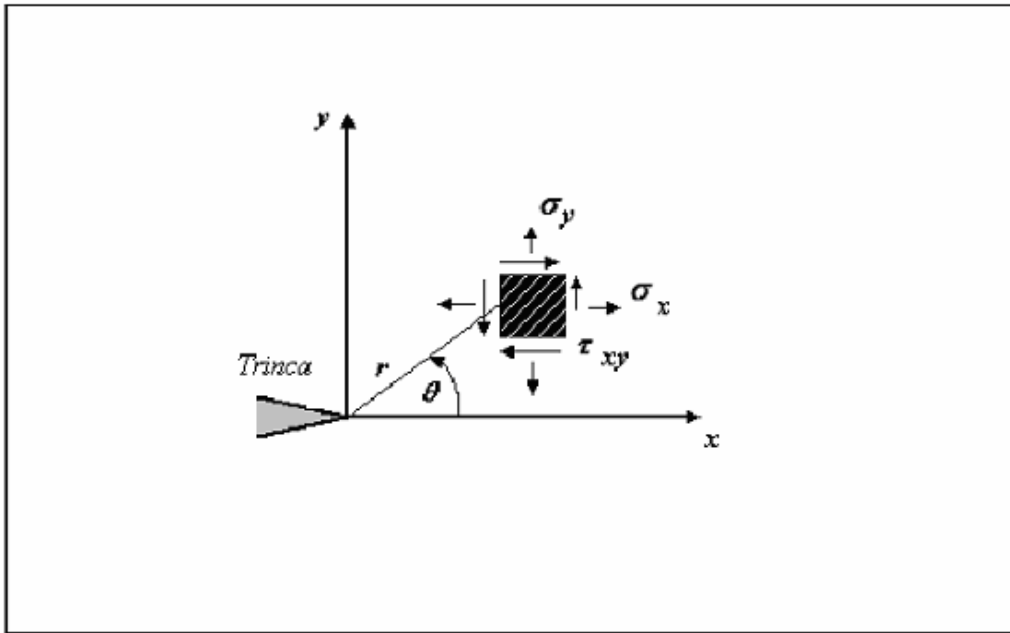


Figura 7: Campo de tensões elásticas na ponta da Trinca (Anderson (1994)).

Finalmente, a MFEL é especialmente adequada no estudo da fratura frágil, onde a resposta do material é essencialmente linear-elástica até a fratura instável. Adicionalmente, a MFEL tem sido empregada com sucesso na avaliação do comportamento à fratura de materiais de alta resistência e baixa ductilidade (cerâmicas e aços-ferramenta) e de materiais estruturais no patamar inferior de energia (*lower shelf*). Entretanto, para muitos materiais estruturais (que exibem ductilidade significativa) o grau de plasticidade na região do defeito invalida os critérios de dominância de K e a aplicação da Mecânica da Fratura Elástica Linear.

2.2.2- Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP)

A mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP) é a alternativa desenvolvida para o estudo da fratura em materiais de comportamento não-linear entre carga e deformação e que exibem considerável plasticidade na ponta da trinca. Como exposto para estes materiais, os critérios de dominância de K não são obedecidos e as soluções da MFEL não podem ser aplicadas. Dois parâmetros de tenacidade à fratura são amplamente utilizados, sendo estes, o *crack tip opening displacement (CTOD)* e a Integral J. Ambos parâmetros descrevem as condições elasto plásticas do material a frente de uma trinca. O CTOD refere-se ao arredondamento da frente da trinca, o qual pode-se medir a deformação plástica através do afastamento entre as superfícies da trinca. Porém, para materiais demasiadamente tenazes, este apresenta limitações para descrever a região à frente da trinca, (Anderson, 1994), portanto, adotar-se-á a Integral J a avaliação deste trabalho.

Na MFEP a integral J representa um parâmetro de energia e é também um parâmetro de campo que descreve a distribuições de tensões e deformações na região ao redor da ponta da trinca. Idealizando o comportamento elasto-plástico de materiais como sendo um comportamento não-linear, onde o caminho de deformação no carregamento é o mesmo no descarregamento (elasticidade não-linear), Rice (1968a) definiu o parâmetro J como a média da quantidade de energia disponível no material (força-motriz) para um pequeno crescimento de trinca. Rice (1968a) demonstrou ainda, que o valor de J pode ser determinado através de uma integral de linha calculada no plano normal à trinca, na região ao redor do defeito.

Entretanto, o volume de material imediatamente à frente da trinca sofre um descarregamento elástico, causado pela evolução do processo de fratura dúctil no material e pela deformação plástica localizada (Figura 8). Nestas condições, a validade da integral J é violada porque sua formulação está baseada em um sólido ideal elástico não-linear, onde são rigorosamente semelhantes os comportamentos do material durante carregamento e descarregamento. Também em 1968, Hutchinson (1968) e Rice & Rosengreen (1968), mostraram que J descreve univocamente o campo de tensões e deformações na ponta da trinca de um material não elástico-linear, cujo comportamento mecânico é descrito pela equação de Ramberg-Osgood:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (5)$$

Onde σ_0 é a tensão de referência (usualmente o limite de escoamento real do material), $\varepsilon_0 = \sigma_0 / E$ é sua deformação elástica associada, E é o módulo de elasticidade do material, e α e n são parâmetros de ajuste. Valores típicos de n variam desde 3 a 5 para materiais com elevada capacidade de encruamento e até 20 para materiais pouco encruáveis. Utilizando a teoria de pequenas deformações, Rice & Rosengreen (1968) definiram a singularidade que descreve o campo de tensões na frente da trinca, na forma de:

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left[\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right]^{n/(n+1)} \bar{\sigma}_{ij}(\theta, n) \quad (6)$$

Onde σ_{ij} é o tensor de tensões, σ_0 é a tensão de referência, E é o módulo de elasticidade, n é uma constante do material, I_n é uma constante de integração em função de n , e $\bar{\sigma}_{ij}(\theta, n)$ é uma função adimensional.

Na MFEP, define-se a zona de dominância J como uma região à frente da trinca onde a solução de Rice & Rosengreen (1968) é válida. De fato, a relação entre J e o campo de tensões na região do defeito, expressa pela equação 6, representa a condição de similaridade necessária para o estabelecimento da Mecânica da Fratura Elasto-Plástica. Esta condição permitiu assumir que um parâmetro único como a integral J (e seu equivalente parâmetro de abertura da ponta da trinca – CMOD) caracterize univocamente o campo de tensões e as condições de fratura nas vizinhanças da trinca para sólidos contendo defeitos com diversas configurações geométricas.

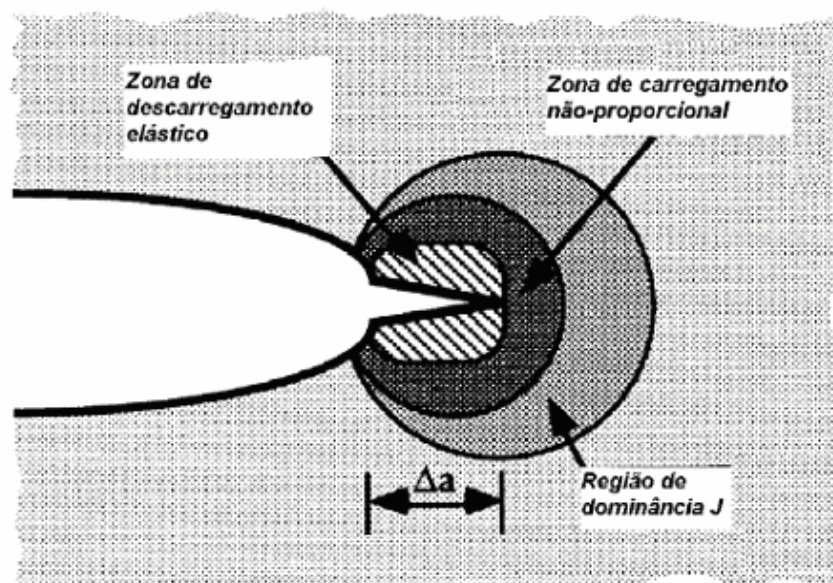


Figura 8: Condições para crescimento de trinca descrito pela integral J (Anderson (1994)).

2.2.2.1- Curvas de resistência J- Δa (Curvas R)

As curvas de resistência de materiais dúcteis (também chamadas curvas-R) relacionam um parâmetro de tenacidade do material (J, CMOD) com extensão estável do defeito (Δa). Estas curvas representam a energia necessária para o crescimento da trinca. Em um material dúctil, esta energia é entendida como o trabalho necessário para a formação de uma nova zona plástica à frente da ponta do defeito em crescimento, além do trabalho necessário para a nucleação, crescimento e coalescimento de cavidades no interior do material.

A Figura 9 apresenta, de forma esquemática, uma curva de resistência para materiais dúcteis e os respectivos estágios de evolução de um defeito do tipo trinca. Inicialmente ocorre a deformação plástica localizada e o arredondamento (*blunting*) da ponta da trinca. Em seguida, inicia-se o crescimento estável do defeito devido ao rasgamento do material (*tearing*). O valor de J_{IC} ilustrado na Figura 9 é definido na curva experimental de forma relativamente arbitrária, da mesma maneira que a tensão limite de escoamento a 0,2% no ensaio de tração. Sua determinação envolve uma série de construções geométricas (para garantir que os critérios de validação da MFEP sejam obedecidos), bem como as dimensões características no plano de propagação da trinca. A partir do ponto de J_{IC} considera-se que há o início de propagação do defeito, e que o material está sofrendo rasgamento dúctil.

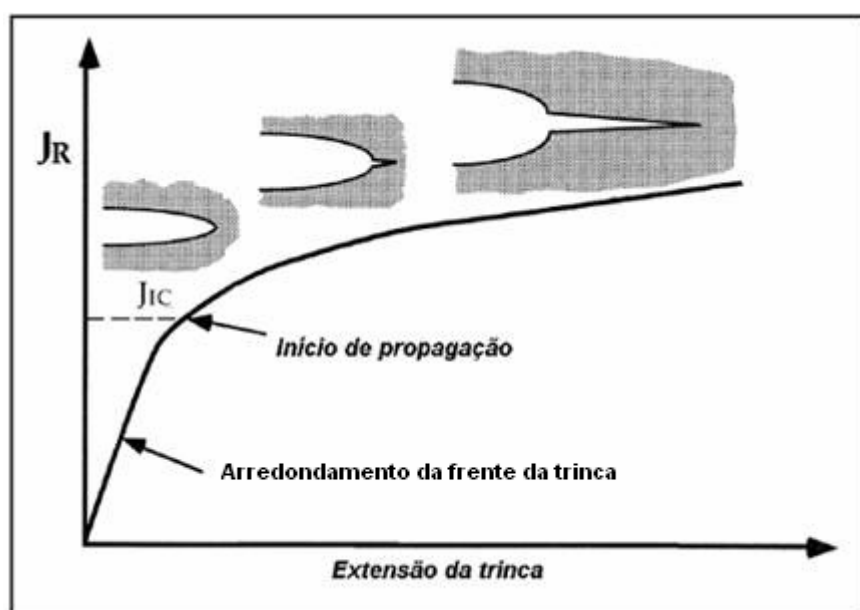


Figura 9: Esquema de uma curva de resistência, indicando os estágios de evolução do defeito (Anderson (1994)).

Uma curva-R crescente é encontrada tipicamente em metais que sofrem endurecimento por deformação (encruamento). Nestes materiais, a zona plástica aumenta de tamanho à medida que a trinca se propaga e o material deformado à frente do defeito torna-se cada vez mais resistente. Por isso, a força motriz necessária para manter o crescimento (propagação) do defeito é continuamente crescente e o valor de J aplicado tem que ser cada vez maior para manter a extensão estável da trinca.

Enquanto a tenacidade de iniciação (J_{IC}) fornece alguma informação sobre o comportamento à fratura do material dúctil, a curva R completa fornece uma descrição mais abrangente deste comportamento. Curvas R muito acentuadas, com crescimento íngreme, ocorrem para valores elevados de tensão aplicada, e pequeno volume de material plastificado durante a extensão do defeito. Por outro lado, curvas de aspecto plano desenvolvem-se em materiais que apresentam zonas de processo de fratura extensas, que causam uma redução do nível de carregamento aplicado devido ao descarregamento plástico e conseqüente deformação do material em regiões distantes da frente da trinca. Quaisquer destes processos ocorrem imersos em um campo de tensão-deformação fortemente influenciado pelas propriedades de fluxo do material, suas características metalúrgicas, geométricas e do modo de carregamento. Segundo Saxena (1998), a esta interação complexa entre características microestruturais e a restrição ao fluxo plástico na ponta da trinca, em última análise, se atribui o aspecto geral da curva R do Material.

2.3- Integral J

2.3.1- Definição Analítica da Integral J

A integral J corresponde a um parâmetro que representa a tenacidade à fratura em um material que apresenta um campo de fratura elasto-plástico, permitindo representar processos como nucleação e a resistência à propagação de trincas.

Com o advento da utilização de ligas metálicas estruturais com acentuada ductilidade e tenacidade, tornou-se necessário o desenvolvimento de um parâmetro de fratura e critérios associados a esta que, por extensão direta da tecnologia da MFEL, pudessem permitir a predição dos processos de fratura sob deformação monotonicamente crescente (ou mesmo cíclica), na presença de plasticidade em pequena e em grande escala na frente de uma trinca. A integral J, concebida e desenvolvida por Rice (1968), é o

método mais bem sucedido de se obter um parâmetro de tenacidade à fratura no campo da Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP).

O conceito da singularidade elástica linear K (MFEL) na ponta de uma trinca em um sólido perfeitamente elástico, no qual, as de tensões elásticas lineares situado na região imediatamente à frente da ponta da mesma pode ser caracterizado por um único valor, $\sigma_{ij} \rightarrow K \cdot r^{1/2} \cdot f_{ij}(\theta)$ para $r \rightarrow 0$, onde r e θ são as coordenadas polares tendo a ponta da trinca como origem do sistema; foi estendido ao comportamento elasto-plástico, Hutchinson (1968) e Rice & Rosengreen (1968), que estabeleceram o conceito de singularidade dos campos de tensão e deformação elasto-plásticos à frente da trinca, demonstrando que tais campos de tensão e deformação não-lineares são definidos unicamente em função da integral J e, exclusivamente, com base nas propriedades de escoamento do material, assim tem-se:

$$\sigma_{ij} \rightarrow \sigma_{ref} \left(\frac{J}{r \cdot \varepsilon_{ref} \cdot \sigma_{ref}} \right)^{1/(1+\bar{n})} \Sigma_{ij}(\theta, \bar{n}) \quad (7)$$

$$\varepsilon_{ij} \rightarrow \sigma_{ref} \left(\frac{J}{r \cdot \varepsilon_{ref} \cdot \sigma_{ref}} \right)^{\bar{n}/(1+\bar{n})} \bar{E}_{ij}(\theta, \bar{n}) \quad (8)$$

Onde σ_{ref} (uma tensão real de referência) é preferencialmente tomada como a tensão limite de escoamento global ou macroscópico (pois estabelece o início dos processos de escoamento e encruamento globais do sistema), tal como obtida em ensaios de tração monotônica e ε_{ref} sendo a correspondente deformação real (aproximada adequadamente por σ_{ref}/E , onde E é o módulo de Young), Σ_{ij} e E_{ij} expressam funções particulares específicas para a distribuição de tensões e de deformações, respectivamente, nas proximidades da ponta da trinca, esta análise foi baseada na Teoria da Plasticidade, para a qual foi adotado um comportamento plástico que segue uma lei simples de potência do tipo:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{ref}} = \bar{\alpha} \left(\frac{\sigma}{\sigma_{ref}} \right)^{\bar{n}} \quad (9)$$

Onde \bar{n} é o expoente de encruamento e $\bar{\alpha}$ o coeficiente de encruamento, que é tomado como sendo igual à unidade; \bar{n} pode ser obtido diretamente a partir de ensaios

convencionais de tração monotônica.

O produto entre a tensão (expressão 7) e a deformação (expressão 8) representa aproximadamente a singularidade do campo de tensão/deformação à frente da trinca; do tipo $J.r^{-1}.\Theta_{ij}(\theta, \bar{n})$ quando $r \rightarrow 0$, e a comprovação da existência dessa singularidade através de processos teóricos e empíricos, permitindo a utilização de um valor crítico de J para caracterizar o início da fratura, Rice (1968).

Contudo cada geometria a ser analisada apresenta uma forma da Integral J. Portanto, para cada tipo de corpo de prova que se deseja analisar será preciso uma nova formulação deste parâmetro, já que este necessita de dados, tais como, a espessura (B), o comprimento (W), os tamanhos iniciais e finais de trinca (a_i, a_f), e alguns outros que serão descritos no Capítulo 3. Desta forma a integral de linha proposta por Rice (1968), dada pela equação 10 abaixo, assumirá diferentes formas conforme a geometria do corpo de prova que se deseja ensaiar.

De acordo com Rice (1968), a fratura do material terá início quando um valor crítico de J for atingido. Sendo que se esta integral for avaliada ao longo de qualquer linha fechada, a qual se encontra totalmente no interior do corpo em questão, não incorporando qualquer descontinuidade, inclusive a ponta da trinca, o resultado será igual a zero.

$$J = \int_{\Gamma} \rho dy - \bar{T}_i \times \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x} d\Gamma \quad (10)$$

Onde ρ é a densidade de energia de deformação elástica, função única das tensões e deformações e dada como:

$$\rho(x, y) = \rho(\epsilon_{ij}) = \int_0^{\epsilon_{ij}} \sigma_{ij} \times d\epsilon_{ij} \quad (11)$$

σ_{ij} e $d\epsilon_{ij} \rightarrow$ são os tensores tensão e deformação infinitesimal, respectivamente;

$\bar{T}_i \rightarrow$ São os componentes do vetor tração definidas de acordo com a normal ao longo do caminho de integração;

$\bar{u}_i \rightarrow$ São componentes do vetor deslocamento;

$x, y \rightarrow$ são coordenadas retangulares;

$d\Gamma \rightarrow$ é um elemento de arco ao longo do caminho de integração.

Se esta integral for tomada ao longo de uma linha aberta Γ envolvendo a ponta da trinca; indo da superfície inferior até a superior da mesma e se encontrando

2.3.2- Integral J: Representação Física

Quando se obtém um comportamento essencialmente elástico, segundo Rice (1968b) a Integral J representa uma taxa de alívio de energia potencial por superfície gerada na propagação. Ou ainda, como uma energia puramente elástica armazenada, disponível para a fratura do corpo em questão, variando com o tamanho do ligamento remanescente. Compreende-se a Integral J, pela energia acumulada para a fratura por unidade de espessura, conforme a aplicação de carga ou deslocamento (P/s ou δ/s), sendo estas razões constantes. Esta energia potencial por variação do comprimento de trinca é calculada por:

$$J = -\frac{dU}{da}; \delta \text{ ou } P \text{ constantes} \quad (12)$$

U → energia potencial elástica acumulada não-linear;
a → comprimento de trinca;
 δ → deslocamento aplicado;
P → carga aplicada;

Esta singularidade pode ser vista na Figura 12 a seguir:

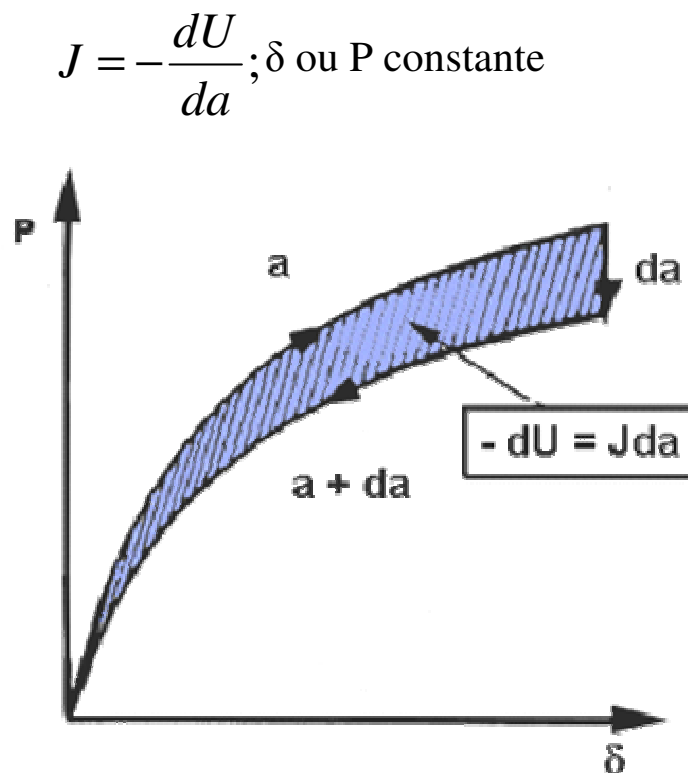


Figura 12: Energia acumulada para a fratura por unidade de espessura, de acordo com a aplicação de carga e deslocamento, sendo estas constantes (Anderson (1994)).

2.3.3- Operacionalização da Integral J

A avaliação da Integral J foi feita inicialmente via métodos puramente analíticos, utilizando-se para isso geometrias ou configurações extremamente simples e sem interesse prático. Posteriormente, a notável dependência de J com a carga e o deslocamento monotonicamente aplicados, permitiram avaliações via ensaios mecânicos. Além do número excessivo de corpos de prova necessários, esses ensaios tinham a desvantagem de não garantirem a obtenção de informações a respeito da tenacidade do material. De acordo com Tarpani (1995), significativos esforços foram então despendidos visando-se relacionar a Integral J diretamente ao trabalho realizado no corpo de prova, isto é, à área sob o gráfico de carga versus deslocamento monitorado na linha de carregamento, $P \times \delta$. A primeira expressão experimental da Integral J foi então desenvolvida por Rice et al (1973) e independentemente por Sumpter & Turner (1979), que tomaram a definição básica da Integral J e a integraram (expressão 13) para o caso especial de uma barra trincada fletida sob três pontos, tal como ilustrado na Figura 13.

$$J = \frac{2}{W-a} \cdot \int_0^{\theta_c} M' \cdot d\theta_c \quad (13)$$

Onde:

- W → largura do corpo de prova;
- a → comprimento da trinca;
- M' → momento fletor por unidade de espessura do corpo de prova;
- θ_c → parcela de contribuição da trinca ao ângulo total de flexão θ_t .

Produzindo assim uma expressão relacionando a Integral J ao trabalho elasto-plástico efetuado no corpo de prova (Figura 13).

$$J = \frac{2 \cdot A}{b_0} \quad (14)$$

Onde:

- A → área total sob o diagrama P- δ , constituída das parcelas elástica e plástica;
- b_0 → ligamento original do corpo de prova.

Na seqüência, foi experimentalmente comprovado que, caso a rotação dos corpos de prova do tipo compacto sob tração, C(T), seja levada em consideração; isto é, se a medida de deslocamento é tomada na linha de carregamento, ao invés de no ponto de

carregamento (que experimenta duas componentes de deslocamento ortogonais entre si), o valor da Integral J, para essa geometria particular, pode ser obtido por uma expressão do tipo (Merkle & Corten (1974)):

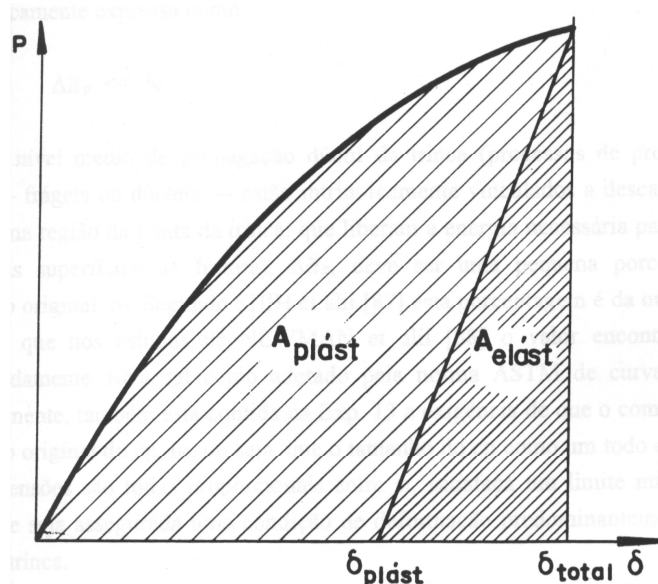


Figura 13: A energia referente a integral J, representada pela área abaixo da curva de carregamento versus deslocamento do extensômetro (Rice et all (1973)).

2.4- Resistência à Propagação Dúctil de Trincas (Curvas J-R)

A resistência do material à propagação de trincas não é somente a energia gasta na criação de novas superfícies de fratura, mas essencialmente o trabalho consumido e dissipado pelo crescimento da zona plasticamente deformada em torno da frente da trinca. Ocasionalmente em um incremento da Integral J aplicada para um mesmo comprimento de trinca dentro do meio elasticamente deformado (Schmitt & Kienzler (1989)).

A curva J-R é um meio de se avaliar o acréscimo dessa resistência à fratura, em função da extensão dúctil da trinca, Δa . A Figura 14 ilustra esquematicamente uma curva típica de resistência à extensão da trinca para materiais dúcteis, a qual mostra uma descrição mais completa do comportamento de fratura.

Como visto no gráfico da Figura 14, a ponta da trinca sofre um arredondamento, que pode crescer com um acréscimo de carregamento, até um ponto onde ocorre a extensão da frente desta trinca. Ao atingir este ponto denominado J_{IC} , o valor da Integral J de iniciação de rasgamento estável sob um campo de deformação plana, obtendo assim seu valor de tenacidade à fratura.

A curva J-R pode ser utilizada como um indicador de tenacidade do material,

assegurando a integridade de componentes estruturais de altíssima responsabilidade, como por exemplo, vasos nucleares e no caso deste trabalho dutos de condução de gás e petróleo.

Algumas normas referentes a obtenção de curvas J-R foram desenvolvidas pela ASTM (American Society for Testing and Materials), sendo as normas ASTM-E1152 (1996) e E1820 (2005), as mais recentes.

Os valores da Integral-J são empiricamente calculados utilizando a curva carga (P) versus deflexão (δ) na linha de carregamento. Para o levantamento destas curvas, geometrias do tipo compacto em tração (C(T)) e flexão em três pontos (SE(B)) são, comprovadamente, bem sucedidas em aplicações da Mecânica de Fratura elasto-plástica, (MFEP). Produzem menor espalhamento de dados de propagação de trincas dúcteis, assim como resultados mais conservativos de curvas J-R, garantindo uma região de dominância dos campos de tensão e deformação HRR nessas geometrias, além da confiança na aplicação dos conceitos da Integral J e seus derivados às análises de integridade estrutural (K e CTOD).

Porém, a geometria de corpo-de-prova em questão neste trabalho, não é tratada pelas normas. Implicando na alteração da linha de carregamento para a linha de centro longitudinal do espécime. Isto reflete, em medir o deslocamento da linha de carga a frente da ponta da trinca para razões de $a/W < 0,5$, o que nunca ocorre nos CDPs padronizados pela ASTM, ocasionando em duas medições distintas: CMOD e LLD. Portanto, um grupo de trabalho foi constituído, voltado a desenvolver um projeto teórico/analítico e experimental para se obter as curvas J-R para esta nova geometria adotada (SE(T)), a qual se assemelha aproximadamente as condições de propagação da trinca em dutos pressurizados.

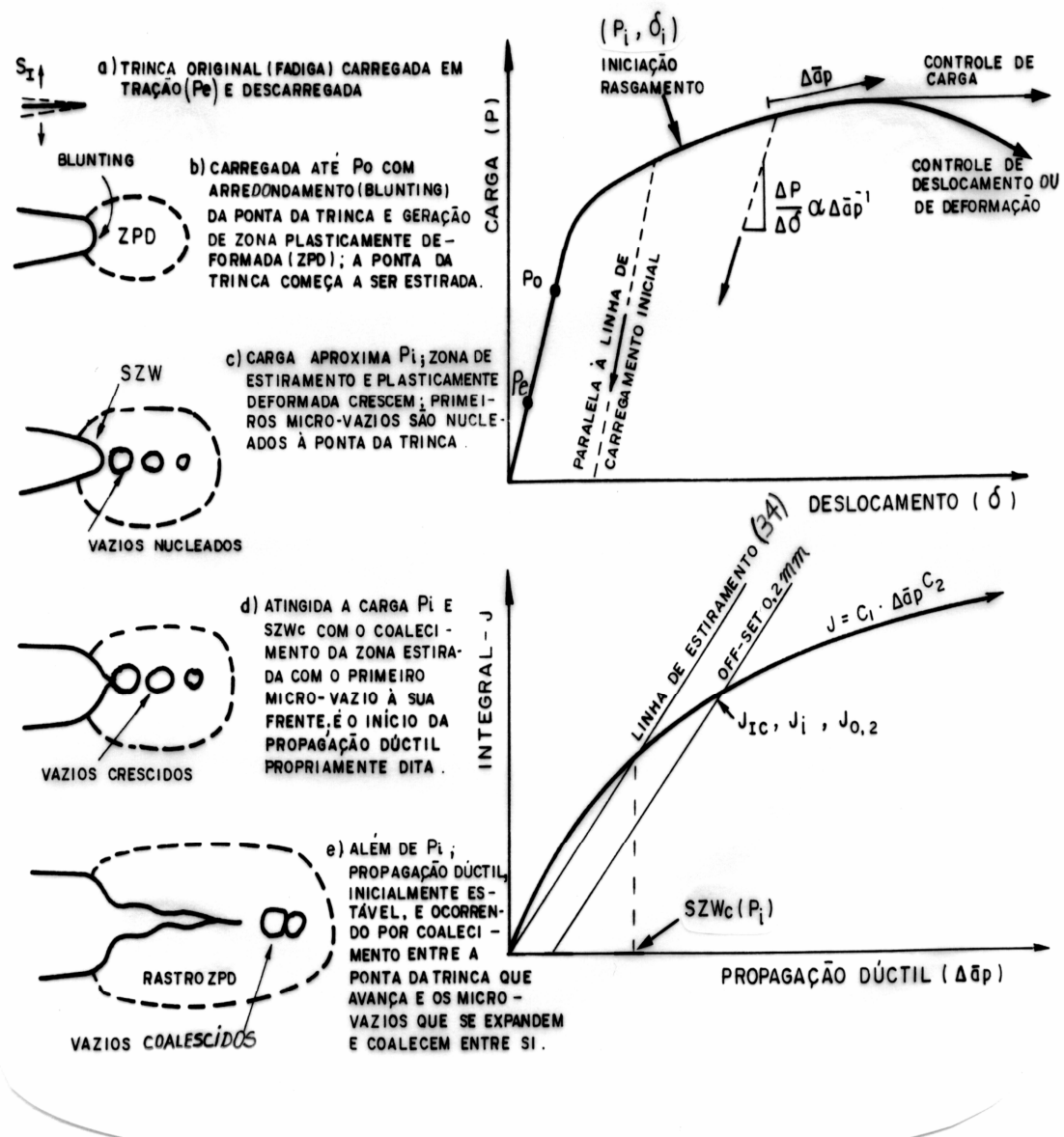


Figura 14: Arredondamento da ponta da trinca, formação de micro-vazios e propagação dúctil da trinca, com os correspondentes, diagramas de $P-\Delta a$ e $J-\Delta a$ (Paris et all (1979); e Milne (1979)), atualizada por Tarpani (1995).

2.5- Influência Geométrica na Tenacidade à Fratura

Estruturas tubulares com pressurização interna apresentam uma singularidade na zona plástica formada à frente da trinca. Contudo, as normas de ensaios para a determinação de curvas J-R de materiais são elaboradas para fornecer condições de elevada restrição plástica na ponta da trinca (alta triaxialidade de tensão), exatamente para resultar em valores conservativos de tenacidade (*lower bound*). Tubos de alta pressão, entretanto, apresentam baixa restrição plástica porque são estruturas de paredes finas, que

não favorecem o estabelecimento de um estado plano de deformação. Além disso, tem-se a formação de uma condição de baixa triaxialidade resultantes do predomínio de carregamentos de tensão de membrana (conseqüência da pressão interna). Neste sentido, os métodos semi-empíricos têm a vantagem de considerar implicitamente o efeito de restrição plástica na ponta da trinca, já que foram desenvolvidos a partir de resultados de ensaios em escala real nos quais estes efeitos se manifestam diretamente. Contudo, leva a resultados mais conservativos quando a restrição plástica se apresenta diferentemente, pelo não estabelecimento de um estado plano de deformação.

A dificuldade em se transferir resultados laboratoriais para configurações de estruturas reais pode ser facilmente visualizada através da Figura 15.

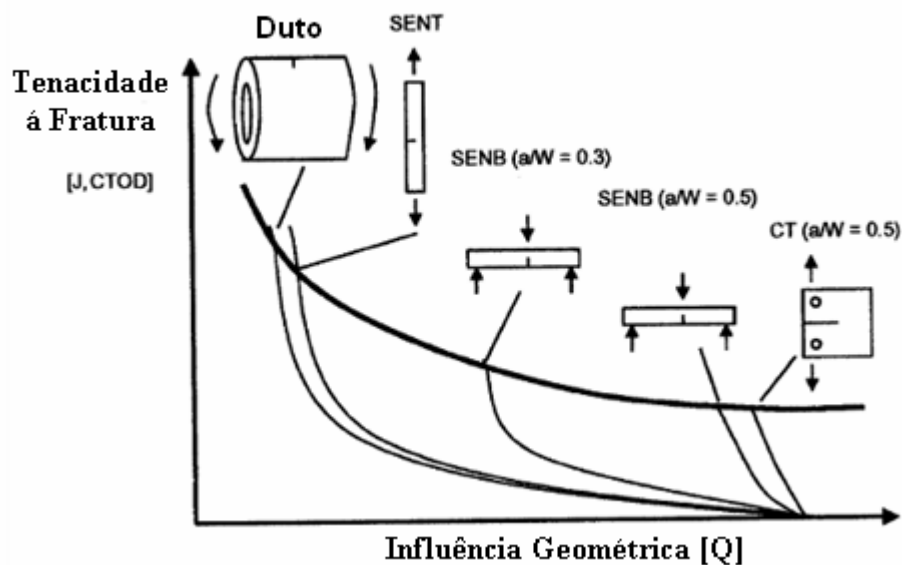


Figura 15: Influência da Geometria à Tenacidade a Fratura, Nyhus (2001)

Este gráfico apresenta qualitativamente o efeito de restrição plástica (*constraint*), dado pelo parâmetro Q , na variação da tenacidade à fratura de uma configuração geométrica específica. A curva principal mais espessa é o lugar geométrico dos valores de tenacidade determinados de forma analítica para diferentes configurações, enquanto que as linhas finas representam os valores de J ou $CTOD$ aplicados, Nyhus (2001). Observa-se que valores de tenacidade determinados em laboratório, com as normas vigentes são muito inferiores (*lower bound*) àqueles encontrados em estruturas reais. Devido ao fato de que em corpos-de-prova normalizados dos tipos C(T) ou SE(B), os níveis de restrição plástica serem significativamente superiores ao nível de restrição plástica atuante em dutos

contendo defeitos planares. As estimativas mais adequadas do nível de restrição plástica nestes seriam fornecidas por corpos de prova do tipo SE(B) contendo trincas rasas, ou melhor, corpo de prova de tração com entalhe de canto e submetidos a cargas trativas SE(T), resultando em estimativas mais realistas da tenacidade à fratura desta estrutura (Nyhus (2001)). De fato, é possível observar que para trincas rasas, em configurações SE(B) com $a/W = 0,30$, o nível de restrição é bastante inferior ao de CDPs padronizados, com profundidade de trinca da ordem de $0,5 \leq a/W \leq 0,7$. Dessa maneira, percebe-se que o comportamento à fratura de estruturas trincadas depende fortemente das condições de geometria e de carregamento (FalesKog (1998)).

Como a questão permanece aberta para a obtenção de um procedimento teórico-experimental, no qual se obtêm valores de tenacidade à fratura em condições mais próximas das condições de operação de estruturas tubulares; necessita-se empregar o uso de uma geometria de CDP não padronizada, no caso os espécimes SE(T), pois como podemos visualizar na Figura 15, este corpo de prova é o que mais se assemelha a condição de trabalho do duto.

2.6- Mecânica da Fratura Bi-paramétrica

A abordagem tradicional (monoparamétrica) da Mecânica da Fratura considera que um único parâmetro (K_{IC} , J_C e CTOD) é capaz de descrever os campos de tensão-deformação atuantes na região à frente da trinca e correlacioná-los à propagação do defeito em diferentes geometrias. Isto é possível porque o nível de deformação do volume de material adjacente ao defeito é pequeno (escoamento em pequena escala, *small scale yielding*, SSY) e os critérios de dominância ainda são válidos. Entretanto, quando há plastificação excessiva (escoamento em larga escala ou *large scale yielding* LSY), há interação entre o campo de tensão na ponta da trinca e os campos de tensão remotos (ou mesmo com superfícies livres da estrutura). Nestas condições, a tenacidade à fratura do material passa a depender da configuração geométrica e não pode mais ser descrita de forma monoparamétrica (Willians (1957)).

De maneira geral, o estado de tensões é induzido localmente no material pelo carregamento aplicado e pela geometria da estrutura. Por exemplo, em estruturas carregadas sob estado plano de deformação (EPD), onde a tensão perpendicular à direção de crescimento da trinca é elevada, desenvolve-se um alto grau de restrição plástica no volume de material à frente do defeito. Em contraste, sob estado plano de tensões (EPT) os

níveis de plasticidade local e o relaxamento do campo de tensões nas vizinhanças da trinca podem invalidar o conceito de similaridade e não é mais possível a descrição monoparamétrica das condições de fratura (Wang (1993)).

Uma abordagem que vem sendo desenvolvida para considerar o efeito da plastificação generalizada utiliza uma metodologia biparamétrica para descrever a evolução dos campos de tensões nas vizinhanças da trinca. O objetivo central é conseguir relacionar um estado de tensões referente à plasticidade generalizada a um estado de tensões dominado por um regime de pequenas deformações plásticas. Dentro desta abordagem, o parâmetro da integral J caracteriza as dimensões da região onde predomina a equação 6 e são válidas as soluções dos campos de Rice & Rosengreen (1968) (HRR). Um parâmetro adicional, expresso pela tensão-T ou pelo parâmetro Q, representa uma medida (quantificada) o estado triaxial de tensões atuante na vizinhança do defeito.

A teoria clássica da Mecânica da Fratura considera apenas o primeiro termo singular da série de Willians (1957) expressa na equação 15 e despreza todos os termos subseqüentes. Desta forma, a série reduz-se a uma equação em função apenas do parâmetro (K) para descrever o campo de tensão-deformação na ponta do defeito. Entretanto, o segundo termo da série expandida apresenta valores finitos na região, imediatamente ao redor do defeito (todos os demais termos são desprezados). A tensão-T, então, é o segundo termo da expansão da série, na qual as tensões elásticas são expressas em coordenadas polares (r, θ) centradas na ponta da trinca, assim vem:

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{(2\pi)r^{1/2}} g_{ij}(\theta) + T\delta_{1i}\delta_{1j} + O(r^{1/2}) + \dots \quad (15)$$

Onde δ_{ij} é o delta de Kronecker. A tensão-T é um parâmetro elástico não-singular obtido para pequenas deformações e materiais isotrópicos de comportamento linear elástico, que atua paralelamente à frente da trinca. Ela representa os diferentes níveis de tensão hidrostática atuantes na zona plástica devidos à tensão de Bridgman no ensaio de tração, utilizada para considerar o efeito da triaxialidade de tensões na região do pescoço de corpos-de-prova cilíndricos carregados sob tensão uniaxial. Por isto, o termo $T\delta_{1i}\delta_{1j}$, segundo Willians (1957), pode ter um efeito importante na descrição da forma da zona plástica e na distribuição de tensões em seu interior. Segundo esta abordagem, se houver uma região do sólido próxima à ponta do defeito na qual os dois primeiros termos da equação 15 forneçam uma boa estimativa dos campos de tensão-deformação, então pode-

se assumir que estes parâmetros caracterizam os campos de tensão na região próxima à trinca. Assim, toda informação sobre a configuração geométrica e o carregamento aplicado pode ser transmitida para a ponta da trinca através de K e T.

Sob condições de um estado de tensões dominado por um regime de pequenas deformações plásticas a zona plástica na ponta da trinca é muito pequena comparada às dimensões significativas: espessura, ligamento e comprimento de trinca (O'Dowd & Shih (1991,1992)). No caso de trinca estacionária, o campo HRR representa a solução para $T=0$. Com o aumento da carga aplicada, a condição acima pode ser eventualmente violada à medida que a zona plástica à frente da trinca aumenta de tamanho e passa a interagir com os campos de tensão remotos e com superfícies livres do corpo finito. A diferença entre o campo de tensões real no corpo finito e o campo de tensões formado pela solução de HRR é que o segundo quantifica a extensão do defeito de estado de tensões referente à plasticidade generalizada, ou de outra forma, quantifica o nível de restrição plástica na ponta da trinca (*crack tip constraint*) correspondente àquela configuração particular de geometria e carregamento aplicado (O'Dowd & Shih (1991,1992)).

Quando a deformação plástica ao redor da ponta da trinca aumenta significativamente, os critérios de dominância de K da Mecânica da Fratura Elástica Linear não são mais obedecidos e é necessário considerar uma descrição elasto-plástica dos campos de tensão-deformação na região ao redor do defeito. Isto pode ser feito através de uma série de potências, na qual a solução de HRR é o termo principal (vide equação 4). Os termos de graus superiores podem ser todos agrupados em um termo denominado “campo diferença” e assim tem-se:

$$\sigma_{ij} = (\sigma_{ij})_{HRR} + (\sigma_{ij})_{dif} \quad (16)$$

O parâmetro Q foi proposto então por O'Dowd & Shih (1991,1992) como uma medida da perda de restrição, tentando quantificar a diferença entre a solução referência (campo HRR) e o campo de tensões real, na forma:

$$\sigma_{ij} = (\sigma_{ij})_{SSY, T=0} + Q\sigma_0\delta_{ij} \quad (17)$$

onde Q é a medida da amplitude do campo de diferença, representando a medida direta da triaxialidade de tensões na ponta da trinca e escoamento em pequena escala, SSY. O parâmetro Q pode também ser expresso como a diferença normalizada do campo de tensões da ponta da trinca na geometria de teste, σ_{TG} e o campo de tensões na ponta da

trinca em regime SSY para uma chapa de dimensões infinita, σ_{SSY} ; como ilustra a Figura 16. Quando o campo de tensões na região próxima à trinca na geometria de teste é similar ou superior ao campo de tensões da solução referência (solução em SSY); o valor de Q é próximo de zero ou positivo e o nível de restrição plástica na geometria em questão é elevado (alta triaxialidade de tensões). Por outro lado, quando o campo de tensões na ponta da trinca está abaixo da solução considerando SSY, o valor de Q é negativo e o nível de restrição na geometria de teste é baixo (baixa triaxialidade de tensões). Deve-se notar, entretanto, que Q não é um valor constante para uma determinada geometria, mas que varia em função do carregamento aplicado porque os campos de tensões aplicados na ponta da trinca variam conforme o modo de carregamento (trativo, flexão, etc....) (O'Dowd & Shih (1991,1992)).

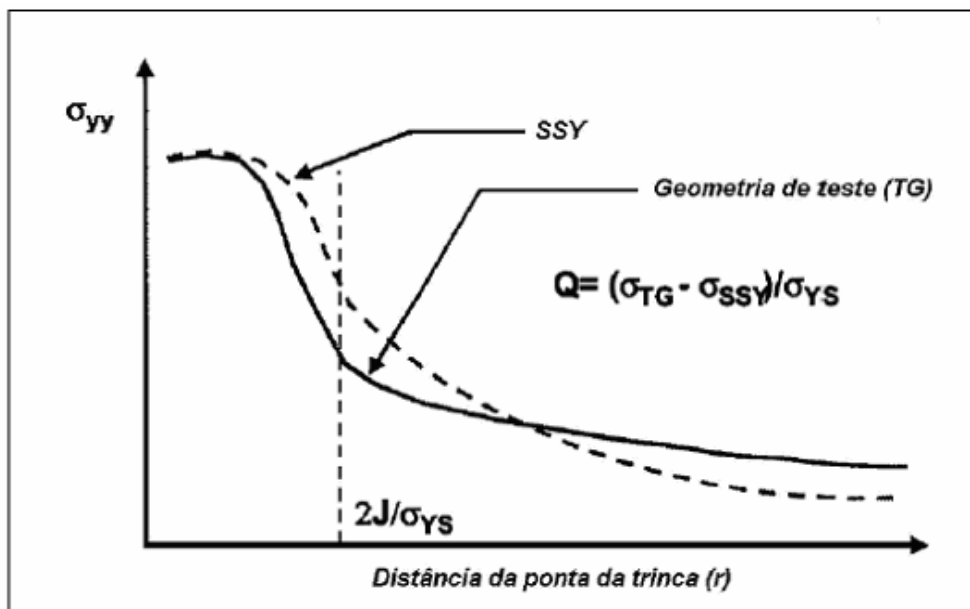


Figura 16: Determinação esquemática do parâmetro Q para um J aplicado (O'Dowd & Shih (1991,1992)).

Assim, tanto a tensão-T quanto o parâmetro Q são medidas do desvio do campo de tensões real no sólido em relação à solução referência (HRR), determinada em regime de escoamento limitado (SSY). Em particular, a teoria J-Q fornece um método de análise da fratura em sólidos plasticamente deformáveis com restrições menos rígidas que as impostas pela teoria J-T (O'Dowd & Shih (1991,1992)). Nesta última, o conceito de tensão T só é, rigorosamente, válido sob o regime elástico, sendo limitado sob condições de deformação plástica que violem a condição de SSY. Por outro lado, a implementação

simples e eficiente da teoria J-Q em procedimentos para análise de componentes estruturais é severamente complicada pela necessidade de um grande número de ensaios laboratoriais para se obter curvas experimentais J vs Q, e pela dificuldade inerente em estender a metodologia para estruturas 3D, uma vez que o parâmetro Q é, essencialmente, um parâmetro bidimensional. Finalmente, vale ressaltar que nenhuma dessas abordagens incorpora características micromecânicas do material em questão.

2.7- Determinação da curva J-R para espécimes C(T) de acordo com a norma ASTM E1820, de 2005.

Experimentalmente os valores da integral J são calculados a partir da área sob a curva carga versus deslocamento, o qual corresponde ao trabalho realizado durante a iniciação e propagação de trinca.

Os diagramas P x δ são obtidos por meio de ensaios de corpos-de-prova pré-trincados, padronizados e carregados contínua ou descontinuamente, são feitos via controle do deslocamento do pistão (LVDT do sistema universal de ensaios mecânicos) ou da abertura da boca a trinca do espécime por um extensômetro acoplado à boca do entalhe.

A curva J-R consiste em um gráfico da Integral J versus extensão da trinca Δa , na região de crescimento de trinca controlado por J. Como a extensão da trinca varia continuamente durante o ensaio, o valor de J deve ser calculado de modo incremental.

A formulação abaixo representa a obtenção dos parâmetros para o cálculo de J, segundo a norma ASTM E1820 (2005):

A integral J apresenta duas componentes, sendo uma parte elástica e outra plástica:

$$J_i = J_{(el)i} + J_{(pl)i} \quad (18)$$

Sendo que as componentes elástica e plástica são dadas pelas seguintes expressões:

$$J_{(el)i} = \frac{K_i^2 \times (1 - \nu^2)}{E} \quad (19)$$

Onde:

- K → fator de intensidade de tensão;
- ν → coeficiente de Poisson;
- E → módulo de elasticidade do material.

$$J_{(pl)i} = \left[J_{pl(i-1)} + \left(\frac{\eta_{(i-1)}}{b_{(i-1)}} \right) \frac{(P_i + P_{(i-1)}) \times (v_{pli} - v_{pl(i-1)}) / 2}{B_N} \right] \times \left[1 - \gamma_{(i-1)} \times \frac{a_i - a_{(i-1)}}{b_{(i-1)}} \right] \quad (20)$$

Os coeficientes da equação (20) são dados por:

$$\eta_{(i-1)} = 2 + \frac{0.522 \times b_{(i-1)}}{W} \quad (21)$$

$$\gamma_{(i-1)} = 1 + \frac{0.76 \times b_{(i-1)}}{W} \quad (22)$$

$$v_{pli} = v_i - (P_i \times Cc_i) \quad (23)$$

Onde:

$v_{pli} \rightarrow$ parte plástica do deslocamento na linha de carga;

$Cc_i \rightarrow$ flexibilidade elástica corrigida fornecendo o comprimento de trinca atualizado a_i .

Sendo que o parâmetro K para o corpo de prova C[T] é obtido pela equação:

$$K_{(i)} = \left(\frac{P_{(i)}}{B_N \times \sqrt{W}} \right) \times f\left(\frac{a_i}{W} \right) \quad (24)$$

E:

$$f\left(\frac{a_i}{W} \right) = \frac{\left[\left(2 + \left(\frac{a_i}{W} \right) \right) \times \left(0.886 + 4.64 \times \left(\frac{a_i}{W} \right) \right) - 13.32 \times \left(\frac{a_i}{W} \right)^2 + 14.72 \times \left(\frac{a_i}{W} \right)^3 - 5.6 \times \left(\frac{a_i}{W} \right)^4 \right]}{\left(1 - \frac{a_i}{W} \right)^{3/2}} \quad (25)$$

Os limites máximos para a validade dos valores de J e do crescimento de trinca Δa , de acordo com a norma ASTM 1820, são afixados em relação à espessura do corpo de prova e ao ligamento original, ou seja:

$$B, b_0 \geq \frac{20 \times J \max}{\sigma_y} \quad (26)$$

$$\Delta a_{\max} \leq 0,10 \times b_0 \quad (27)$$

Onde:

$\sigma_y \rightarrow$ valor médio entre o limite de escoamento e o limite de resistência do material.

A configuração adotada acima tenta garantir um estado de deformação

predominantemente plana, na frente da trinca, segundo a norma ASTM 1820. Para tanto há algumas alterações, em relação ao CDP adotado, que possui geometria diferenciada, como poderá ser visto em materiais e métodos.

2.7.1- Validação dos dados de propagação de trincas

A norma ASTM-1152 (1996) para obtenção da curva J-R estabelece que são requeridos 10 pares de dados ($\Delta\bar{a}_p$, J) no mínimo, sendo dois deles necessariamente entre a ordenada J e a linha secante definida por $J = 4/3 \times S_y \times \Delta\bar{a}_p$, e os oito restantes entre essa última e o nível máximo de propagação de trincas, fixado em 10% do ligamento original, b_0 . A norma estabelece a capacidade máxima da Integral J do corpo de prova em termos de seu ligamento original e da sua espessura líquida, B_N , bem como da resistência efetiva do material metálico ao escoamento global, S_y , a qual é dada pela média entre o limite de escoamento, S_E , e o limite de resistências, S_R , ambas as tensões de engenharia em tração monotônica uniaxial. A Figura 17 ilustra estes requerimentos.

$$J_{\max} = S_y \cdot B_N \cdot b_0 / 20 \quad (28)$$

Para assegurar que o processo de propagação dúctil se dê sob condições de deformação predominantemente plana na ponta da trinca, são fixados níveis máximos de tunelamentos permitidos para a pré-trinca por fadiga (trinca original) e para a frente de propagação monotônica. A introdução de entalhes laterais, “side-grooves”, preferencialmente após a operação de pré-trincamento, de tal modo que se tenha nessa etapa um controle mais eficaz sobre a uniformidade e o comprimento da trinca durante o ensaio (tal como visualmente monitorado por meio da observação das bordas laterais do CDP), suprimindo ao mínimo a formação de lábios de cisalhamento na etapa de crescimento da trinca por carregamento monotônico. Também, essa prática define um plano virtual de propagação da trinca e em adição induz o desenvolvimento de frentes retas de propagação; que são indispensáveis tanto para o sucesso da aplicação das técnicas automatizadas de monitoração de crescimento de trincas, quanto para uma perfeita simulação de trincas dúcteis propagando em seções espessas de componentes estruturais.

A imposição de requisitos quanto às mínimas dimensões necessárias para corpos de prova utilizados no levantamento de curvas J-R, especificamente quanto ao seu ligamento original e a sua espessura líquida, tenta em adição garantir um estado plano de deformação.

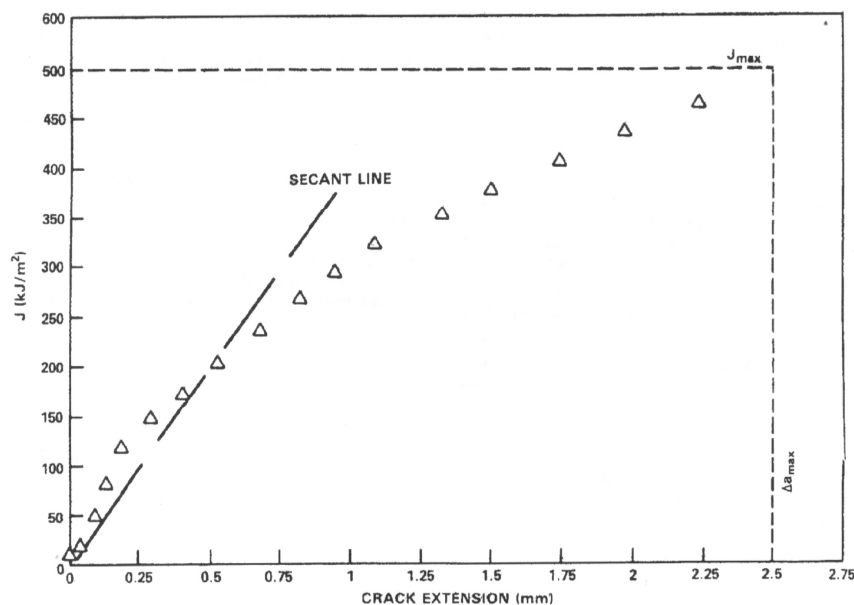


Figura 17: Validação dos dados da curva J x R pela norma ASTM 1152 (1995)

2.8- Diferentes Métodos para Levantamento de Curvas J-R

2.8.1- Considerações gerais

A primeira técnica a ser desenvolvida, e provavelmente até hoje a mais simples, direta e amplamente difundida para a determinação de curvas J-R é a que utiliza múltiplos corpos de prova, descrita no item 2.8.2.

Além disso, os métodos normalizados de ensaios utilizando a Integral J como parâmetro de tenacidade impõem certas condições quanto ao posicionamento dos pontos de dados versus Δa_p , que podem ser facilmente satisfeitas caso a extensão da trinca seja monitorada continuamente durante toda a execução do ensaio. Isso se torna possível caso se utilize apenas a técnica de um CDP para a obtenção de toda a curva de tenacidade J; assim, em decorrência da necessidade de pequenos incrementos de propagação de trinca, torna-se imprescindível a aplicação de técnicas mais avançadas que a originalmente desenvolvida.

Estas constatações levaram à elaboração de processos mais sofisticados, como Variação da Flexibilidade Elástica, VFE, Normalização Linear da Carga, NLC e Queda de Potencial Elétrico, QPE. Esses são mais rápidos e menos afetados pela não homogeneidade natural dos materiais, minimizando-se assim a variedade das curvas J-R possibilitando o uso de um único CDP para o levantamento da curva J-R completa. Assim,

eles vêm obtendo maior destaque no campo da tecnologia de ensaios da MFEP.

2.8.2- Múltiplos Corpos-de-Prova

Esta técnica consiste em carregar diversos CDP idênticos a diferentes níveis de deslocamento monotônico crescente. Sendo posteriormente realizada a determinação da propagação da trinca através da definição dos contornos destas (por meio de aquecimento em atmosfera oxidante ou via carregamento final em fadiga), seguida por uma análise óptica dos níveis de propagação, técnica desenvolvida e discutida por Begley & Landes (1974).

Esta técnica, apesar de muito precisa e confiável, apresenta algumas desvantagens consideráveis, tal como, ser um ensaio que ocupa um tempo demasiado dos equipamentos de ensaios, sendo assim muito trabalhosa, e por ser uma técnica destrutiva, necessita de muito material, tornando-se um meio de se obter resultados relativamente caros. Como se não bastasse estes empecilhos, existe uma grande influência da não homogeneidade das propriedades do material, por se ensaiar vários espécimes, de tal forma que interfere na reprodutividade dos parâmetros do ensaio e nos resultados.

Para tanto, foram desenvolvidas novas técnicas de ensaio, visando à minimização das desvantagens acima, como, diminuir a influência do operador e técnicas mais rápidas que não sejam afetadas pela não homogeneidade do material.

Assim foram desenvolvidos métodos em que se utilizando somente um único CDP para o levantamento de uma curva J-R completa, sendo algumas delas citadas a seguir, nos tópicos 2.8.3 e 2.8.4.

2.8.3- Queda do Potencial Elétrico (QPE)

Como o nome já sugere, este método consiste em uma diferença de potencial tomada entre duas regiões simétricas do corpo. Segundo Gibson (1987), a passagem de corrente elétrica em um CDP tem associação com as alterações no comprimento da trinca durante o seu carregamento mecânico.

Consiste na aplicação de corrente alternada ou corrente contínua, pois como ocorre no ligamento do corpo de prova de aços estruturais de elevada tenacidade, sob carregamento monotonicamente crescente, as deformações elasto-plásticas afetam a permeabilidade magnética e a resistividade elétrica do material, Colafemea (2001). Uma observação importante e que deve ser considerada é a eficácia surpreendente maior da

corrente alternada, na presença de grande plasticidade.

Deve existir uma relação entre a sensibilidade de detecção e o nível de ruído dos sinais de corrente (que reduz a precisão do método), pois ambos se intensificam à medida que a frequência e a intensidade da corrente é aumentada, no local onde os terminais são colocados mais próximos da ponta da trinca, Gibson (1987). Deve ser considerado também o efeito das tensões elásticas na resistência elétrica, Colafemea (2001).

Segundo Okumura et al (1983), que ensaiaram materiais metálicos estruturais em uma ampla gama de tenacidades, obtiveram bons resultados utilizando corrente alternada, em níveis de corrente muito mais baixos do que no caso a corrente contínua; a sensibilidade desta versão a alterações no comprimento da trinca é menos afetada pelo tamanho do corpo de prova e não está sujeita a força eletro-motriz, que são termicamente induzidas quando o ensaio é realizado em temperaturas diferentes da ambiente. Mas a maior vantagem do método de corrente alternada é que o efeito da plasticidade sobre as propriedades eletromagnéticas do material metálico ensaiado é bem inferior do que no caso da utilização da versão por corrente contínua.

Os CDPs utilizados em ensaios de tenacidade por meio da técnica de queda de potencial elétrico, invariavelmente possuem entalhes laterais (“side-grooves”), que impõem elevada restrição ao fluxo plástico, reduzindo a influência negativa do mesmo na capacidade de detecção e monitoração do avanço da trinca. Assim por Tarpani (1995) dois são os mecanismos básicos pelos quais a deformação plástica do ligamento do espécime prejudica a conversão confiável do sinal de queda de potencial elétrico: o macroscópico, devido à variação dimensional do CDP, especificamente contração lateral ao longo de sua espessura levando ao aumento da resistência elétrica na região da ponta da trinca (acompanhado de extensão e conseqüente redução da resistência elétrica na porção posterior do CDP), e o microscópico, que devido ao encruamento do material, bem como aos processos de nucleação, crescimento e coalescimento de micro vazios (que definem o próprio crescimento dúctil da trinca), influenciando na resistência elétrica por interferência na resistividade do material.

Portanto, devido à natureza contínua da técnica da queda de potencial elétrico, menores variações ocorrem nas quantidades a serem monitoradas e conseqüentemente o espalhamento de dados tende a ser relativamente reduzido. Tem-se ainda uma maior sensibilidade, detectando mais rapidamente a iniciação do rasgamento. Além de menor consumo de tempo, devido à ausência de ciclos de descarregamento e carregamento, necessários para a técnica de variação da Flexibilidade elástica, esta permite ainda

elevadas taxas de carregamento, tendo finalmente uma melhor reprodutividade de procedimento e resultados.

Por outro lado, a técnica de QPE parece não ser efetiva, tanto na detecção da iniciação quanto na monitoração do processo de propagação, em se tratando de ensaios com carregamentos monotonicamente crescentes utilizando CDPs mais robustos.

O equipamento básico compreende em um gerador (amplificador de potência) utilizado como fonte de corrente (alternada), um osciloscópio para gerar os sinais de entrada no CDP, um amplificador diferencial para receber e amplificar os sinais de saída e um detector sensível de fase para demodular, e/ou retificar esses sinais amplificados. Um esquema didático é apresentado a seguir na Figura 18.

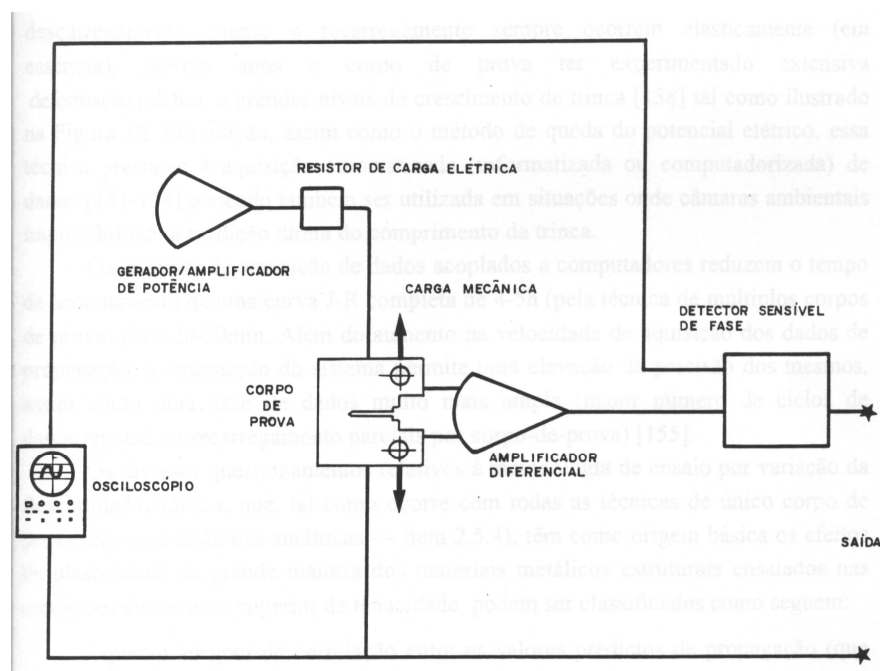


Figura 18: Desenho esquemático do sistema de obtenção de curvas JxR por Queda de Potencial Elétrico (Tarpani (1995)).

2.8.4- Variação da Flexibilidade Elástica (VFE)

No método da Variação da Flexibilidade Elástica, o comprimento da trinca é calculado em intervalos regulares durante todo o ensaio pelo descarregamento parcial do corpo-de-prova e a medida de sua Flexibilidade. Que é recíproco da inclinação da curva carga X deslocamento, normalizada pelo módulo de elasticidade E e considerando a espessura B, do CDP, Clarke et all. (1976).

Quando a trinca cresce, o CDP torna-se mais “flexível” e este aumento da flexibilidade é então associado ao incremento da extensão dúctil da trinca, por meio de ciclos sucessivos de descarregamento e carregamento parciais. Para tanto, o método tem algumas restrições, como os ciclos de descarregamento e carregamento devem sempre ocorrer elasticamente, para que se possa ter a inclinação destas retas e consequentemente os respectivos módulos e elasticidade, como podem ser notados na Figura 19.

Clarke (1991) mostrou que pequenos descarregamentos, da ordem de 10% do valor da carga máxima, não afetam os resultados do ensaio, comprovando assim a viabilidade do método. Se empregados sistemas de aquisição e análise de dados acoplados a computadores, o tempo de levantamento de uma curva J-R completa se reduz de 4-5 horas, se realizado pela técnica dos múltiplos corpos-de-prova, para de 20 a 30 minutos.

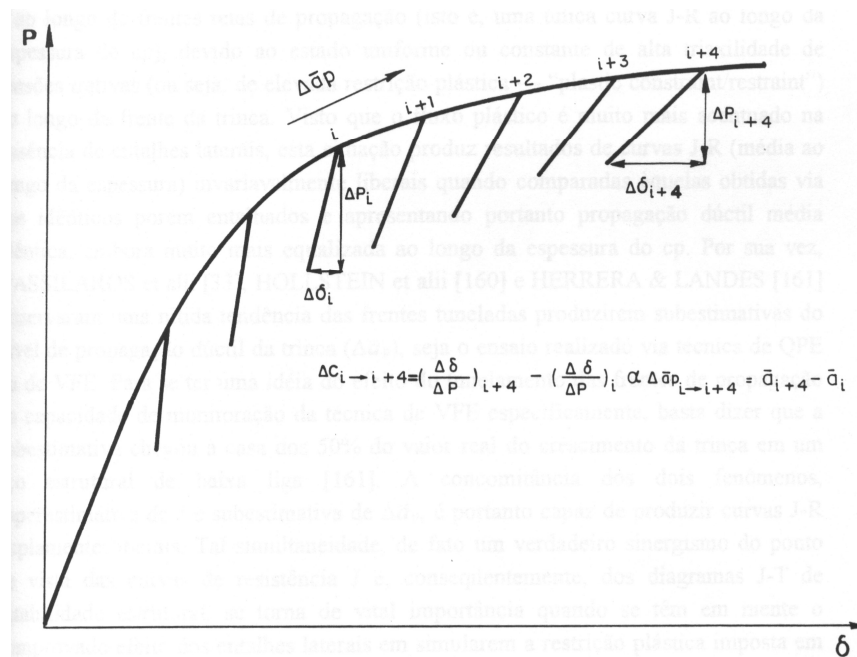


Figura 19: Curva tensão deformação vista durante o ensaio de variação da Flexibilidade Elástica (Anderson (1995)).

As dificuldades relativas a este método têm origem básica nos efeitos de plasticidade da grande maioria dos materiais metálicos estruturais ensaiados, características dos metais com alta ductilidade. A ocorrência de tunelamento na frente da trinca causa dois problemas, Vassilaros et all. (1980), a super-estimativa de J e a sub-estimativa dos valores de propagação dúctil da trinca. Em vista disto, propuseram a diminuição do efeito de plasticidade do material por meio de entalhamento lateral dos CDPs. A introdução de entalhe lateral de 20% na espessura do Corpo de prova minimiza o

efeito de tunelamento, produzindo frentes retas de propagação, devido ao maior confinamento plástico e eliminação da condição de dominância de um estado de tensão plana que sempre é estabelecida nas bordas laterais dos CDPs. Aumentando o grau de correlação entre os valores preditos de propagação e aqueles fisicamente mensurados e consequentemente levando a maior confiabilidade na utilização da técnica. Também, os efeitos de plasticidade dependentes do tempo (fenômenos de relaxação de tensão ou carga, visco elasticidade, bem como de fluência) podem influir na não linearidade $P-\delta$, particularmente em ensaios de materiais inerentemente dúcteis realizados a elevadas temperaturas, Vassilaros et all. (1980).

A detecção de valores negativos de nível de propagação dúctil de trincas constitui um fenômeno comum nos ensaios utilizando a técnica de flexibilidade elástica, e se acredita que esses são devidos à fricção e atrito naqueles pontos críticos de contacto, relativos ao desalinhamento do dispositivo de carregamento, à deformação elástica do mesmo, à forte interação inicial entre os pontos de contacto acima referidos, ao mau balanceamento e não zeragem dos dispositivos eletrônicos e, finalmente, os efeitos físicos de arredondamento e estiramento. Um outro problema característico são os problemas de fadiga, devida à repetida aplicação de descarregamentos mecânicos durante ensaios, usando a Técnica de Variação de Flexibilidade Elástica, Rosenthal et all (1990).

Este método tem importante aplicação em ensaios de CDPs imersos em ambientes agressivos ou corrosivos que possuem as mais diversas condutividades elétricas, pois se comparado aos outros métodos não exige correções ou recalibrações.

Para a aplicação desta técnica temos como equipamento básico um condicionador de sinais de célula de carga, um de deslocamento (LVDT do pistão), um de deformação via extensômetro e um amplificador eletronicamente estável. Deve ser realizada a calibração dos sistemas de aquisição de sinais de carga, deslocamento e deformação, ajustando esses aos equipamentos eletrônicos que são controlados por um computador que realiza o armazenamento e processamento dos dados dos ensaios. As curvas R_s são obtidas também através de métodos numéricos, através de softwares desenvolvidos que simulam a propagação da trinca conforme a aplicação de carga, estes serão os métodos para se obter resultados de comparação para o aço de confecção de dutos de condução de gás para a Petrobrás. Na Figura 20 podemos visualizar um sistema de ensaio para variação da flexibilidade.

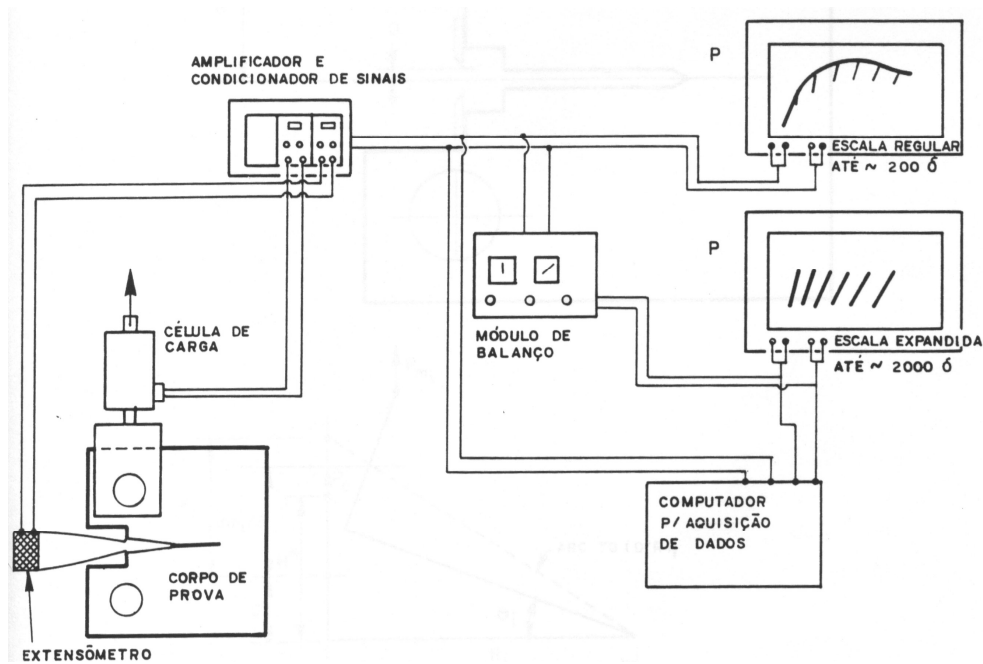


Figura 20: Desenho esquemático do sistema de obtenção de curvas J x R por Variação da Flexibilidade Elástica (Tarpani (1995)).

2.8.5- Normalização Linear da Carga (NLC)

A mais recente tendência neste campo é o uso de técnicas de normalização, que utilizam apenas um único corpo de prova para a derivação das curvas J-R.

Todas as técnicas de normalização se baseiam no princípio da separação de cargas, onde a carga mecânica P , pode ser escrita como uma função do comprimento de trinca a , e o correspondente deslocamento plástico, v_{pl} :

$$P = G(a/w) \cdot H(v_{pl}) \quad (29)$$

Quando a carga P é dividida pela função comprimento de trinca $G(a/w)$, uma carga normalizada P_N é definida:

$$P_N = P/G(a/w) = H(v_{pl}) \quad (30)$$

No método computadorizado, faz uso da correlação linear existente entre o gradiente de carga normalizada, ΔP_N , e o comprimento de trinca, Δa , Fig.21, Schwalbe & Reese (1993). A equação incremental relacionando estas duas variáveis é descrita como:

$$\Delta P_{N(i)} = P/G(a_i/W) - P/G(a_0/W) \quad (31)$$

Sendo a_0 o comprimento inicial de trinca e o índice i , um fator incremental relacionado ao crescimento da trinca no corpo de prova em ensaios de tenacidade à fratura Integral-J.

Esta pesquisa apresenta uma comparação entre resultados da Técnica de Normalização Linear e os obtidos a partir da tradicional Técnica de Variação de Flexibilidade Elástica. Colafemea (2004), após exaustivo desenvolvimento computacional, mostrou que a Normalização Linear constitui-se um método absolutamente simples, rápido e confiável, aplicado a espécimes C(T).

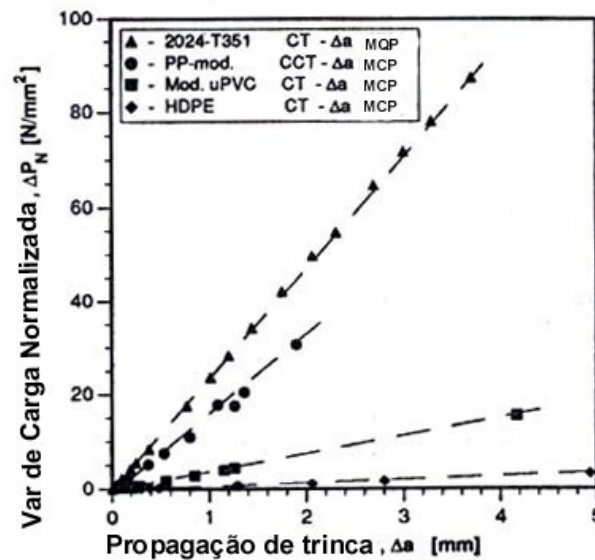


Figura 21: Relação linear entre ΔP_N e Δa , Schwalbe & Reese (1993)

3. MATERIAIS E MÉTODOS

O corpo-de-prova em questão apresenta uma geometria não padronizada, possuindo a linha de centro de carregamento coincidente com a linha de centro longitudinal do espécime. Isso reflete em medir o deslocamento da linha de carga a frente da ponta da trinca para razões de $a/W < 0,5$, o que nunca ocorre nos CDPs padronizados pela ASTM, ocasionando em duas medições distintas: CMOD e LLD.

Portanto, um grupo de trabalho foi constituído, voltado a desenvolver um projeto teórico/analítico e experimental para se obter as curvas J-R desta nova geometria adotada (SE(T)), a qual se assemelha, aproximadamente, às condições de propagação da trinca em dutos pressurizados. Grupo este, composto por especialistas da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo (POLI), NAMEF, os quais desenvolveram análises em elementos finitos, para o cálculo das curvas de resistências J-R em corpos de prova SE(T), via variação da flexibilidade elástica. Conjuntamente, especialistas da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC), NEMAF, do Departamento de Materiais, Aeronáutica e Automobilística, sendo esses, responsáveis pelo desenvolvimento de uma reprodução laboratorial e de uma metodologia experimental que forneça valores consistentes de curvas de resistência à propagação da trinca.

Neste capítulo, são apresentados os procedimentos de ensaio desde a elaboração dos corpos de prova e as análises microestruturais do material em questão. Serão também apresentadas as dimensões geométricas desenvolvidas para melhor representarem a realidade dos dutos de condução de gás e petróleo com um defeito tipo trinca disposta longitudinalmente, assim como, os procedimentos de ensaio para se obter as propriedades mecânicas do material API-X60. Finalmente, são comparadas e discutidas as diferentes técnicas de ensaios para medir os deslocamentos na boca da trinca CMOD e na linha de carga, bem como o uso da queda de potencial elétrico para avaliar o tamanho da trinca, junto com as análises das formulações adotadas para a obtenção das curvas de energia J-R.

3.1- Material e Ensaio de Propriedades Mecânicas

O aço empregado no desenvolvimento deste trabalho é denominado, segundo a American Petroleum Institute, API, de aço API-X60, que corresponde a um aço microligado apresentando em sua composição química elementos como silício, manganês, vanádio e nióbio, ver Tabela 5. A elaboração deste aço se dá através do processo de laminação controlada na faixa de temperatura de 690 a 700 °C, sendo fornecido na forma de chapas de espessuras variadas. No Brasil ele é fabricado pela USIMINAS e utilizado na produção de tubos pelo processo de fabricação U-O-E, conforme já explicado no item 2.1.3.

Tabela 5- Composição química em porcentagem de peso de elementos de liga obtido para o aço API 5L X60, segundo a API.

Parâmetros	PSL1	PSL2
Máxima %C para tubos sem costura	0,28% para grau B e superiores	0,24%
Máxima %C para tubos com costura	0,26% para grau B e superiores	0,22%
Máxima %P	0,030% para grau A e superiores	0,025%
Máxima %S	0,030%	0,015%

3.1.1- Análise da Caracterização Microestrutural do aço API-X60

A caracterização foi feita de acordo com a norma ASTM E45 (1997), retirando amostras referentes aos três planos preferenciais: longitudinal, transversal e ao longo da espessura da chapa. Inicialmente, as amostras foram desbastadas em uma lixadeira elétrica para, posteriormente, serem embutidas em baquelite. A seguir, as amostras foram submetidas a uma seqüência de lixas de granas #80, #120, #360, #400, #600, #800, #1200 e #2000, possibilitando uma superfície isenta de riscos profundos. Consequente as amostras foram submetidas ao polimento final, com solução aquosa de alumina de 1 µm e de pasta de diamante com ¼ de µm. As microestruturas foram reveladas com o uso de uma solução de nital 2% e analisadas em microscópio ótico.

3.2- Propriedades mecânicas do aço API-X60

3.2.1- Ensaio de Tração

Conforme visto nos capítulos anteriores a norma API-5L define os valores mínimos de resistência mecânica em tração para os vários graus de aços, de X42 a X80. Estes valores devem ser obtidos em corpos-de-prova retirados paralelamente à direção de

laminação, com espessura e acabamento superficial mantida igual aos da chapa original. Assim, foram realizados ensaios à temperatura ambiente conforme a norma ASTM E8M (1997) para a obtenção dos dados da curva tensão-deformação, como limite de escoamento e de resistência e módulo de elasticidade. Os resultados possibilitaram o dimensionamento do sistema de garras e pinos que acoplam os espécimes ao frame servo-hidráulico. A figura 22 apresenta a geometria e as dimensões do corpo de prova utilizado.

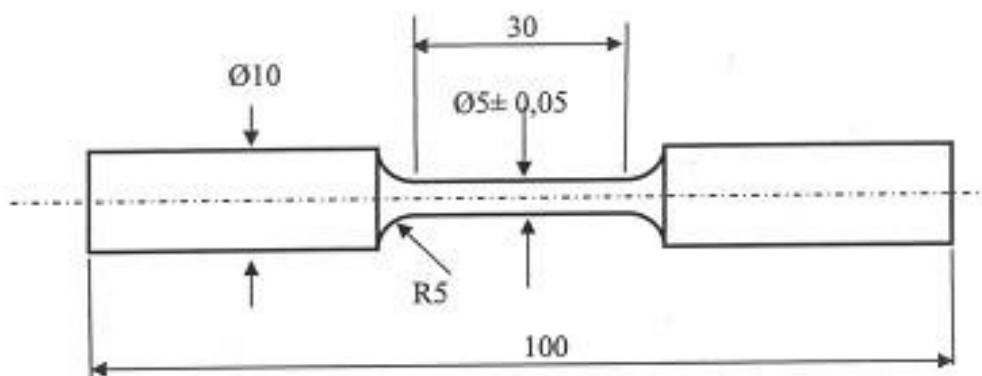


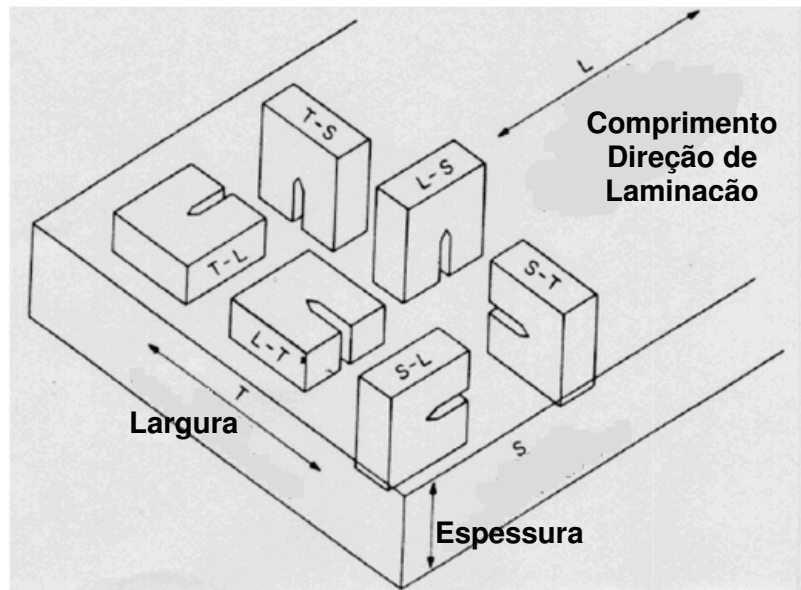
Figura 22: Geometria e dimensões do corpo de prova para o ensaio de tração.

3.2.2- Ensaio Charpy

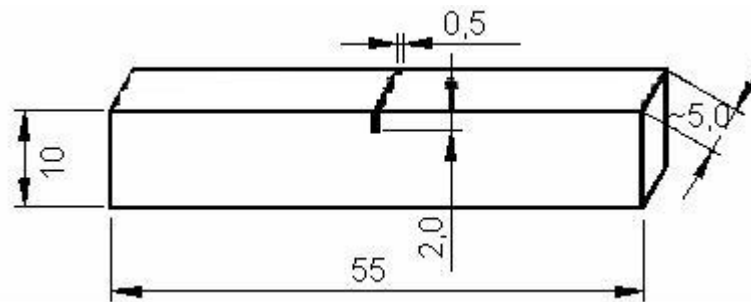
Para a determinação da curva de transição dúctil-frágil do material, 10 amostras foram extraídas da chapa na configuração TL, como pode ser observado esquema na Figura 23. Corpos de provas padronizados com 10 mm de sessão quadrada de lado e 55 mm no comprimento, foram fabricados conforme a Norma ASTM E23 (1998). Os ensaios foram conduzidos em uma máquina Charpy instrumentada com capacidade de até 500 J. Os valores de energias líquida e bruta, foram obtidos tanto a partir de um registrador analógico ou digitalmente através do programa de ensaio do equipamento.

Temperaturas nominais de ensaio foram de 25, -40, -60, -80 e -100 °C, escolhidas numa escala decrescente a partir da temperatura ambiente, de modo a registrar o decaimento da energia absorvida para a fratura desde seu patamar superior (*upper shelf*) até o patamar inferior (*lower shelf*). Para obtenção da temperatura de ensaio os corpos-de-prova foram imersos em banhos criogênicos contendo uma mistura de álcool etílico e nitrogênio líquido, estabilizados em ± 2 °C em torno da temperatura nominal desejada, e nele mantidos por, aproximadamente, 15 minutos. Após este período, o corpo-de-prova era posicionado na máquina de ensaios e o martelo liberado em menos de 5 segundos, para que não houvesse aquecimento durante o manuseio. O posicionamento do CDP no suporte da máquina era feito com pinças, cujas extremidades também tinham sido, previamente,

mantidas imersas no banho na temperatura de ensaio. Finalmente, foram testados 2 CDPs para cada temperatura.



(a)



(b)

Figura 23: (a) Esquema e denominação de retirada de corpos de prova. (b) Corpos de prova do tipo Charpy segundo a norma ASTM E23 (1997).

3.3- Ensaio de Tenacidade

Como já mencionados, os ensaios referentes à obtenção dos resultados de tenacidade à fratura elasto-plástica, para aquisição das curvas J-R foram embasadas em três metodologias para o alcance dos deslocamentos e do tamanho da trinca: variação da flexibilidade elástica, normalização linear da carga e queda de potencial elétrico. Para tanto, foram utilizados espécimes SE(T), *Single Ed Notch Specimen*, extraídos da direção longitudinal de uma placa de 1/2" de espessura em placas de aço API-5L X60, resultando espécimes de orientação LT.

3.3.1- Geometria e Dimensões do Corpo de Prova SE(T)

Desejam-se desenvolver corpos de prova que representem os efeitos da deformação elasto-plástica para a iniciação da fratura e a ductilidade do crescimento da trinca em dutos pressurizados internamente e dado ao fato de os CDPs que atendem estas condições não serem padronizados para os testes de fratura sob condição de deformação plana, houve a necessidade do desenvolvimento de equações aproximadas para a avaliação da integral J destes espécimes, bem como os parâmetros que possibilitem a determinação do comprimento de trinca pela metodologia da flexibilidade elástica, de forma a obter os valores de Δa (eixo da abcissa).

A geometria proposta tem por natureza passar para o ensaio uma repetição dos parâmetros reais de operação do material, obtendo assim, valores, senão iguais, os mais próximos possíveis dos de energias necessários para que se dê a propagação de um defeito tipo trinca, disposta longitudinalmente em dutos. Assim sendo, baseado nas literaturas atuais e na capacidade da máquina de ensaio, foi desenvolvida uma forma geométrica tal que pode ser vista na Figura 24; tomando como base as relações geométricas fornecidas por Joyce et al (1993), onde se tem que $W/B = 2,56$ e $H/B = 8,56$. As variações destas relações geométricas, assim como suas influências nas curvas J-R são mostradas por Craverro e Ruggieri (2007), no trabalho desenvolvido em conjunto neste projeto, e refletem que a flexibilidade normalizada é independente da relação H/W para espécimes SE(T) carregados por pinos; neste caso, todas as curvas colapsam em uma única curva que define a dependência de μ com a relação a/W . Porém esta relação H/W têm efeitos consideráveis sobre os fatores η^{LLD} , desta forma, não é acurado o emprego de somente um polinômio de ajuste para todas as proporções geométricas e propriedades de material considerados como no caso dos fatores η^{CMOD} , não ocorrendo o mesmo para espécimes fixados por garras. No entanto, com o intuito de se comparar a metodologia desenvolvida por Joyce et al (1993) e a apresentada por Craverro e Ruggieri (2007), foi-se utilizado as relações geométricas acima.

É sabido que os corpos-de-prova, que melhor representam as condições de operação de um duto são o SE(T), carregamento em tração pura, realizado através de pinos. A condição ideal seria retirar os CDPs diretamente do duto no final do seu processo de fabricação. Nesta condição, o material está mais encruado que a chapa inicial, e ainda não apresenta o endurecimento adicional obtido com a deformação plástica que ocorre no endireitamento do duto. Entretanto, como o principal objetivo deste trabalho é o

desenvolvimento de uma metodologia consistente e prática para determinação da resistência a propagação de trincas no duto, por facilidade optou-se por espécimes confeccionados na direção de laminação da chapa laminada de dimensões 31,75 x 2.465,00 x 12.350,00 mm antes da fabricação do duto, de tal forma que a trinca se propagará na direção longitudinal do duto.

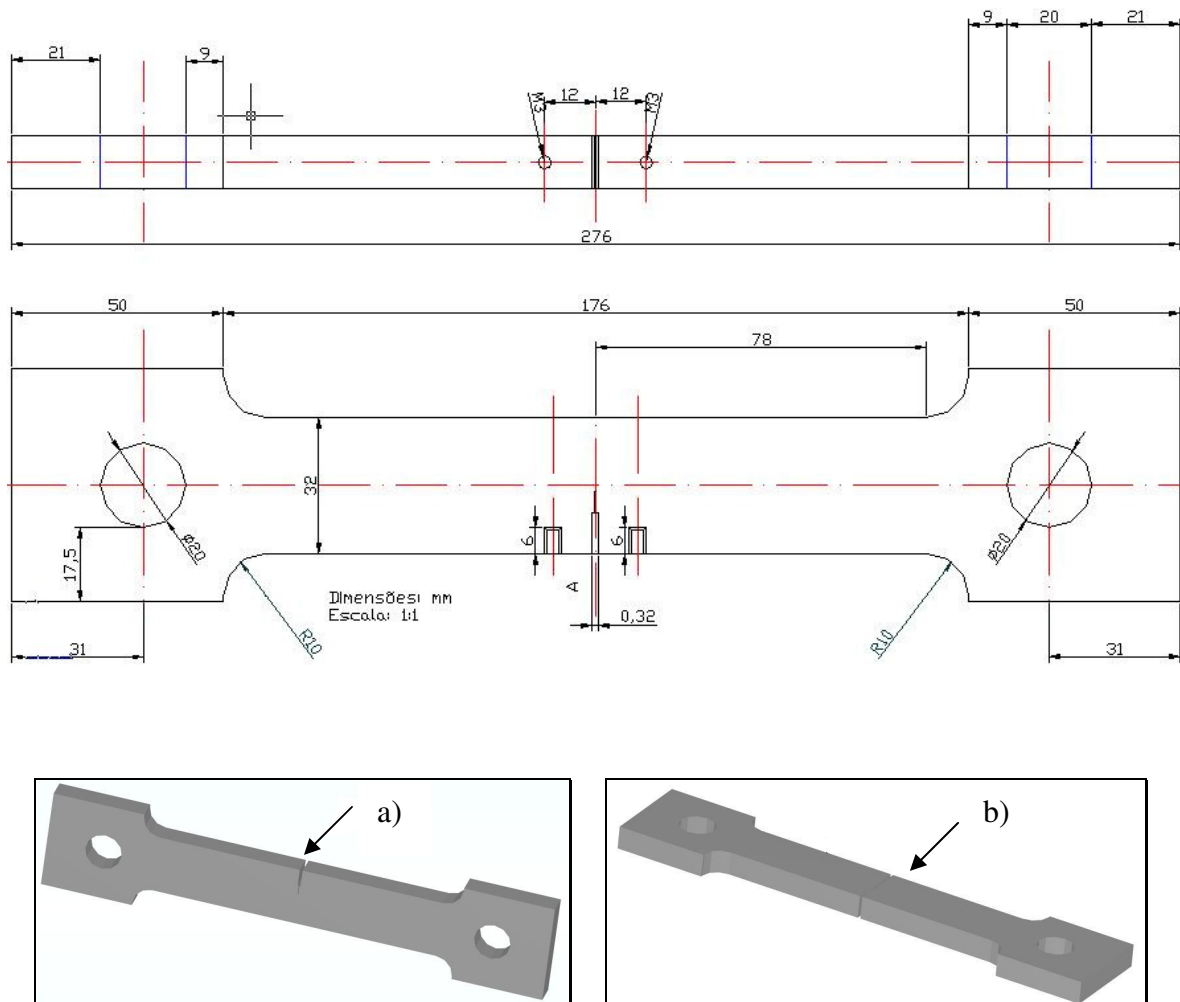


Figura 24: Projeto da nova geometria de espécime SE(T) do aço API X-60, com espessura de 12,5 mm, (a) sem entalhe lateral e (b) com entalhe lateral.

3.3.2- Equipamentos de Ensaio

Os ensaios foram realizados no Núcleo de Ensaios de Materiais e Análise de Falhas, NEMAF, da Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, Departamento de Materiais, Automobilismo e Aeronáutica. Os procedimentos de ensaio de tenacidade à fratura elasto-plástica foram feitos em uma máquina servo-hidráulica, constituída de um controlador MTS Flex Test GT e com capacidade de carga de 250 kN. A aquisição deste controlador e de programas específicos de ensaios, através de um

projeto Temático FAPESP, possibilitou a realização da parte experimental, sendo que programas especiais fizeram as leituras de carga, deslocamento do pistão LVDT, abertura dos extensômetros na boca da trinca (CMOD) e na linha de carregamento (LLD) utilizando o LVDT ou o extensômetro e a diferença de potencial elétrico.

A célula de carga utilizada foi de 250 kN, devido ao fato de as cargas de ensaio chegarem até valores de 175 kN, também se usou um extensômetro com capacidade de leitura entre 6 e 18 mm para medição do CMOD e outro com variação de 12 a 16 mm para medição da LLD, ambos utilizados para obtenção da variação de comprimentos de trinca e para o cálculo da área plástica. Um LVDT, tipo haste, foi acoplado na linha de centro de carregamento, alimentado por uma fonte a 13 Volts e conectado ao controlador da máquina para medir o LLD. Por fim, acoplou-se um sistema de medição da queda de potencial elétrico, onde uma fonte alimentava o sistema a 10 amperes, fixada aos espécimes através de parafusos e jacarés. Os fios para medição foram acoplados, segundo a norma nas extremidades do entalhe para registrar a variação de tensão, para tanto, ligados a um aparelho de medição da ordem de milivolts.

A aquisição e armazenamento de dados do experimento se deram, através de um computador externo, o qual registrava os valores de carga, deslocamento do pistão, abertura do extensômetro, LVDT ou extensômetro da linha de carga, diferença de potencial elétrico e tempo de ensaio.

As Figuras 25, 26, 27 e 28 mostram a montagem destes dispositivos no corpo-de-prova preso pelas garras do sistema MTS.



Figura 25: Sistema de operação analógico digital MTS Flex Test GT. Fonte e aquisição de queda de potencial elétrico. E computador de controle e aquisição de dados

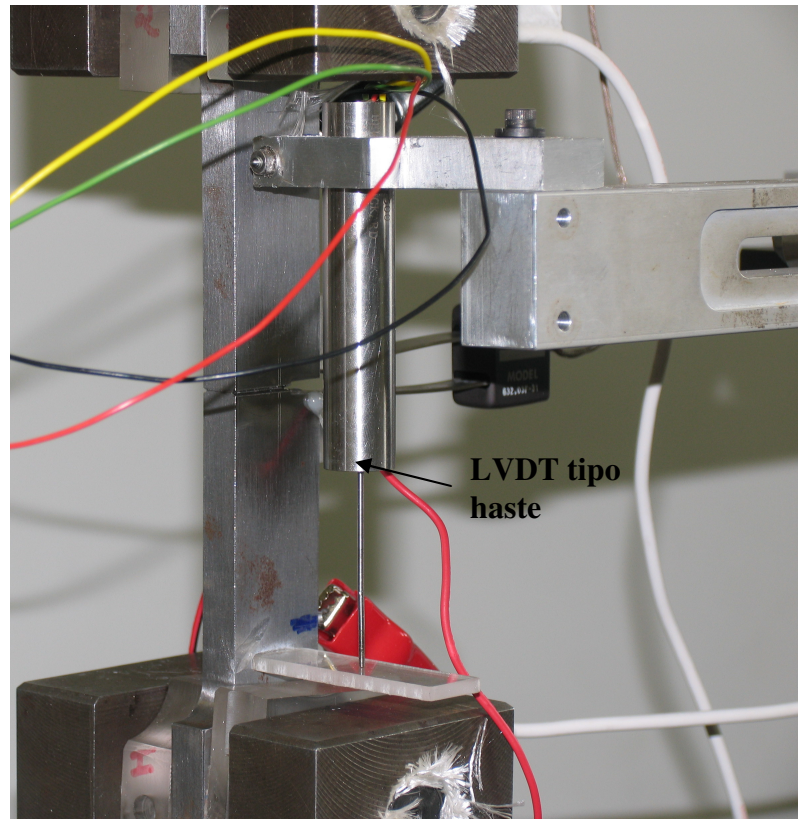


Figura 26: LVDT para medição do deslocamento da linha de carga

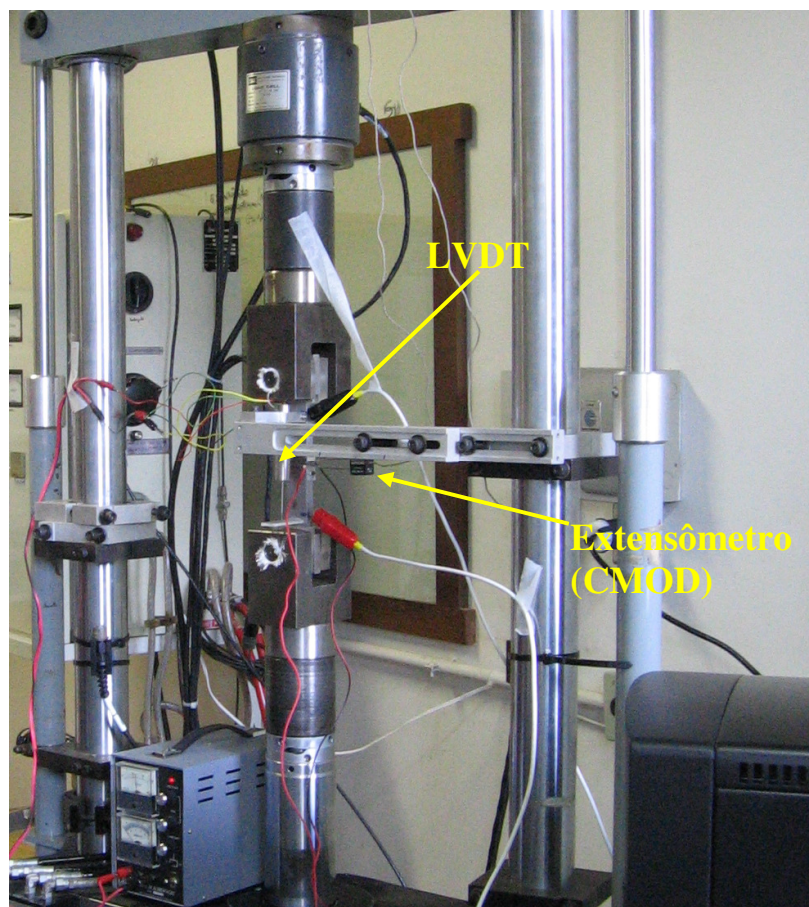


Figura 27: Sistema completo de ensaio para obtenção de curvas R

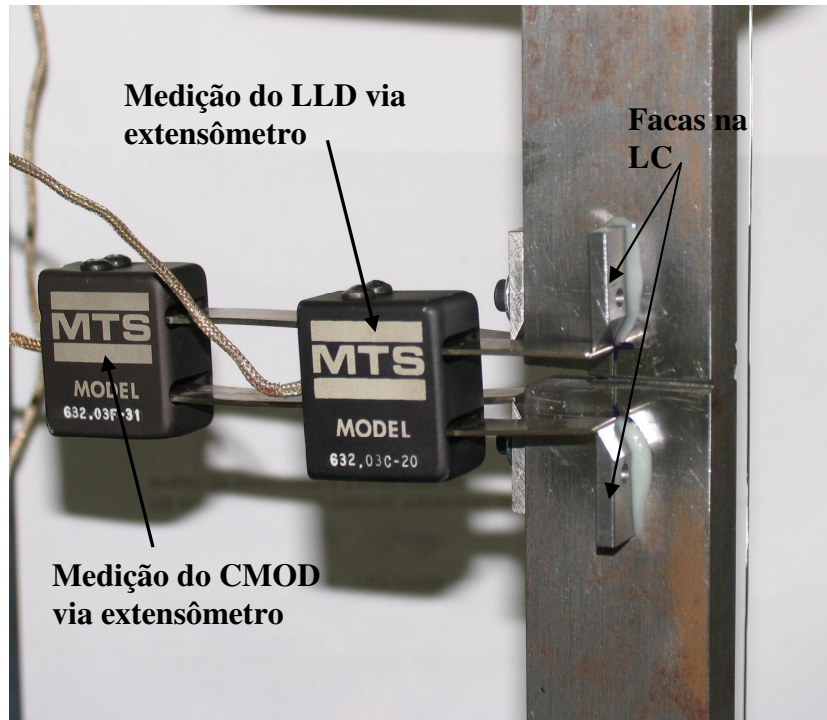


Figura 28: Sistema de medição para CMOD e LLD, ambos via extensometria.

3.3.3- Pré-Trinca por Fadiga

Para a colocação de uma trinca à frente do entalhe, os corpos de prova foram submetidos a carregamentos cíclicos conforme recomendado pela norma ASTM E1820. As pré-trincas foram realizadas em flexão três pontos, utilizando um dispositivo como mostrado na Figura 29, sendo que a carga final da pré-trinca não ultrapassasse o valor de $k/E < 0,00016m^2$, com uma razão de carregamento R , de aproximadamente 0,1. De acordo com a norma E1820, o valor inicial da carga máxima de fadiga deve ser menor que P_f , dada por:

$$P_f = 0.5 \frac{B b_o^2 \sigma_y}{S} \quad (32)$$

Onde:

$B \rightarrow$ espessura,

$b_o \rightarrow$ ligamento remanescente

$W \rightarrow$ comprimento do espécime

$a_o \rightarrow$ comprimento inicial da pré-trinca

$\sigma_y \rightarrow$ tensão de escoamento efetivo do material.

Para garantir o crescimento homogêneo da trinca por fadiga foi necessário o

acompanhamento do crescimento da trinca de ambos os lados do espécime. O qual foi feito com a ajuda de uma lupa e/ou uma luneta graduada com escala de 0,2 mm.

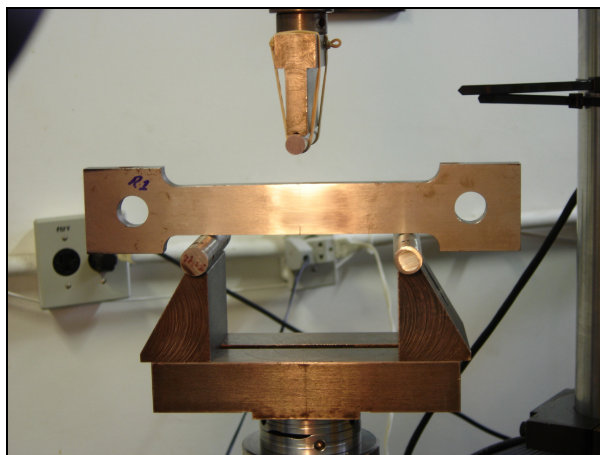


Figura 29: Dispositivo de fadiga por flexão em três pontos utilizado nos ensaios de pré-trinca de fadiga em espécimes SE(T)

3.3.4- Análise da integral J Para os Corpos de Provas SE(T)

Como comentado anteriormente, os corpos de prova SE(T) não apresentam as dimensões e geometrias previstas em normas para a determinação da integral J. Assim, neste caso, novos fatores (K , $f(a/W)$, η e γ) serão aplicados para que o tamanho do defeito e a carga sejam independentes da ductilidade à fratura (Joyce et al (1993)). Para tanto, uma nova formulação é apresentada, que respeite as condições de propagação (campo tensão deformação e triaxialidade), assim, deverão ser estabelecidas relações entre o comprimento de trinca, espessura e modo de carregamento. Estas mudanças permitem avaliar e quantificar os valores de J_{Ic} e as curvas J-R.

3.3.4.1- Técnicas de teste

Os testes foram conduzidos utilizando um único corpo de prova, realizando o monitoramento do comprimento da trinca pelos métodos de QPE, VFE e NLC para, posteriormente, aplicar o equacionamento da Integral J. As equações apresentadas nos itens subseqüentes têm por objetivo a determinação dos fatores K , η e γ , que serão utilizados para o cálculo das partes elástica e plástica da integral J, e seguirão duas frentes, a primeira mais conservativa será feita pela medida do deslocamento da linha de carregamento LLD e a segunda pela abertura da boca da trinca, CMOD.

As relações de flexibilidade elástica diferem para cada geometria de corpo de

prova, mas em todos os conformes, no crescimento da trinca ocorre a rigidez e o sistema muda, levando a corrigir o valor de J . Essas correções são requeridas pela norma ASTM E1820.

Como visto no capítulo 2, a integral J se divide em parte plástica e elástica, de modo que as equações são idênticas, as já vistas anteriormente. Porém, como a geometria do CDP em questão difere das propostas pela norma ASTM E1820, uma nova formulação para os fatores K , η e γ , é apresentada, de acordo com a norma ASTM E1820, segundo Joyce et al (1993) e Sebastian et al (2006).

A seguir, são discutidas estas formulações para a análise em questão, ou seja, dos dutos de condução de gás e petróleo.

3.3.4.2- Análise da Integral J segundo a norma ASTM E1820

Como já mostrado no item 2.7, a integral J é calculada separadamente em parte elástica e plástica e as formulações apresentam estas parcelas em função dos fatores K , η e γ . As fórmulas para os fatores K , η e γ , são definidas para cada corpo-de-prova, portanto, em nosso caso apresentaremos as equações para a espécie SE(T) nos itens abaixo.

3.3.4.3- Coeficientes da Integral J para o Corpo-de-Prova SE(T)

As equações requerem a determinação de fatores que dependem da geometria do CDP, e são determinadas em função de (a/W) , razão do tamanho da trinca pela largura. Assim sendo, para se determinar esses parâmetros, o equacionamento proposto e verificado por Joyce et al (1993) para o espécime SE(T) é apresentado da seguinte forma:

➤ Fator de intensidade de tensão (K)

As expressões de K utilizadas são validadas por Tada et al (1985) no livro “The Stress Analysis of Cracks Handbook” e desenvolvidas para sistemas fixos ou com carregamento monotonicamente crescente, sendo estas formulações verificadas pelo método dos elementos finitos com o software ABAQUS. Essas expressões são desenvolvidas para um intervalo de a/W , em que estas são válidas, assim, a/W deve estar entre 0,12 e 0,80.

A partir destes dois métodos obtêm-se, tanto os fatores elásticos quanto os plásticos, que serão descritos para o espécime em questão. Assim, a relação para o fator de intensidade de tensão assume a seguinte forma:

$$K_{(i)} = \sqrt{\pi a} \times \frac{P}{WB} \times f\left(\frac{a_i}{W}\right) \quad (36)$$

E a função a/W é dada através de uma função polinomial:

$$f\left(\frac{a_i}{W}\right) = \left[\begin{array}{l} -0,0917 + 22,392 \times (a/W) - 141,96 \times (a/W)^2 + 449,72 \times (a/W)^3 \\ -645,59 \times (a/W)^4 + 363,52 \times (a/W)^5 \end{array} \right] \quad (37)$$

Essa equação é obtida por elementos finitos e difere com mais ou menos 2% se comparado com a teoria. Como pode ser visto na Figura 30, a comparação entre os resultados obtidos pelo ABAQUS e pela teoria desenvolvida por Tada et al (1985) apresenta a maioria dos resultados exatamente iguais para $0,12 \leq a/W \leq 0,80$. Assim, a equação polinomial para $f(a/W)$ é utilizada para o cálculo do fator de intensidade de tensão para espécimes SE(T).

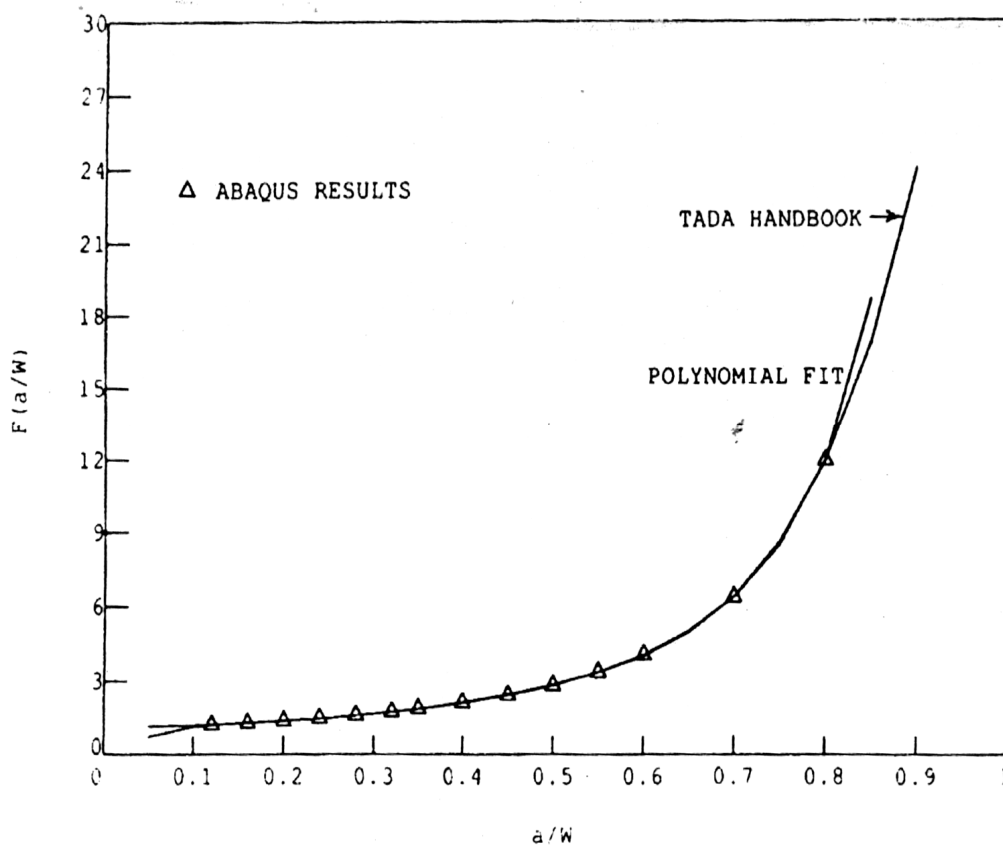


Figura 30: Comparação entre os fatores de intensidade de tensão K para espécimes de geometria SE(T), Joyce et al (1993)

➤ **Fator de plasticidade (η)**

Similarmente ao fator de intensidade de tensão, o fator de plasticidade η é calculado de duas formas diferentes. A primeira utilizando o software de elementos finitos ABAQUS, que foi estendido para o regime elasto-plástico. A segunda, pelo método apresentado no livro “An engineering Approach for Fracture Analysis” desenvolvido por Kumar et all (1981) e com estimativas adicionais de η apresentadas por Shang-Xian Wu et all (1990) e Sharobeam et all (1991).

O método de elementos finitos compreende em ensaiar quatorze CDPs SE(T) com diferentes razões de a/W , para obtenção de informações sobre as cargas preditivas, o deslocamento da linha de carga e a integral J. No caso dos aços de alta resistência e baixa liga, foi verificado que o módulo da força plana pode ser usado para obter as propriedades do material da curva tensão deformação. Os resultados de cada análise são usados para gerar formulações, calcular o fator de plasticidade η de acordo com o deslocamento da linha de cargas, Joyce et all (1993). Os valores de η são obtidos pela média dos últimos incrementos de carregamentos, tendo-se uma linha média que representa os valores de η que está em função de a/W , ver Figura 31.

De acordo com Kumar et all (1981), há relações que podem ser usadas para o desenvolvimento analítico de expressões para η , em termos de variáveis de a/W , que são determinadas como funções h de a/W . Para o corpo-de-prova em questão tem-se:

$$\eta = \frac{\sigma_0 b^2}{P_0 W} \left(\frac{(n+1)}{n} \right) \frac{h_1}{h_3} \quad (38)$$

Onde:

$P_0 \rightarrow$ carga limite do corpo-de-prova;

$\sigma_0 \rightarrow$ tensão de ruptura do material;

$n \rightarrow$ expoente de encruamento;

$h_1, h_3 \rightarrow$ funções de a/w de acordo com a geometria do corpo-de-prova, dado por Kumar et. al.(1981).

Para o modo plano de tensão vem:

$$\frac{\sigma_0}{P_0} = \frac{1}{1,455 Bb} \quad (39)$$

Adotando-se um coeficiente β com a seguinte expressão:

$$\beta = \left[1 + \left(\frac{a}{b} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} - \frac{a}{b} \quad (40)$$

Assim se tem para o fator de plasticidade η uma nova expressão:

$$\eta = \frac{0,687b}{\beta W} \left(\frac{n+1}{n} \right) \frac{h_1}{h_3} \quad (41)$$

Um termo adicional é introduzido pelo modelo de Shang-Xian Wu et all (1990), para corrigir a equação do fator de plasticidade, devido ao deslocamento do ponto de carga fora da região da trinca.

Assim, vem:

$$\eta = \frac{0,687b}{\beta W} \left(\frac{n+1}{n} \right) \left(\frac{h_1}{h_3 + h_{30}} \right) \quad (42)$$

Com:

$$h_{30} = \frac{\sqrt{3}(1 - a/W)}{a/W} \left[1,26\beta(1 - a/W) \right]^n \quad (43)$$

As predições de η obtidas por Kumar et all (1981) são comparadas com o método de elementos finitos, Figura 31e com os resultados alcançados experimentalmente por Sharobeam et all (1991).

Portanto, tem-se uma linha média de acordo com as análises que representam à variação de η conforme a mudança de a/W . O trabalho experimental desenvolvido por Joyce et all (1993), mostrado na Figura 31, compreende na avaliação de η_i instantâneo, com cada razão a_i/W , resultando em expressões para este coeficiente, equações 44 e 45.

Da mesma forma, pode-se calcular o fator γ que corrige a integral J conforme o crescimento da trinca, que é função do fator de plasticidade da equação 35 e necessário para o cálculo de J plástico da equação 34. Assim as equações apresentadas por Joyce et all (1993) para o espécime SE(T) utilizam os fatores η e γ , sendo eta obtido de acordo com o gráfico da Figura 31.

Estes resultados são utilizados nos cálculos da Integral J para os corpos-de-prova de mesma geometria, podendo ser aplicado para o material de confecção dos dutos de condução de gás e petróleo. Assim se tem:

$$\eta_i = 5.71 \left(\frac{a_i}{W} \right); \quad 0 < a_i/W \leq 0,417 \quad (44)$$

$$\eta_i = 2,38 \quad 0,417 < a_i/W \leq 1,0 \quad (45)$$

$$\gamma_i = \eta_i - 1 - \left(\frac{b_i}{W} \right) \times \left(\frac{5,71}{\eta_i} \right) \quad 0 < a_i/W \leq 0,417 \quad (46)$$

$$\gamma_i = 1,38 \quad 0,417 < a_i/W \leq 1,0 \quad (47)$$

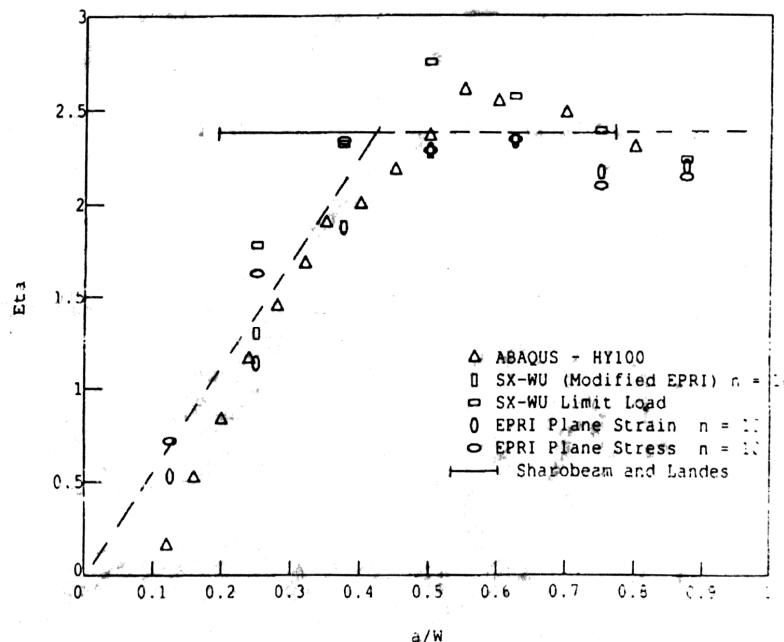


Figura 31: Predição do fator η plástico para espécimes de geometria SE(T) pelo deslocamento da linha de carga (Joyce et all (1993)).

Conforme já mencionado, o propósito deste projeto de pesquisa é a obtenção de um método que possibilite o cálculo de curvas J-Rs experimentais para espécimes SE(T), utilizando a técnica de um único CDP. Para o atendimento deste objetivo, fora-se necessário o desenvolvimento conjunto com a Escola Politécnica da USP de São Paulo, NAMEF, de equações que permitam a obtenção do parâmetro η . Essa foi obtida através de elementos finitos por Cravero & Ruggieri (2007), que mostraram que se tomada as medidas de deslocamento pela medição do *CMOD*, ao invés da medição na linha de carga, os resultados de η ficam aproximadamente constantes, em torno de 1, como pode ser visto

na equação 48. Esses resultados são semelhantes aos obtidos por Kim & Budden (2001) apresentados na Figura 32. Fornecendo, assim, um parâmetro comparativo com a metodologia de Joyce et all (1993) para se obter a energia abaixo da curva tensão deformação apenas por CMOD, simplificando a técnica de ensaio. Os coeficientes utilizados segundo esta metodologia estão apresentados nas equações 48 e 49, Cravero & Ruggieri (2007).

$$\eta_i^{CMOD} = 0,9167 + 0,0837\left(\frac{a}{W}\right) \quad (48)$$

$$\gamma_i^{CMOD} = -0,0833 + 0,0837\left(\frac{a}{W}\right) + \left(\frac{-0,0837 + 0,0837\left(\frac{a}{W}\right)}{0,9167 + 0,0837\left(\frac{a}{W}\right)} \right) \quad (49)$$

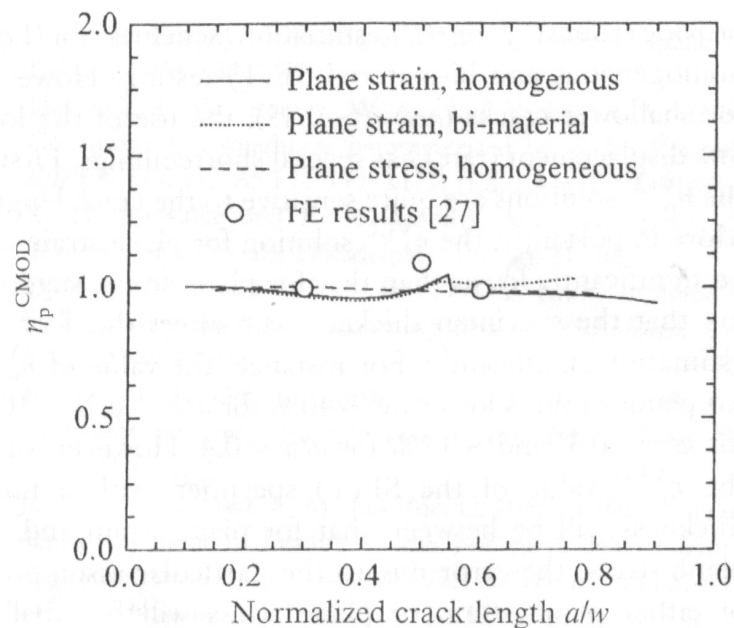


Figura 32: Predição do fator η plástico para espécimes de geometria SE(T) pelo deslocamento do CMOD (Kim & Budden (2001)).

3.3.4.4- Comprimento de trinca por flexibilidade elástica

Normalmente nos ensaios de curva J-R, os comprimentos iniciais a_0 e finais a_f são obtidos diretamente da superfície de fratura. No entanto, os valores intermediários de crescimento de trinca estão associados à flexibilidade elástica do corpo de prova, ou seja, cada variação da flexibilidade representa um tamanho de trinca (a_i).

A equação que representa os deslocamentos da propagação da trinca medido na

face frontal do CDP é em função de u e pode ser obtida segundo duas regressões polinomiais. A primeira de acordo com Joyce et all (1993), equação 50 e a segunda desenvolvida por Cravero & Ruggieri (2007), equação 51 e dado como segue:

$$a/W = 1,012525 - 2,92323u + 6,68u^2 - 17,195u^3 + 25,3571u^4 - 12,9747u^5 \quad (50)$$

e

$$a/W = 1,0056 - 2,8744u + 5,442u^2 - 12,51u^3 + 16,102u^4 - 7,0642u^5 \quad (51)$$

$$u = \frac{1}{1 + \sqrt{E' B_e C_{c(i)}}} \quad (52)$$

na qual,

$C_{c(i)}$ = flexibilidade elástica (*compliance*) do espécime face frontal do CDP (CMOD),

$$E' = E / (1 - \nu^2) \text{ e}$$

B_e = espessura efetiva do espécime.

3.3.4.5- Determinação de Apl por deslocamento da linha de Carga LLD e pela abertura do Extensômetro CMOD

Existem duas formas de se calcular a área plástica do ensaio, para se determinar a porção plástica da integral J. A mais utilizada e apresentada nas normas ASTM corresponde a medição do deslocamento da linha de carga, que no caso de espécimes padronizados é o mesmo deslocamento medido na abertura da boca da trinca, CMOD. Contudo, na utilização de espécimes tipo SE(T), a linha de carregamento se encontra na linha de centro do corpo de prova e o extensômetro na extremidade da largura, como pode ser visto na Figura 33. Portanto, para usarmos os coeficientes de η e γ de Joyce et all (1993), devemos considerar o deslocamento na linha de carga, aplicando um sistema de medição que nos forneça esta extensão, no caso um LVDT ou um extensômetro.

Com a intenção de simplificar a instrumentação do ensaio e agilizar a obtenção de

curvas J-R, uma metodologia, a qual, envolve apenas a abertura do extensômetro na boca da trinca foi aplicada utilizando os parâmetros η e γ (Cravero & Ruggieri (2007)) para a obtenção da porção plástica de J, como discutido o item 3.3.4.4

Portanto, consideraremos três tipos de medição, o LVDT ou extensômetro correspondentes ao deslocamento da linha de carga, o extensômetro referente ao CMOD e a carga. Assim, teremos duas formas de obter a área plástica, a primeira referente a carga x LLD via LVDT ou extensometria e a segunda a carga x CMOD, como pode ser vista na Figura 33.

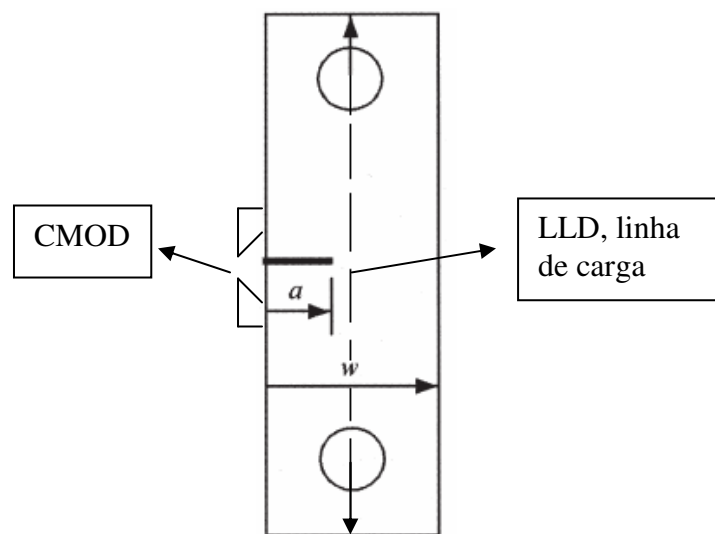


Figura 33: Medição do CMOD e LVDT ou extensômetro na linha de carga, para espécimes SE(T)

$$A_{pl(i)} = A_{pl(i-1)} + \frac{[(P_{(i)} + P_{(i-1)}) \cdot (V_{pl(i)}^{CMOD} - V_{pl(i-1)}^{CMOD})]}{2} \quad (53)$$

$$A_{pl(i)} = A_{pl(i-1)} + \frac{[(P_{(i)} + P_{(i-1)}) \cdot (V_{pl(i)}^{LLD} - V_{pl(i-1)}^{LLD})]}{2} \quad (54)$$

3.3.4.6- Determinação de Apl por deslocamento da linha de Carga pelo Raio de rotação do corpo de prova

Para se obter, adequadamente, a área Apl referente ao deslocamento da linha de carga, deve-se colocar um sistema de medição do deslocamento na linha de centro do corpo de prova. Porém, conforme descrito nas normas ASTM e em Joyce et all (2005), existe um raio de rotação do espécime, necessário para corrigir a abertura do

extensômetro, isto é, a área plástica. Sendo este raio dado por $R_G = a_i - r_p(W - a_i)$, onde r_p é o raio plástico do espécime conforme o tamanho da trinca inicial. Ligando esse ponto às extremidades do clipe obtemos um triângulo isósceles, do qual podemos extrair valores de deslocamento da linha de carga conforme o incremento de trinca e a abertura do extensômetro, Figura 34. Portanto, para cada tamanho de trinca e abertura do extensômetro obtemos um valor de deslocamento correspondente a linha de carga, não necessitando mais de um instrumento de medição, respeitando a teoria básica e usufruindo apenas de uma ferramenta matemática. A seguir, estão apresentados um esquema e as formulações correspondentes.

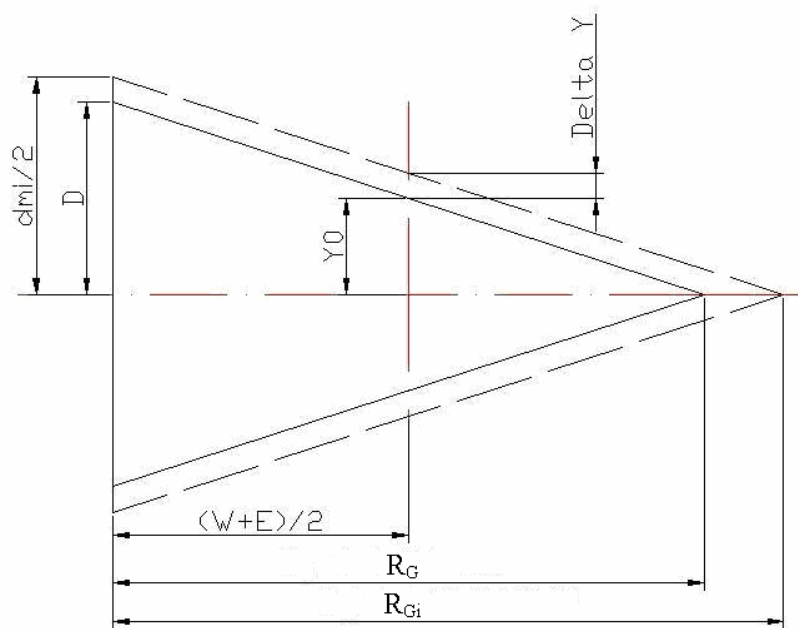


Figura 34: Medição do deslocamento da linha de Carga (V_{pl}^{LLD}), baseado no raio de rotação do corpo de prova SE(T)

$$\frac{D}{E + (a_0 - r_p(W - a_0))} = \frac{Y_0}{[E + (a_0 - r_p(W - a_0))] - (W/2 + E)} \quad (55)$$

onde:

$D \rightarrow$ distância da faca ou clipe da linha de centro do corpo de prova;

$a_0 \rightarrow$ comprimento de trinca inicial;

$W \rightarrow$ Largura do CDP;

$E \rightarrow$ Espessura da faca;

$Y_0 \rightarrow$ Referência inicial do deslocamento da linha de carga ($V_{pl}^{LLD}=0$);

$r_p \rightarrow$ Raio plástico, variável conforme o tamanho inicial da trinca;

$$\frac{(D + d_{mi/2})}{E + (a_i - r_p(W - a_i))} = \frac{(\Delta Y + Y_0)}{[E + (a_i - r_p(W - a_i))] - (W/2 + E)} \quad (56)$$

em que:

$d_{mi/2} \rightarrow$ metade do incremento do extensômetro (CMOD);

$\Delta Y \rightarrow$ metade do incremento do deslocamento da linha de carga (V_{pl}^{LLD});

$$Y_0 = \frac{D \{ [E + (a_i - r_p(W - a_i))] - (W/2 + E) \}}{E + (a_i - r_p(W - a_i))} \quad (57)$$

$$\Delta Y = \frac{\{ (D + d_{mi/2}) \cdot [(E + (a_i - r_p(W - a_i))) - (W/2 + E)] \} - [Y_0 \cdot (E + (a_i - r_p(W - a_i)))]}{E + (a_i - r_p(W - a_i))} \quad (58)$$

$$V_{pl(i)}^{LLD} = 2 \cdot \Delta Y \quad (59)$$

O parâmetro ΔY representam o valor da metade do deslocamento da linha de carregamento do sistema, ou seja, medida na linha de centro do corpo de prova. Podemos, assim, substituir a implantação de um novo equipamento de medição, tendo como deslocamento total da linha de carga para o cálculo da área plástica $2x\Delta Y$.

Como, deve-se corrigir esta área plástica através da variação da flexibilidade elástica, em que temos: $v_{pli} = v_i - (P_i \times Cc_i)$, uma ressalva deve ser feita. No caso de usarmos o método da flexibilidade elástica, esse deve também ser calculado utilizando a variação do deslocamento da linha de carga, ou seja, $\Delta V_{pl}^{LLD}/\Delta P$ para cada descarregamento. Assim, teremos de calcular a medida de V_{pl}^{LLD} para o valor máximo e mínimo dos pontos adotados do descarregamento $P \times$ CMOD, para um mesmo valor do tamanho da trinca; pois essa permanece estática. Tendo assim, dois valores de flexibilidade elástica diferentes, o atual $\Delta V^{CMOD}/\Delta P$ para obter os comprimentos de trinca e $\Delta V^{LLD}/\Delta P$ para corrigir a área plástica.

3.3.4.7- Fatores de Correção para a Flexibilidade Elástica

Uma correção da rotação pode ser desenvolvida para espécime SE(T) como mostra a Figura 35. Duas correções separadas são necessárias, quanto ao efeito de rotação do espécime, uma para corrigir o deslocamento da abertura da boca da trinca CMOD (*crack mouth opening displacement*) e a segunda para corrigir o deslocamento da linha de carga para a correção da área plástica como ilustra a Figura 36.

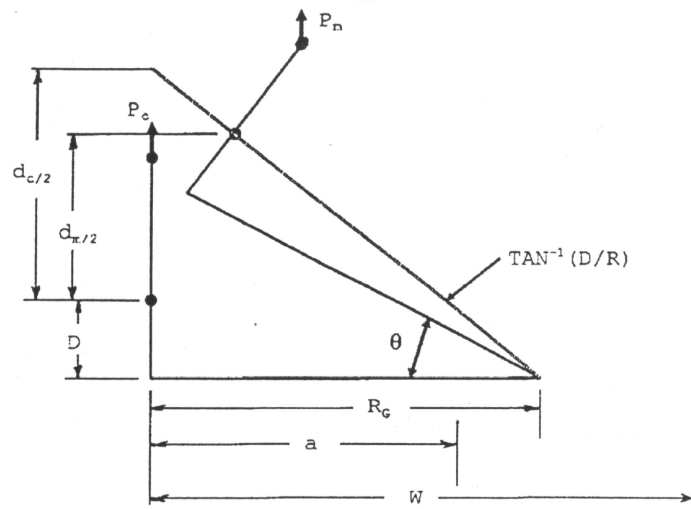


Figura 35: Relação geométrica de variáveis usada na correção de rotação do CMOD [ASTM E1820]

Utilizando a geometria da Figura 35 temos:

$$\frac{d_{c/2} + D}{R_G} = \tan(\theta + \tan^{-1} \frac{D}{R_G}) \quad (60)$$

usando a equação de identidade trigonométrica para $\tan(x+y)$, temos:

$$d_{c/2} = R_G \tan \theta \quad (61)$$

da norma ASTM E 1152 temos que:

$$\theta = \text{sen}^{-1} \left[\frac{(d_{m/2} + D)}{(D^2 + R_G^2)^{1/2}} \right] - \tan^{-1} \frac{D}{R_G} \quad (62)$$

com equivalência da Figura 36:

$$\frac{d_{m/2} + D}{\sqrt{(D^2 + R_G^2)}} = \text{sen}\left(\theta + \tan^{-1} \frac{D}{R_G}\right) \quad (63)$$

e outra vez utilizando a equação de identidade para $\text{sen}(x+y)$, temos:

$$d_{m/2} = R_G \text{sen}\theta + R_G \cos\theta - D \quad (64)$$

E o fator de correção de deslocamento pode ser então escrito como:

$$\frac{d_{c/2}}{d_{m/2}} = \frac{1}{\left(\cos\theta - \frac{D \tan\theta}{2R_G}\right)} \quad (65)$$

A correção de rotação da carga pode ser obtida da Figura 36:

$$P_c R_L = P_m R_m \quad (66)$$

na qual P_m é a carga medida e P_c é a carga corrigida, da Figura 36 temos:

$$R_m = R_L \cos\theta - H^* \text{sen}\theta \quad (67)$$

Substituindo e simplificando, temos:

$$\frac{P_c}{P_m} = \left(\cos\theta - \frac{H^* \text{sen}\theta}{R_L}\right) \quad (68)$$

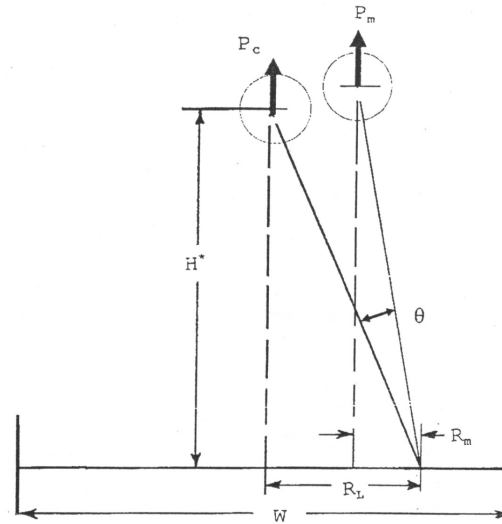


Figura 36: Relação geométrica das variáveis usada para correta rotação da carga [Joyce, 1995]

Combinando esses fatores de correção temos:

$$C_c^{CMOD} = \frac{C_m^{CMOD}}{\left(\cos \theta - \frac{D \tan \theta}{2R_G} \right) \left(\cos \theta - \frac{H \sin \theta}{R_L} \right)} \quad (69)$$

Portanto, a equação 69 representa a correção da flexibilidade medida C_m através do CMOD, para obter a flexibilidade corrigida C_c^{CMOD} , antes de calcular o comprimento de trinca estimado para o descarregamento parcial. A equação, acima, também mostra que o termo $\cos \theta - \frac{D \tan \theta}{2R_G}$ ilustra a correção de CMOD, enquanto o termo $\cos \theta - \frac{H \sin \theta}{R_L}$ representa a componente de carga da correção de CMOD.

No entanto, uma outra correção deve ser aplicada, no caso de se utilizar o deslocamento da linha de carga. O fato de obtermos uma flexibilidade para correção da área plástica medida na linha de carregamento, faz-se necessário também, uma correção devido à rotação da carga, a qual é utilizada na fórmula $v_{pli}^{LLD} = v_i^{LLD} - (P_i \times C_{c_i}^{LLD})$, de acordo com a flexibilidade na linha de carga. Esta correção é efetivamente proveniente da componente de carga da equação 69, assim temos:

$$C_{c_i}^{LLD} = \frac{C_{LLDm}}{\left(\cos \theta - \frac{H * \text{sen} \theta}{R_L} \right)} \quad (70)$$

Essa equação será usada para corrigir a flexibilidade na linha de carga C_{LLDm} , para obter a correção da flexibilidade da linha de carga $C_{c_i}^{LLD}$, antes de calcular a área plástica usada na parte plástica da Integral J.

Para usar esta análise é necessário assumir a posição do centro de rotação do espécime SE(T). A norma ASTM E1152 para espécime C(T) o centro de rotação é assumido ser no centro do ligamento remanescente, e o mesmo ocorre para a geometria SE(T), na qual $R_{Gi} = (a_i+W)/2$ e $R_{Li} = R_{Gi} - W/2$, Joyce et all (1995). Contudo, foi comprovado, com simulações obtidas no desenvolvimento deste trabalho pelo grupo NAMEF do Departamento de Engenharia Naval da Politécnica da USP de São Paulo, o centro de rotação do corpo de prova é uma função do raio plástico e dado através de: $R_{Gi} = a_i - r_p(W-a_i)$. As simulações realizadas por este grupo indicam a variação do raio plástico conforme o tamanho da trinca inicial e podem, portanto, segundo estas análises, variar de 0,5 a 0,65 para uma razão inicial, a_0/W de 0,5 e de 0,9 a 1,1 para a_0/W de 0,2, Cravero & Ruggieri (2007). Isso implica que variando o tamanho do ligamento remanescente o nível de deformação plástica varia, impossibilitando a obtenção da Integral J, sobretudo para trincas pequenas, se o raio de rotação for assumido como sendo o centro do ligamento remanescente do corpo de prova, como proposto por (Joyce et all (1995). Portanto, para o caso específico do CDPs SE(T) deve-se utilizar o raio de rotação em função do raio plástico, Cravero & Ruggieri (2007).

3.3.5- Método para a Obtenção das Curvas J-R Segundo a Normalização Linear da Carga

3.3.5.1- Metodologia

O método se baseia no princípio de separação de cargas, registrando dados de carga x deslocamento e comprimento inicial e final da trinca necessários para obter os incrementos de trinca conforme as cargas normalizadas. Enquanto Landes et all (1991) tenta associar carga normalizada com a deformação plástica via função $H(vpl/W)$, esse método correlaciona variação da carga normalizada ΔPN (devido ao crescimento de

trinca), com a propagação de trinca Δa . Desta maneira, existe uma relação linear entre ΔP_N e Δa , podendo ser demonstrada para vários materiais e geometrias, como mostrado na Figura 37. De modo oposto à aproximação de Landes et all (1991), pontos de calibração adicionais não são necessários e o procedimento para determinação da propagação de trinca é simplificado.

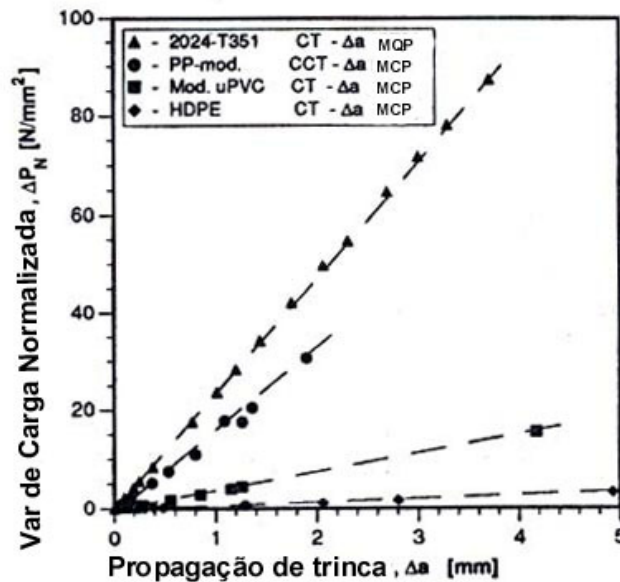


Figura 37: Relação linear entre variação de carga normalizada e propagação de trinca

Abaixo são descritos os passos necessários, utilizados por essa nova metodologia de Reese & Schwalbe (1993), para a obtenção de uma curva J-R a partir do ensaio de um único espécime e pode assim ser resumida:

Realizar um ensaio convencional, onde espécimes padrões (CT, CCT, SENB) são carregados e dados de carga versus deslocamento são armazenados, contudo no estudo indicado, aplicar-se-á estes passos para espécimes não padronizados SE(T). A Figura 38 mostra uma curva característica obtida deste tipo de teste, tal que o comprimento final de trinca, a_f , pode ser determinado da superfície de fratura de acordo com o método dos nove pontos.

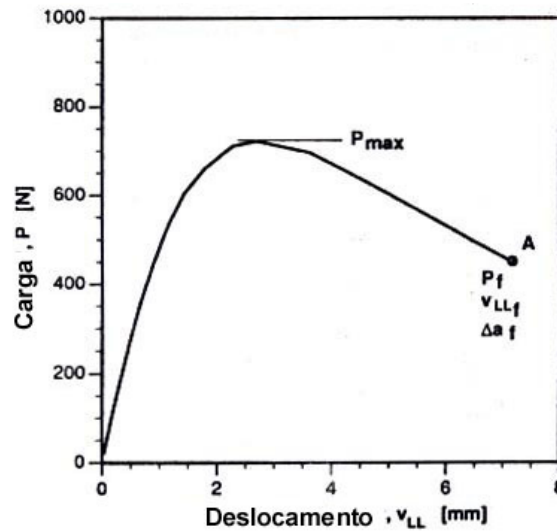


Figura 38: Curva característica de um ensaio carga versus deslocamento

A função geometria $G(a/W)$ pode ser determinada da calibração de J e das geometrias dos espécimes, os quais definem os coeficientes η_{plast} e γ , podendo ser tirados da literatura.

$$G(a/W) = CBW(b/W)^{\eta_{plast}} \quad (71)$$

Na qual, B e b são a espessura líquida e o ligamento instantâneo do espécime, o fator η_{plast} depende somente da geometria do espécime e C corresponde à relação linear entre a carga versus deslocamento normalizado. No presente trabalho, os parâmetros η_{plast} e C para geometria em estudo SE(T) serão de acordo com as investigações de Donoso & Landes (1994). E os valores desses de acordo com Joyce et al (1993).

Com o comprimento inicial da trinca, a_0 , e o comprimento final da trinca, a_f , os valores das funções $G(a_0/W)$ e $G(a_f/W)$ e também os valores das funções $P_N(a_0)$ e $P_N(a_f)$ são definidos pelas equações 72 e 73:

$$P_N = P/G(a/W) \quad (72)$$

E a diferença é então calculada:

$$\Delta P_N = P_N(a_f) - P_N(a_0) \quad (73)$$

Um gráfico deve ser construído onde a variação da carga normalizada ΔP_N é plotada versus a propagação de trinca Δa . Empregando a Equação 73, valores de ΔP_N podem ser calculados para cada nível de carga, variando os comprimentos de trinca, como é mostrado na Figura 39. O ponto final do experimento denominado A, marca o ponto onde ΔP_N foi determinado como descrito acima. Através deste ponto A, uma linha reta é gerada, sendo esta tangente a curva de carga máxima. Da intersecção dessas linhas retas com as curvas de carga constante, os correspondentes valores de propagação de trincas podem ser obtidos, como também mostrado na Figura 39:

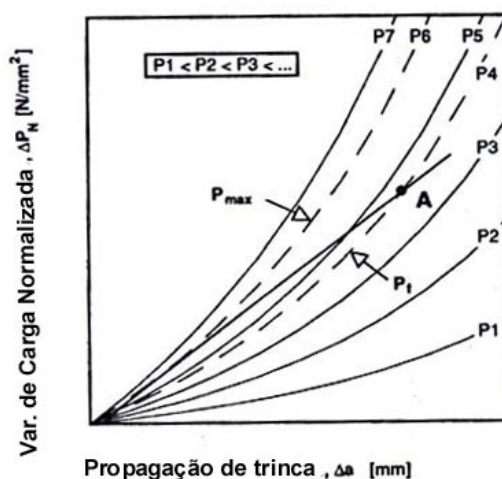


Figura 39: Representação esquemática de determinação de Δa pelo método de normalização linear, tal que P1 a P7 são curvas de carga constante e "A" representa o ponto final do ensaio

A técnica assume que a iniciação da propagação dúctil de trincas nos ensaios de tenacidade J ocorre exatamente no ponto de carga máxima suportada pelo espécime, principalmente, em espécime relativamente pequenos. A não linearidade no começo do crescimento da trinca é explicada pelos complexos eventos na ponta da trinca (embotamento, plastificação do material, mudança do estado de tensão) no momento da iniciação da trinca. Na totalidade do regime plástico, em particular após exceder $P_{m\acute{a}x}$, uma boa estimativa do crescimento de trinca pode ser obtida, desde que a iniciação da trinca ocorra próxima ou na carga máxima. Isto é válido no mínimo para condições de deformação plana, sendo que grandes quantidades de propagação de trinca normalmente ocorrem depois da carga máxima $P_{m\acute{a}x}$, sendo assim, a maior parte da curva J-R é obtida por este método.

A dependência linear de ΔP_N e Δa é o ponto crucial deste procedimento, sendo que essa reage sensivelmente a desvios de linearidade e a posição da linha reta. Enquanto a

posição da linha está ligada aos pontos suportes, isto é, a propagação final da trinca e a carga máxima, a linearidade parece estar controlada pelo estado de tensão. Para espécimes proporcionais na qual a condição de deformação plana prevalece, o método linear descrito acima parece ser aplicável de uma maneira direta. Espécime com dominante condição de tensão plana revela um desvio da linearidade, conseqüentemente o método não pode ser aplicado diretamente, Colafamea (2001).

Pode ser mostrado que o grau de linearidade é controlado pelo expoente da função geometria η_{pl} . Quanto melhor a linearidade, melhor a correlação entre carga P e propagação da trinca Δa , conseqüentemente mais precisa é a curva J-R.

3.3.6 - Método para a Obtenção das Curvas J-R Segundo a Queda de Potencial Elétrico

O método consiste na variação da resistividade elétrica, conforme a trinca propaga, ou seja, o espécime deve ser alimentado com uma corrente contínua constante fornecida por uma fonte. Um voltímetro é instalado com os fios dispostos em lados opostos do entalhe da boca da trinca. Portanto, conforme a trinca propaga, o ligamento remanescente diminui, o que aumenta a resistividade do material causando um acréscimo na diferença de potencial medida para uma mesma corrente elétrica aplicada.

Essa variação pode ser relacionada ao comprimento instantâneo de trinca, bastando para isso traçar uma curva de calibração que converta os valores de voltagem em incrementos de trinca. A curva deve ser normalizada por uma tensão de referência, a qual representa a diferença de potencial do corpo de prova apenas entalhado, para não sofrer variação segundo a geometria.

Para obter o mínimo de variação possível os pontos de aplicação de corrente e de medição de tensão devem ser os mesmos para os espécimes. A aplicação deve ficar o mais distante possível do plano de propagação e os pontos de medição são feitos na extremidade do entalhe em lados opostos como sugere a Figura 40.

Com a presença de entalhes laterais nos espécimes, não foi possível a monitoração da trinca por réplicas de acetato ou método visual, para a calibração da curva. Assim, corpos de prova foram carregados a diversos níveis de carga, variando desde 80% antes da carga máxima até a queda de 50% da mesma.

Após, fazer o tingimento da trinca, por aquecimento do CDP a 450 °C durante 2

horas, esses foram colocados em nitrogênio líquido e fraturados para a medição da trinca manualmente, obtendo-se a curva normalizada de V_i/V_0 correlacionada à a_i/W , como mostrado na Figura 41.

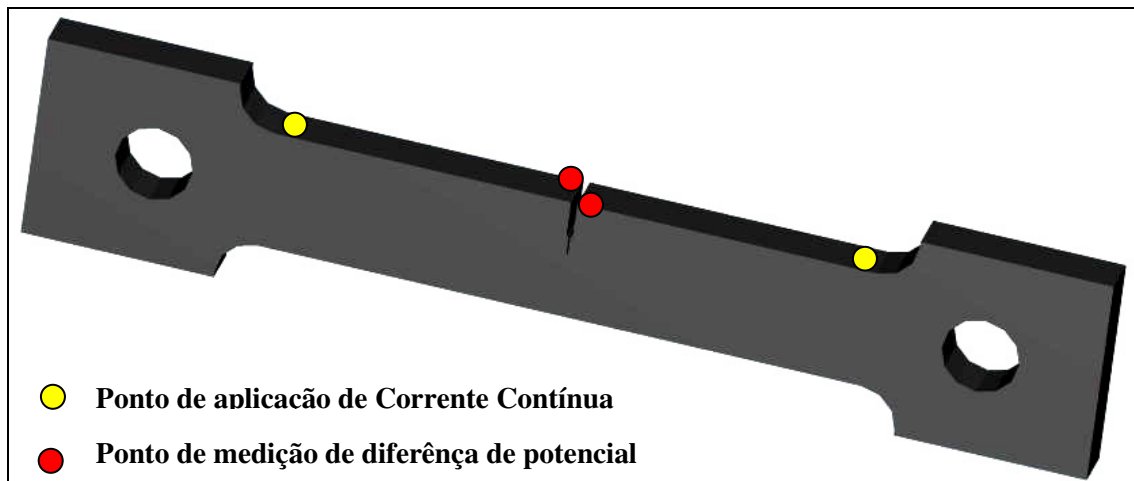


Figura 40: Sistema experimental para medição de queda de potencial elétrico

Tomando a tensão de referência (V_0), igual a 77,75 milivolts e a largura (W), de 32 mm, podemos plotar os pontos normalizados para cada correlação de carga registrada por tamanho de trinca medido. Com os pontos estabelecidos, uma regressão polinomial de segunda ordem foi traçada, ver Figura 41. Assim, obtém-se uma expressão polinomial que forneça valores de a_i/W em função de V_i/V_0 , dado pela equação 74.

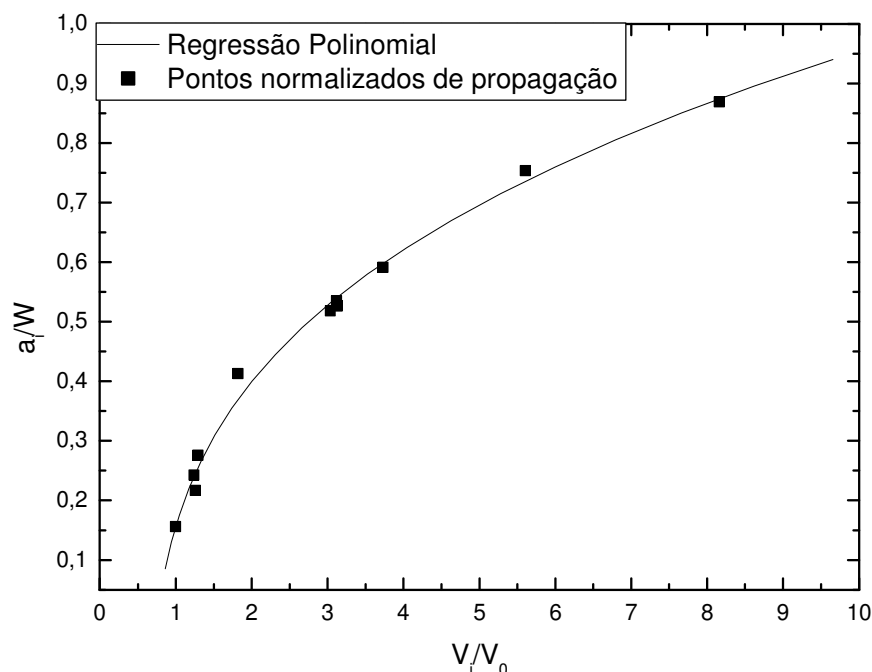


Figura 41: Regressão polinomial de segunda ordem para obtenção de propagação de trinca pelo método de queda de potencial elétrico

$$a_i / W = 0,01668 + 0,19989(V_i/V_0) - 0,01176(V_i/V_0)^2 \quad (74)$$

A técnica consiste em obter os valores de incremento de trincas instantâneos, e assume as formulações anteriores e a metodologia das normas ASTM 1820 e 1152 para o cálculo da integral J. Portanto, as curvas J-R são obtidas da mesma forma dos métodos anteriores, com os mesmos coeficientes η_{pl} , γ , K e $f(a/W)$ tanto para o deslocamento da linha de carga (LLD) quanto para a abertura da boca da trinca (CMOD).

3.3.7- Ensaio para a Obtenção de Curvas J-R considerando a Variação da Flexibilidade Elástica e Queda de Potencial elétrico.

Utilizando os equipamentos do item 3.2.2 e corpos de prova pré-trincado, com dois diferentes tamanhos iniciais de trinca, isto é, razões de 0,2 e 0,5 de a_0/W , bem como os parâmetros recomendados por Joyce et al (1993): taxa de incremento de CMOD igual a 0,02 mm/s e percentagem de descarregamento de 15 a 20% da carga máxima atingida para cada etapa de descarregamento. E CDPs com e sem entalhe laterais, para análises comparativas. O novo controlador MTS GT possibilitou o controle e registro das variáveis do ensaio, pelo uso de dois softwares: o multipropose testware (MPT) e o *Fracture Toughness*. O objetivo de se utilizar dois programas diferentes é que, apenas o primeiro era capaz de registrar o deslocamento do LVDT ou do segundo extensômetro instalado para medir o deslocamento da linha de carga. Já o segundo software, que é referente aos ensaios desenvolvidos pela MTS para espécimes padronizados, confere um controle maior do sistema, porém não é possível a obtenção dos valores medidos de LLD; sendo esses somente pela formulação do item 3.2.4.6. Mas ambos os programas não são capazes de realizar os cálculos para obtenção da curva J-R, portanto, esses são feitos, posteriormente, em Excel ou Delphi.

O carregamento inicial e os primeiros incrementos antes da carga máxima foram controlados por um acréscimo na carga, sendo que cada descarregamento começa após um incremento de carga. Após conhecido o nível de carga máxima suportada pelos espécimes (obtido previamente por ensaio de carregamento puro), estes incrementos foram até aproximadamente 90% da carga máxima. A partir deste ponto, o controle para se obter os incrementos entre cada descarregamento deve ser feita através do CMOD, com incrementos de 0,2 mm de deslocamento no caso de $a/W = 0,5$ e de 0,14 mm para $a/W = 0,2$, conforme a taxa já estabelecida. Os descarregamentos e carregamentos para obtenção

da flexibilidade foram feitos por controle de carga, a uma taxa de 0,5 kN/s, respeitando a porcentagem de 15 a 20 % da carga atual. Uma ressalva deve ser feita quanto a carga no recarregamento, que ser a baixo da carga atingida antes do descarregamento, sendo cerca de 2 a 3 kN abaixo. Isso é necessário, para que o corpo de prova não rompa por disparo instável da trinca. Adotou-se, como poderá ser visto nos resultados, um número mínimo de pontos das análises e discussões por volta de 20 (20 descarregamentos). O parâmetro para término do ensaio foi alterado, isto é, o ensaio foi encerrado em níveis de carga diferentes; assim, os experimentos foram terminados de forma a obter pelo menos 18 pontos, encerrando o ensaio entre os valores de carga máxima ou até a queda de 50% desta; esse obtido apenas pelo software Fracture Toughness devido seu maior controle.

O deslocamento na linha de aplicação de carga ou a deformação do CDP é monitorado com um LVDT ou um extensômetro e a abertura da boca da trinca através de um outro extensômetro adequado, apoiado em lâminas metálicas ou acrílicas e fixadas ao espécime como é ilustrado na Figura 42. Já a Figura 43 apresenta o sistema de ensaio quando utilizado um extensômetro para medir o deslocamento da linha de carga.

Com o intuito de se obter resultados das curvas J-R para um mesmo espécime, porém com métodos diferentes, foi instalado conforme ilustrado no item 3.2.6 os dispositivos de aplicação de corrente contínua a 10 amperes e medição de diferença de potencial em milivolts, visualizado também na Figura 42. Os valores de tensão em volts foram armazenados para depois serem convertidos em propagação conforme a equação 74.

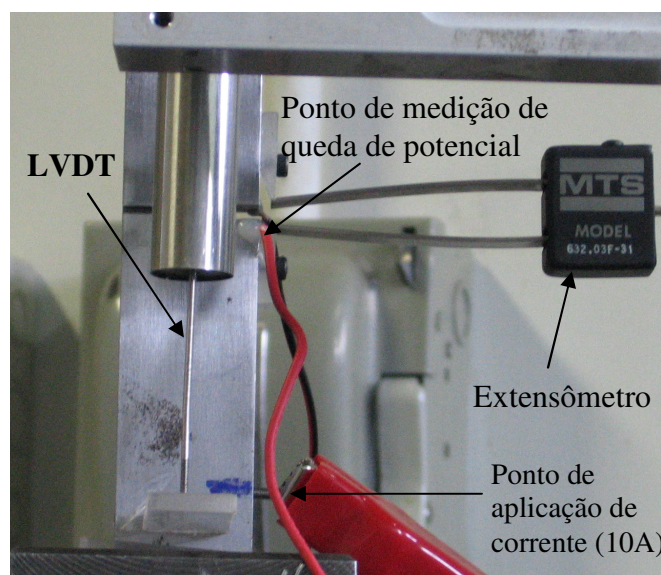


Figura 42: Extensômetro e LVDT acoplado no espécime SE(T) com entalhe lateral. O primeiro na extremidade da largura e o segundo na linha de carregamento, durante o ensaio de Integral J para o aço API 5L X60



Figura 43: Dois extensômetros acoplados no espécime SE(T) com entalhe lateral. O primeiro na extremidade da largura e o segundo na linha de carregamento, durante o ensaio de Integral J para o aço API 5L X60

3.3.8- Ensaio da Normalização linear da Carga e Queda de Potencial elétrico

Neste caso, foram utilizadas as mesmas condições de ensaio e corpos de prova do ensaio utilizando a técnica de variação da flexibilidade Elástica, com a diferença de se utilizar apenas o programa MPT e não realizar os descarregamentos e carregamentos do método anterior; pelo fato, dessa técnica utilizar apenas os dados de carga e deslocamento do extensômetro para o cálculo dos incrementos de trinca. E LLD para obter a curva J-R de energia, segundo um software desenvolvido por Colafemea, (2001) e alterado para o caso da geometria em questão, SE(T). O ensaio foi realizado com uma taxa de abertura do extensômetro CMOD constante, fixado em 0,02 mm/s, seguindo as recomendações de Colafemea (2001), tanto para o CDP de razão 0,2 como para o de 0,5 de a/W . Assim, o ensaio constitui um carregamento contínuo do espécime, tendo como parâmetro para o fim do ensaio o valor de carga, quando essa atinge 50% da máxima registrada, como pode ser vista na Figura 44.

A Configuração do experimento é idêntico ao da variação da flexibilidade elástica, e foram instalados conjuntamente os dispositivos para aplicação do método de QPE, exatamente como descrito no item 3.2.7.

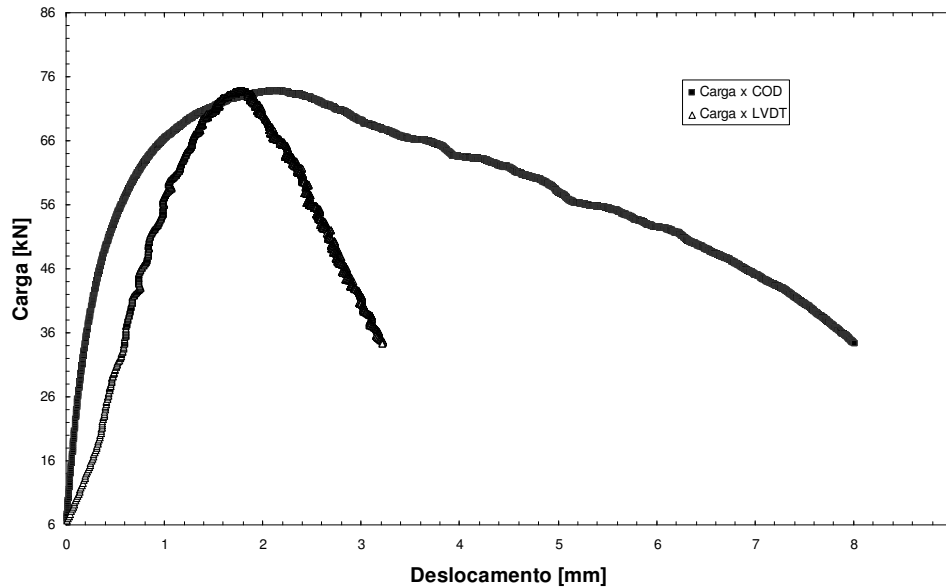


Figura 44: carga x deslocamento do CMOD e LVDT na linha de carga do espécime SE(T) API 5L X60 para a aplicação da técnica de normalização linear da carga

3.3.9- Medidas de Comprimento de trinca

Para a obtenção das curvas J-R, é necessário ter em mãos os valores iniciais e finais das trincas. Para tanto, como o espécime não se rompe completamente, durante o ensaio, torna-se proveniente a fratura desse. Após a retirada do sistema de ensaio o espécime é colodado em um forno de tratamento térmico em temperaturas da ordem de 450 °C para que haja a oxidação da região de propagação da trinca, facilitando a leitura da mesma. Posteriormente, é colocado em um banho de nitrogênio líquido, havendo uma redução drástica da temperatura e com um impacto o CDP é rompido por fratura frágil, essas regiões podem ser identificadas na Figura 45.

O procedimento das medidas do comprimento de trinca inicial e final diretamente da superfície de fratura foi de acordo com a equação 75 da norma ASTM, onde primeiramente a superfície de fratura é visualizada por um microscópio estereoscópio, como ilustra a Figura 45 e, em seguida, as imagens são capturadas por uma câmera digital acoplada ao mesmo. Por sua vez, as imagens são visualizadas no aplicativo de domínio público Image J, na qual a_0 e a_f são medidos.

$$a_{o,f} = \frac{1}{8} \left[\frac{(a_1 + a_9)}{2} + \sum_{i=2}^8 a_i \right] \quad (75)$$

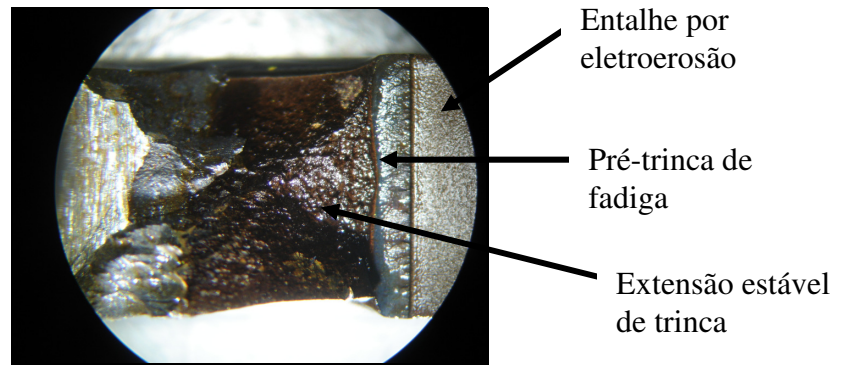


Figura 45: Imagem de superfície de fratura do espécime SE(T) aço API 5L X60, capturada no estereoscópio

3.3.10- Processamento de Dados

Convencionou processos de cálculo para obter os valores de energia da integral J com seus respectivos incrementos de trinca Δa . Estas formulações foram feitas utilizando o software Excel no caso dos ensaios de Variação da Flexibilidade Elástica e Queda de Potencial Elétrico e no caso da técnica de Normalização pelo software Delph 3.0.

➤ Variação da Flexibilidade Elástica

As formulações foram passadas para o programa Excel, de maneira a criar um looping tendo como entrada os valores necessários para o cálculo. O software fornece automaticamente os valores desejados da curva J-R. No entanto, necessitou a projeção dos descarregamentos em gráficos, para se obter as inclinações das retas, que resultam nos valores de flexibilidade, foi pelo software Oringe e pode ser vista na Figura 46.

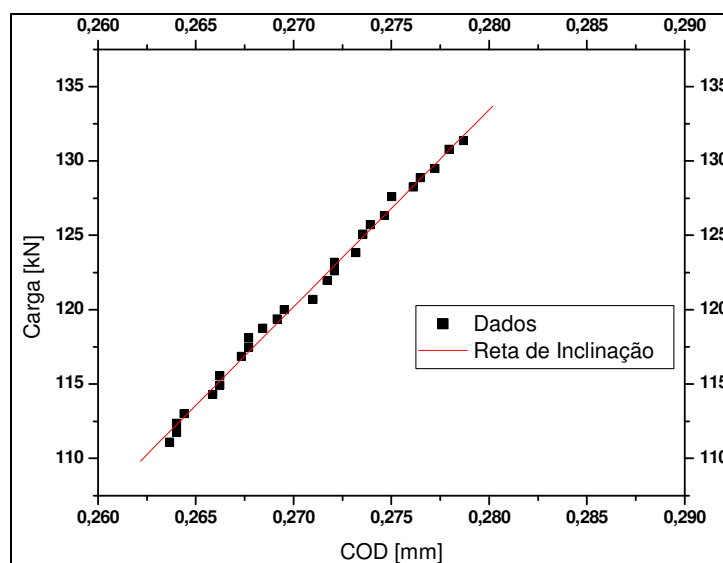


Figura 46: Inclinação da reta de um descarregamento do ensaio de VFL para a obtenção da flexibilidade

➤ Normalização Linear da Carga

Com o comprimento inicial da trinca a_0 e o comprimento final da trinca a_f , os valores das funções $G(b_0/W)$ e $G(b_f/W)$ e também os das funções $P_N(a_0)$ e $P_N(a_f)$ são definidos.

Para aplicação da técnica de normalização linear de variação de carga proposta por Reese-Schwalble, foi utilizado o Programa Delphi 3.0. O procedimento se divide em três etapas, a primeira e a segunda correspondem em determinar os incrementos de trinca antes e pós-carga máxima, respectivamente, em relação aos dados da curva carga versus deslocamento e, posteriormente, obter a curva J-R do material em questão.

Primeiramente, realiza-se uma filtragem nos dados de entrada, pois estes devem estar sempre em ordem crescente, nunca menor ou igual ao valor anterior, de carga ou deslocamento, para não obtermos valores de incrementos de trinca negativos, ou seja, como se essa estivesse se fechando. Assim, obtemos todas as curvas de carga normalizada pelo programa, utilizando a função geometria. Através da rotina do software determina-se a reta tangente à carga máxima normalizada, obtendo assim, todos os incrementos de trinca correspondentes às cargas normalizadas antes do maior carregamento suportado. Os valores de propagação compreendem a intersecção dessa reta tangente com as curvas normalizadas da carga inicial até a máxima com ilustra a Figura 47.

De forma semelhante, realiza-se o mesmo procedimento para obtenção dos incrementos de trinca após a carga máxima (segunda etapa), como pode ser visto na Figura 48. O software automaticamente fornece as curvas normalizadas de carga, e a reta tangente a de máxima carga, porém, provendo agora, a partir da intersecção desta reta com as curvas de carga normalizada, os valores de propagação de trinca, do carregamento máximo até a carga final do ensaio. As Figuras 47 e 48 mostram as curvas obtidas pelo programa, as quais fornecem os valores necessários de comprimentos de trinca, para o cálculo da Integral J, para espécimes SE(T), com razão de a/W de 0,2.

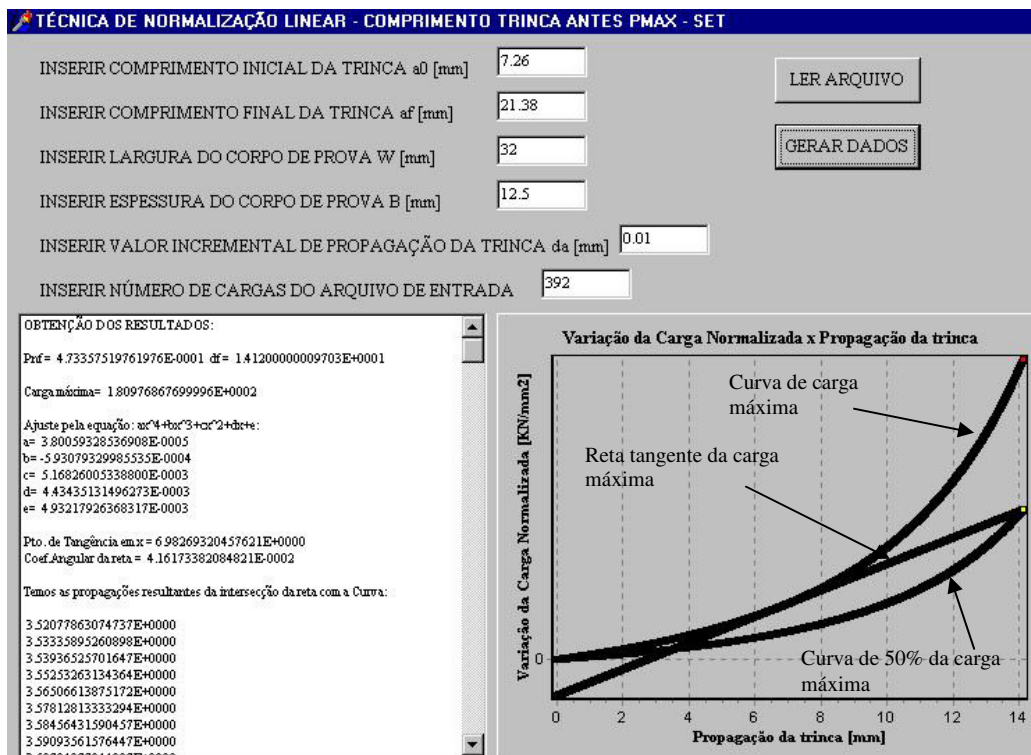


Figura 47: Cálculo do incremento de trinca antes da carga máxima para espécimes SE(T), por método de normalização linear, para $(a/W=0,2)$

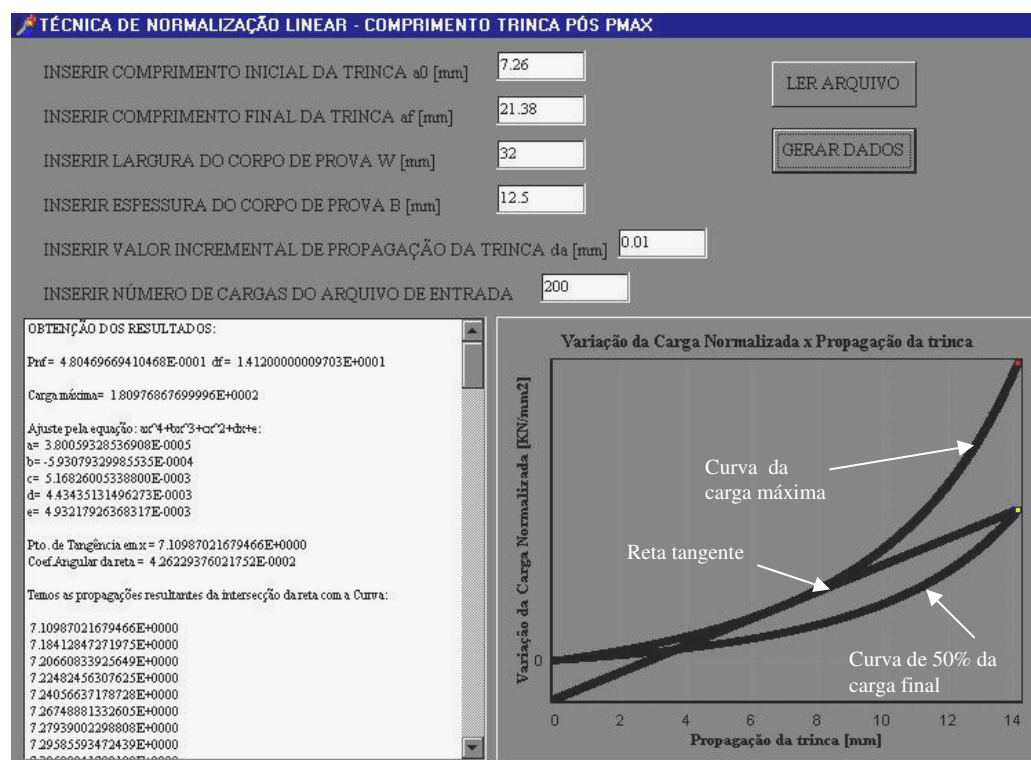


Figura 48: Cálculo do incremento de trinca após a carga máxima para espécimes SE(T), por método de normalização linear para $(a/W=0,2)$

➤ Queda de Potencial Elétrico

De modo similar ao processamento de dados da técnica da variação da flexibilidade elástica, as curvas J-R foram calculadas pelo software Excel. A diferença consiste em apenas aplicar a fórmula 74 para obter os incrementos de trinca, ao invés da flexibilidade elástica. Portanto, este método pode ser aplicado conjuntamente com a VFE e/ou com a normalização linear da carga. Bastando para a análise, a aquisição dos pontos de carga por LVDT ou extensômetro na linha de carregamento, o CMOD e queda de potencial elétrico simultaneamente.

Com os valores adquiridos de propagação de trinca correspondentes aos incrementos de tensão, as curvas J-Rs podem ser obtidas. Uma ressalva deve ser feita, pois não é necessária a correção da flexibilidade por rotação do espécime e para rotação da carga, pois o valor é obtido diretamente da razão a_i/W , invertendo a fórmula 50 e substituindo na 51, temos então a equação 76.

$$C_{Ci} = \frac{1}{E_i B_e} \left(\frac{W + a_i}{W - a_i} \right)^2 \left[1,4454 - 8,1937(a_i/W) + 26,9913(a_i/W)^2 - 48,9649(a_i/W)^3 \right] + 44,4777(a_i/W)^4 - 15,9677(a_i/W)^5 \quad (76)$$

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1- Considerações Gerais

Neste capítulo, são apresentados os resultados obtidos dos experimentos aplicando as diversas metodologias para a obtenção das curvas J-Rs, utilizando corpos de prova não padronizados tipo SE(T). Faz-se uma comparação entre as técnicas que fornecem os incrementos de trinca, com a finalidade de observar qual delas é capaz de fornecer os incrementos de trinca mais próximo às medições reais do tamanho inicial a_0 , e final a_f e assim, estabelecer as limitações e vantagens de cada uma. Além do crescimento da trinca, foi feita uma análise fractográfica da superfície de fratura do aço API X60 para a caracterização do modo de fratura, bem como a influência do entalhe lateral nos valores de J.

No capítulo 3, foram apresentados os parâmetros para o cálculo da integral J (K , η , γ e C_{LL}) referentes à geometria SE(T), que possuem o ponto de aplicação de carga na linha de centro do espécime, isto é, não alinhado com a abertura do extensômetro. Isso resulta na obtenção de diferentes coeficientes para se atingir J, dependendo se está utilizando o deslocamento da linha de carga [Joyce et al (1993)], ou a abertura do extensômetro na boca da trinca [Kim & Budden (2001) e Cravero & Ruggieri (2007)]. A diferença consiste no cálculo da área plástica, para obter o termo J_{pls} . Os resultados apresentam as áreas plásticas obtidas por ambos os métodos, nos quais os parâmetros η e γ são singulares à metodologia a qual se adota, ou seja, conforme o deslocamento utilizado para calcular A_{pl} (LLD ou CMOD). Esta comparação é feita para as técnicas de variação da flexibilidade elástica e queda de potencial elétrico. A obtenção de curvas J-Rs s por CMOD implica em uma simplificação do ensaio, não necessitando de um dispositivo a mais para a medição do deslocamento da linha de carga. Contudo, um último ensaio foi realizado, com a

medição do deslocamento da linha de carga obtido através de um extensômetro, com o intuito de averiguar se as medições do LVDT não estavam computando deformações relativas ao conjunto do sistema.

4.2- Classificação dos Corpos de Prova

Os corpos de prova foram divididos em classes, conforme o tipo de ensaio aplicado, a presença de entalhes laterais e a razão a/W . Três tipos de ensaios foram realizados, um aplicando a técnica variação da variação da flexibilidade elástica, outro aplicando a técnica de queda de potencial elétrico e, finalmente, a metodologia da normalização linear da carga, representada, respectivamente, pelas siglas V, Q e N. Podendo, para um mesmo CDP, aplicar mais de uma técnica. Os espécimes com entalhes laterais são designados como EL, e os que não apresentam, como SE. Duas razões de a/W foram utilizadas, classificando os espécimes em trincas rasas ($a/W=0,2$; CTR) e profundas ($a/W=0,5$; CTP). A tabela 6 mostra a listagem com a identificação de cada CDP, na qual a sigla S atribui as condições aplicadas.

Tabela 6- Classificação dos Corpos de Prova ensaiados

Nomenclatura	VFE	QPE	NLC	Entalhe lateral	a/W
CTR01-SE-V	S	----	----	----	0,2
CTP01-SE-V	S	----	----	----	0,5
CTR02-EL-VQ	S	S	----	S	0,2
CTP02-EL-VQ	S	S	----	S	0,5
CTR03-EL-VQ	S	S	----	S	0,2
CTP03-EL-VQ	S	S	----	S	0,5
CTR04-SE-N	----	----	S	----	0,2
CTR04-SE-N	----	----	S	----	0,5
CTR05-EL-NQ	----	S	S	S	0,2
CTP05-EL-NQ	----	S	S	S	0,5
CTR06-EL-NQ	----	S	S	S	0,2
CTP06-EL-NQ	----	S	S	S	0,5
CTP07-EL-V	S	----	----	S	0,5

4.3- Caracterização da Microestrutura e Propriedades Mecânicas do Aço API 5LX60 e Análise Química.

4.3.1- Caracterização Microestrutural e Análise Química.

Neste material, tem-se a adição de elementos de liga (Al, Nb, V, Ti, Ni, Mo) além daqueles exigidos pela API. Esta adição é feita para que se obtenha um refinamento dos grãos durante o processamento do material, resultando em boas propriedades de tenacidade e resistência mecânica, (Ferrandini (1996)).

Nota-se também, que os teores de fósforo e enxofre, causadores de inclusões não metálicas, estão aquém dos valores máximos permitidos pela norma API, de acordo com a análise química, o que indica que aços para tubulações devem apresentar o menor teor possível desses elementos, Knott & Harrison (1984) e Feldmann (1984).

A presença de partículas de segunda fase durante as etapas de laminação, promove uma microestrutura refinada de grãos de ferrita no resfriamento subsequente.

Observa-se na figura 49 uma microestrutura composta por ferrita e perlita alinhadas nas direções transversal e longitudinal, com morfologia de grãos praticamente semelhante. Nestas direções, sugerindo etapas de laminação a quente em ambas as direções.

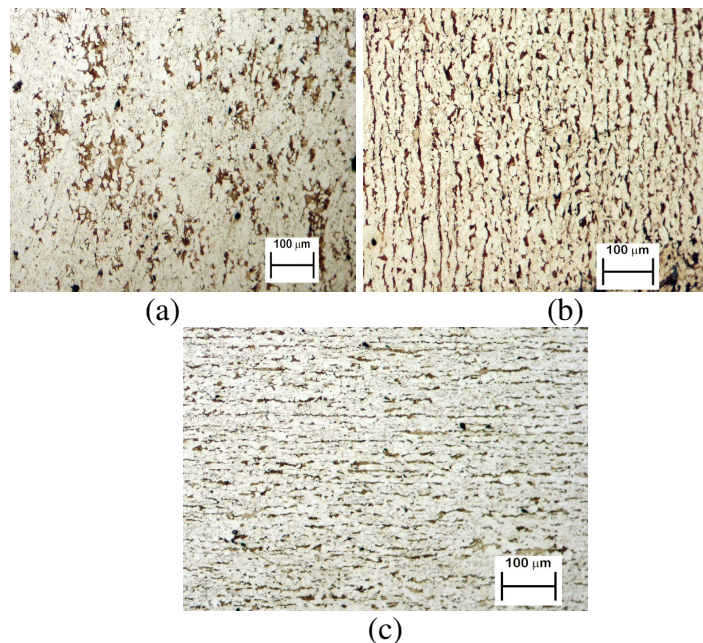


Figura 49: Microestrutura do aço API X60 nas direções preferenciais (a) plano S, (b) plano L e (c) plano T

Tabela 7- Composição química em porcentagem de peso dos principais elementos de liga obtida por análise química do aço API 5L X60.

Elemento	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	V	Ti	Nb	W	Pb	B	Al
%em peso	0,011	1,44	0,26	0,028	0,007	0,00	0,02	0,044	0,013	0,04	>0,001	0,003	0,0003	0,029

4.3.2- Ensaio de Tração

Os resultados obtidos nos ensaios não apresentaram variações significativas, como se pode notar na tabela 7 e Figura 50 abaixo. O material ensaiado atende às exigências de classificação de aços API X60, nível PSL2.

Tabela 8- Propriedades mecânicas de ensaio de tração do aço API-5L X60

Configuração	Direção	CP#	σ_e (MPa)	σ_r (MPa)	δ (%)
CP- Φ	Transversal	CP 01	501,5	631,5	18,3
		CP 02	496,8	618,5	24,3
		Média	499,1	625,0	21,31

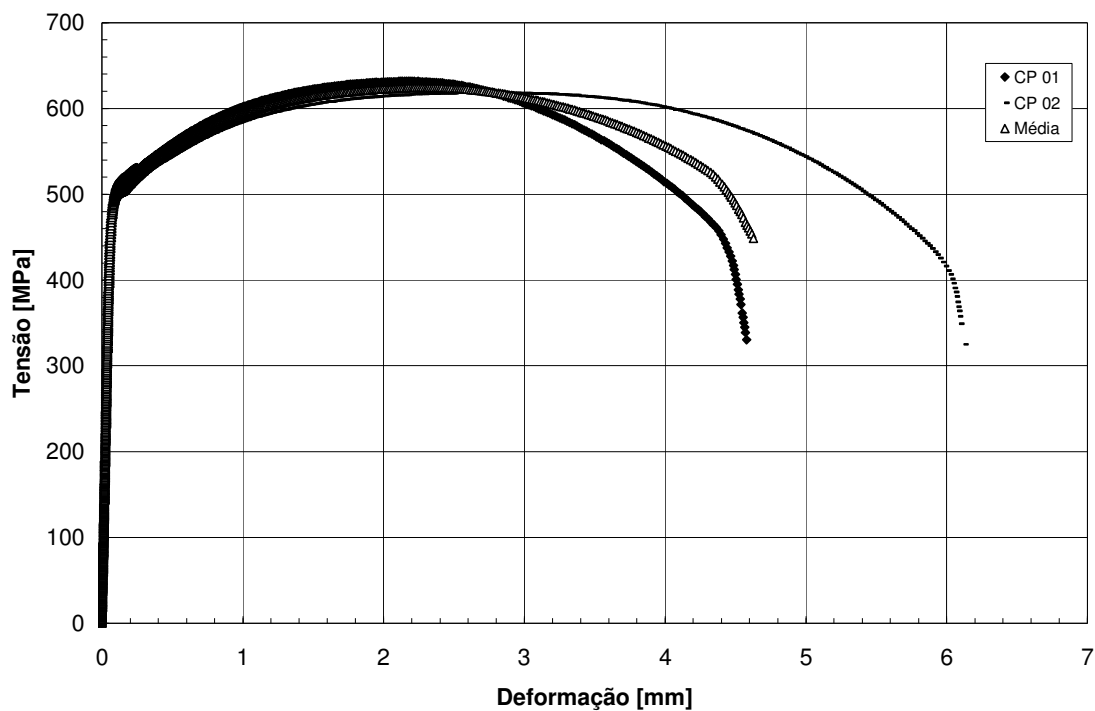


Figura 50: Curva tensão deformação do aço API-5L X60

4.3.3- Ensaio Charpy

Foi realizado o ensaio para averiguação das propriedades do material e, assim, garantir a caracterização e as propriedades do mesmo, para posteriormente realizar os ensaios de tenacidade à fratura.

Esse material apresenta o fenômeno de transição frágil-dúctil, típica em aços ferríticos, absorvendo mais energia para fratura, à medida que a temperatura de ensaio aumenta. A 20°C o material apresenta modo de falha totalmente dúctil, com aspecto fibroso e extensiva deformação plástica na região do entalhe, ver Figura 51. É possível observar a variação do modo de falha, desde comportamento totalmente dúctil com formação de alvéolos alongados, Figura 51 (a) no ensaio a 25°C, até a falha em modo frágil com aspecto de clivagem no ensaio a -100°C, Figura 51 (b), através da caracterização da superfície de fratura. Contudo, efeitos estatísticos da transição frágil-dúctil não foram considerados nos resultados de mecânica da fratura obtidos à temperatura ambiente (25-28°C), uma vez que nestas condições o material apresentou modo de falha totalmente dúctil.

O gráfico da Figura 52 mostra a curva da transição frágil dúctil do aço API X60.

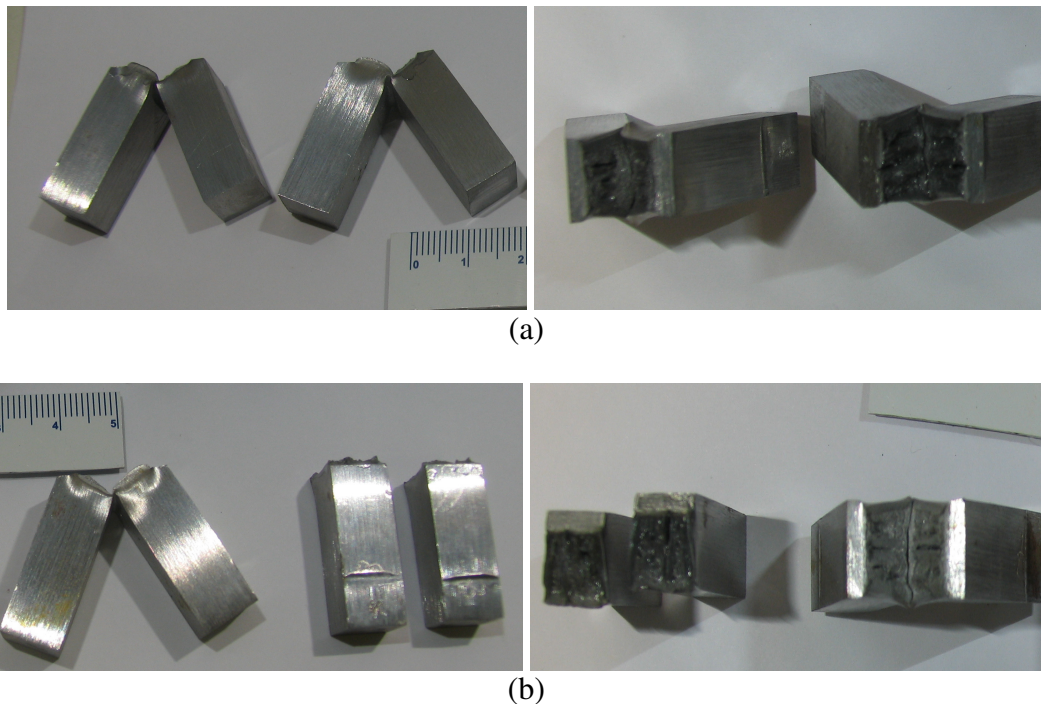


Figura 51: (a) fratura dúctil do Aço API X60 em ensaio Charpy a 25°C e (b) fratura frágil do Aço API X60 em ensaio Charpy a -100°C

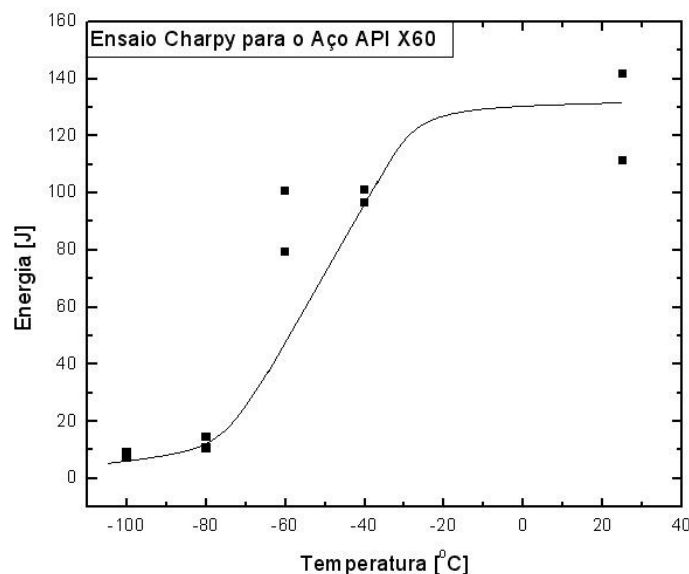


Figura 52: Gráfico de transição frágil dúctil para o aço API X60, Ensaio Charpy instrumentado

4.4- Curvas de Carga versus Deslocamento na Linha da Carga (LLD) e Abertura do extensômetro (CMOD).

As Figuras 53 e 55 apresentam as curvas de carga versus deslocamento obtidas durante o ensaio, utilizando a técnica da flexibilidade elástica em espécime de orientação LT. Para o mesmo ensaio, mas aplicando a técnica de queda de potencial elétrico, as curvas são apresentadas nas Figuras 57, 59, 61 e 63. As Figuras 65 e 67 foram obtidas com um único carregamento monotônico para uso da metodologia da normalização linear da variação de carga aplicada isoladamente, e as quatro restantes (Figuras 69, 71, 73 e 75) apresentam a aplicação conjunta desta técnica com o método de queda de potencial elétrico.

Nas Figuras 54, 56, 58, 60, 62, 64, 66, 68, 70, 72, 74 e 76 são apresentadas as macrografias das superfícies de fratura após os ensaios das respectivas técnicas.

O que se pode notar nas curvas de carga-deslocamento é que, à medida que a trinca avança, é possível observar a diminuição da carga necessária para acarretar a propagação do defeito. Isto é, após a carga máxima qualquer aumento considerável de carga aplicada pode causar a fratura eminente do espécime.

Uma outra característica pode ser notada nas curvas de carga-deslocamento, isto é, ocorrência de um degrau ou falha de seqüência de registro da carga, principalmente, nas Figuras 55, 63, 65, 67 e 69 nas regiões de equivalente CMOD (*crack mouth opening displacements*) entre 2 e 4 mm. Enquanto nas demais Figuras (53, 57, 59, 61, 65, 71, 73,

75 e 77) a falha de seqüência de registro é menos acentuada. Esses degraus ou falhas de seqüência de registro de carga indicam o instante em que ocorrem, durante o ensaio, o fenômeno em forma de cavidades chamado delaminação (*split*) no interior do espécime, como mostrado nas Figuras 54, 56, 60, 62, 66 e 68. Essa particularidade ocorre durante o processo de fratura paralelamente à direção de laminação da chapa original e perpendicularmente ao plano de propagação da trinca. Este fenômeno também ocorre de modo semelhante em espécimes ensaiados com a propagação no sentido da espessura, porém, a delaminação se dá paralelamente à frente de propagação da trinca, continuando a ocorrer no mesmo sentido da laminação, (Sun (2000), Hippert (2004)). A ocorrência de cavidade durante o processo de fratura por rasgamento dúctil é conseqüência de tensões perpendiculares à direção de propagação da fratura, as quais geram restrição plástica no material à frente da trinca durante o carregamento. Isto é, tensões perpendiculares à tensão principal atuam durante o processo de dano, favorecendo ou a clivagem de grãos grandes ou fratura descoesa de interfaces na matriz metálica. Com isso, a morfologia das delaminações pode variar em função do carregamento, da temperatura e o estado de tensões atuantes (Sun (2000), Hippert (2004)). Espécime de geometria retangular submetido a tração uniaxial, por exemplo, normalmente exibe uma única delaminação central. Esta característica pode ser notada nas Figuras 54, 62, 66 e 68. Como a restrição plástica e, conseqüentemente, a tensão perpendicular a tensão principal atuante, é maior no centro do espécime, sugere que as tensões de delaminações no centro do CDP sejam mais severas.

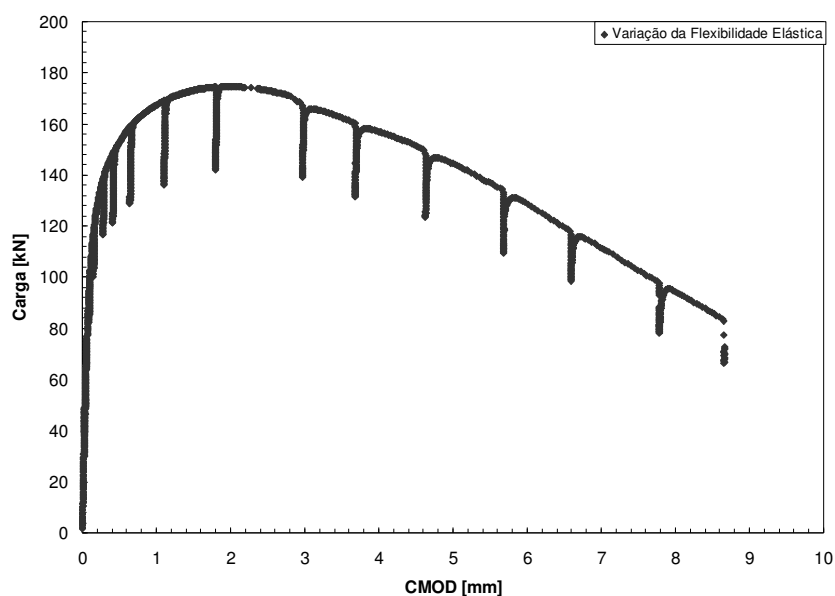
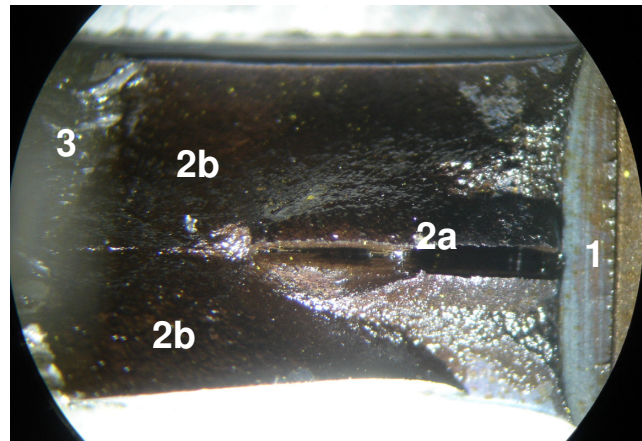


Figura 53: Curva de carga versus deslocamento CMOD do aço API 5LX60, trinca rasa ($a/W=0,21$), CTR01-SE-V



- 1- Pré-trinca por fadiga
- 2a- Superfície plana
- 2b- Superfície inclinada
- 3- Fratura frágil

Figura 54: Superfície de fratura de espécime SE(T) com trinca rasa e sem entalhe lateral, com cavidade (delaminação) central, após ensaio de integral J, por flexibilidade elástica, CTR01-SE-V

Com isso, uma delaminação central pode efetivamente dividir o espécime em dois e, portanto, mais energia é necessária para o crescimento dúctil da trinca, (Thaulow (1986)). Existem dois tipos de delaminações, a primeira originária de inclusões e a segunda das características microestruturais. O primeiro é formado a partir de inclusões não metálicas alongadas provenientes do processo de laminação com elevado grau de deformação plástica, resultando em fratura de aspecto fibroso. A delaminação microestrutural é decorrente do processo termomecânico que produz heterogeneidades e anisotropia no material, sendo muito freqüente em aços microligados API [Chawla (1983) e Guo (2002)].

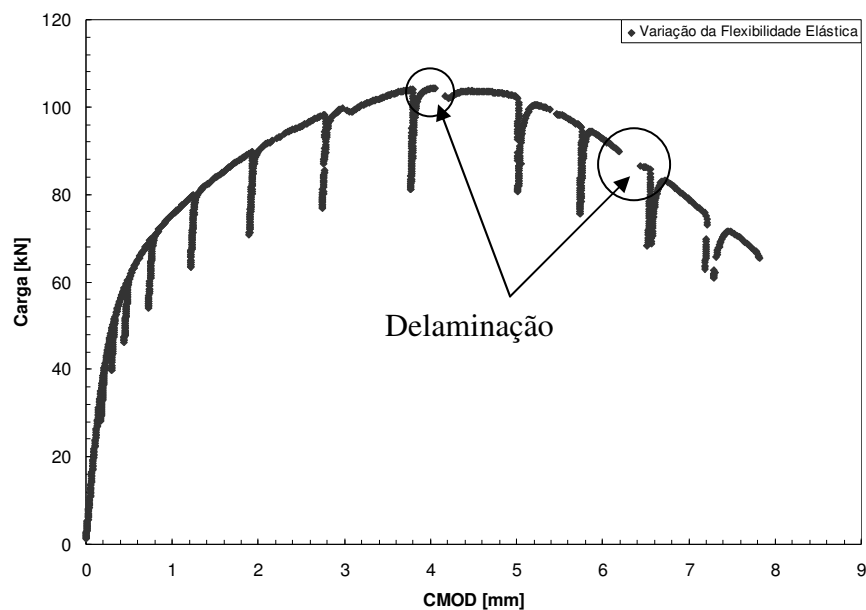


Figura 55: Curva de carga versus deslocamento CMOD do aço API 5LX60, trinca profunda ($a/W=0,51$), CTP01-SE-V

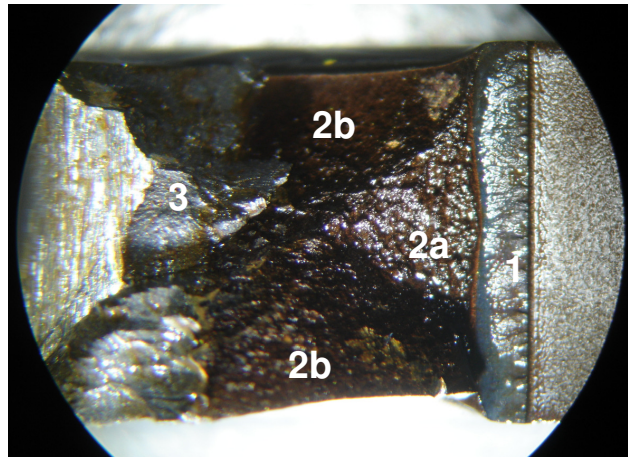


Figura 56: Superfície de fratura de espécime SE(T) com trinca profunda e sem entalhe lateral, após ensaio de integral J, por técnica de flexibilidade elástica, CTP01-SE-V

Conseqüentemente, pode ocorrer delaminações em decorrência a contorno de grãos e as do tipo clivagem, Hippert (2004). Numa investigação realizada por Silva (1986), mostrou-se que o efeito das separações do tipo contorno de grãos (formação de cavidades no material) na tenacidade de aço microligado é proveniente, principalmente, às baixas temperaturas de acabamento durante o processo de laminação controlada, abaixo de Ar3.

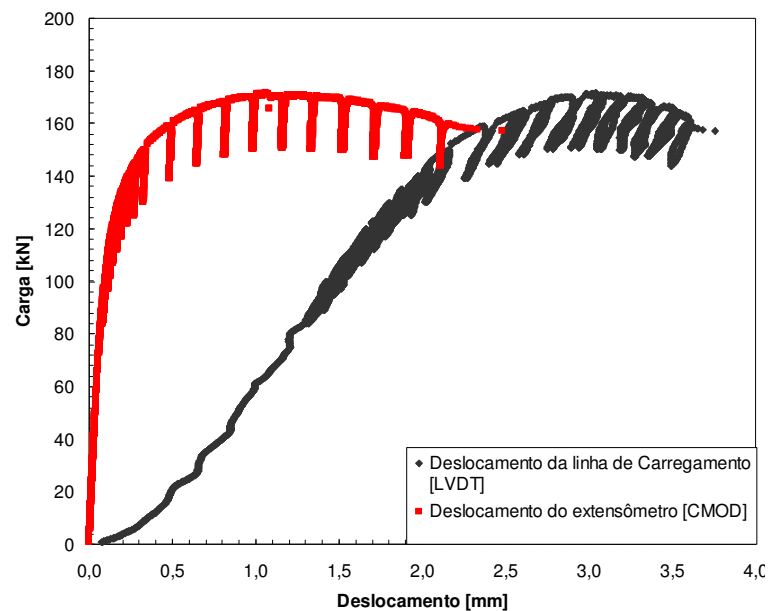


Figura 57: Curva de carga versus LLD via LVDT e de CMOD para o aço API 5LX60, trinca rasa ($a/W=0,21$), CTR02-EL-VQ

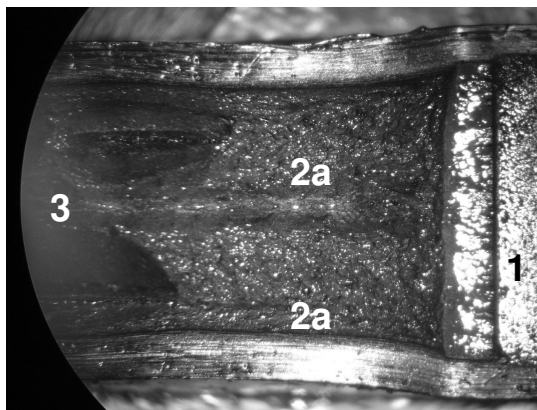


Figura 58: Superfície de fratura de espécime SE(T) com trinca rasa, com entalhe lateral, após ensaio de integral J, por técnica de flexibilidade elástica, CTR02-EL-VQ

No presente trabalho, observou-se que as cavidades ocorridas na superfície de fratura, principalmente as dos espécimes com entalhe lateral, tinham característica de delaminações de origem estrutural.

As fractografias das Figuras 54, 56, 58, 60, 62, 64, 66, 68, 70, 72, 74 e 76 apresentam as superfícies de fratura de cada CDP ensaiado, nas quais se visualiza a pré-trinca por fadiga, anotado com o índice 1. Define-se também, a região de propagação estável da trinca, representado pelo número 2. A área definida em 3 representa a fratura frágil do ligamento restante. Porém, a segunda região é dividida em partes a e b, devido ao fato da propagação estável da trinca apresentar dois planos distintos, em alguns corpos de prova, sobretudo naqueles em que não foram confeccionados os entalhes laterais. A superfície 2a mostra o crescimento da trinca num plano perpendicular ao carregamento, constatando o modo I de propagação, ou seja, a predominância de deformação plana. Já na superfície 2b, o plano apresenta uma inclinação em relação à linha de aplicação da carga, o que indica a presença dos modos I e II no crescimento da trinca, (Anderson (1995)), ou seja, em espécimes sem entalhes laterais tem-se a predominância de tensão plana.

Observa-se também, uma superfície plana, por exemplo, nas Figuras 54, 56, 66 e 68 (região 2a) sobre o predomínio da condição de deformação plana. Porém, substituída ao longo do ensaio, por uma superfície inclinada (região 2b) de predomínio da condição de tensão plana. Esta característica de inclinação, resultante de deformação em cisalhamento devido ao estado de tensão plana, foi a condição de deformação de maior evidência ou predominância nas Figuras 54, 56, 66 e 68, correspondendo aos ensaios onde foi empregada a técnica de flexibilidade e normalização linear, respectivamente, e sem entalhes laterais. Nestes casos, a propagação se deu com a dominância de um estado de tensão plana.

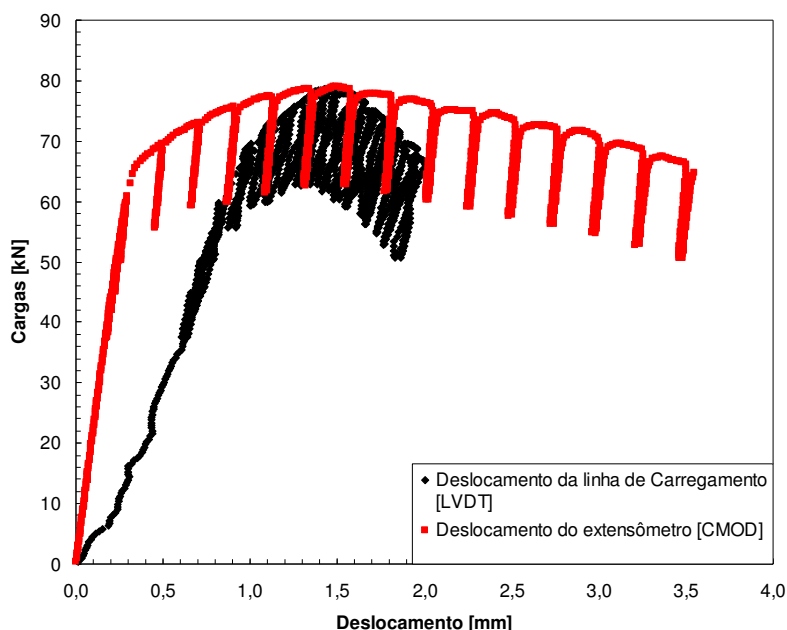


Figura 59: Curva de carga versus LLD via LVDT e de CMOD para o aço API 5LX60, trinca profunda ($a/W=0,51$), CTP02-EL-VQ

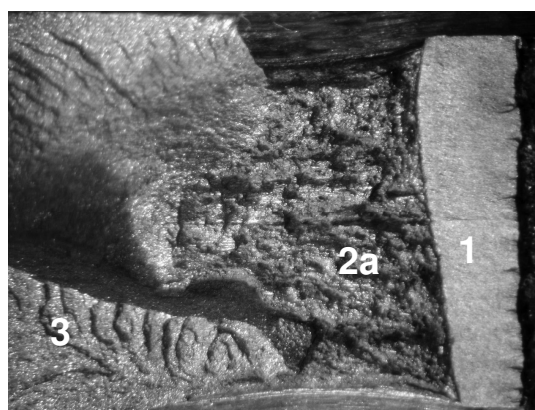


Figura 60: Superfície de fratura de espécime SE(T) com trinca profunda, com entalhe lateral, após ensaio de integral J, por técnica de flexibilidade elástica, CTP02-EL-VQ

No entanto, por causa da maior predominância da condição de tensão plana ser, praticamente, quase a metade da extensão estável da trinca, ocorreu no presente trabalho a necessidade de confeccionar novos espécimes, agora com entalhe lateral (*side groove*), caracterizando a segunda etapa de ensaios. A necessidade da confecção de entalhe lateral na superfície do espécime é para minimizar o efeito de tunelamento de trinca (*crack tunneling*) e conseqüentemente reduzindo à formação de planos inclinados por deformação em cisalhamento; devido ao material próximo a sua superfície livre estar submetido a um baixo estado de triaxialidade de tensão, com predominância da condição de tensão plana (Anderson (1995) e Ewalds et all (1986)), como poderá ser visto no item 4.5 (influência dos entalhes laterais).

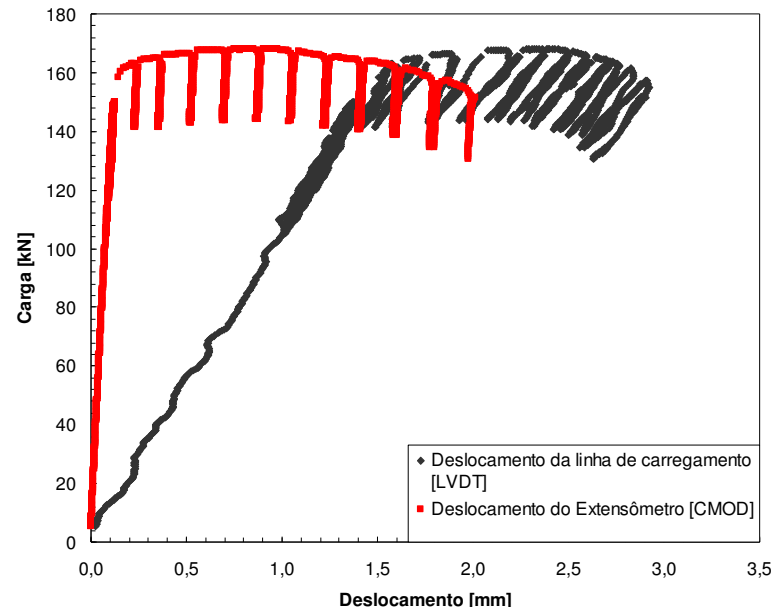


Figura 61: Curva de carga versus LLD via LVDT e de CMOD para o aço API 5LX60, trinca rasa ($a/W=0,21$), CTR03-EL-VQ

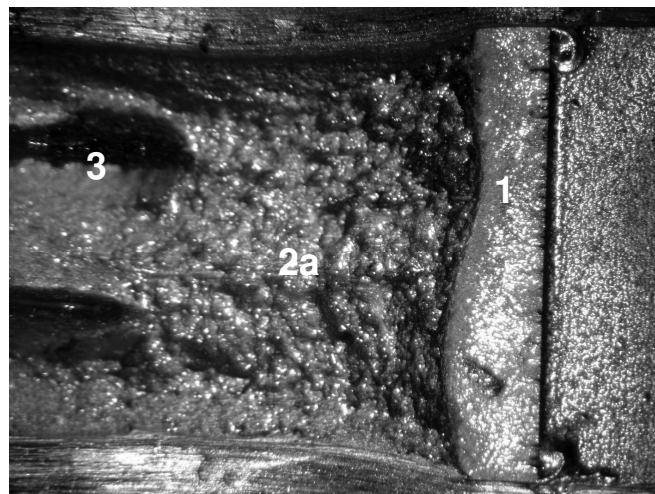


Figura 62: Superfície de fratura de espécime SE(T) com trinca rasa, com entalhe lateral, após ensaio de integral J, por técnica de flexibilidade elástica, CTR03-EL-VQ

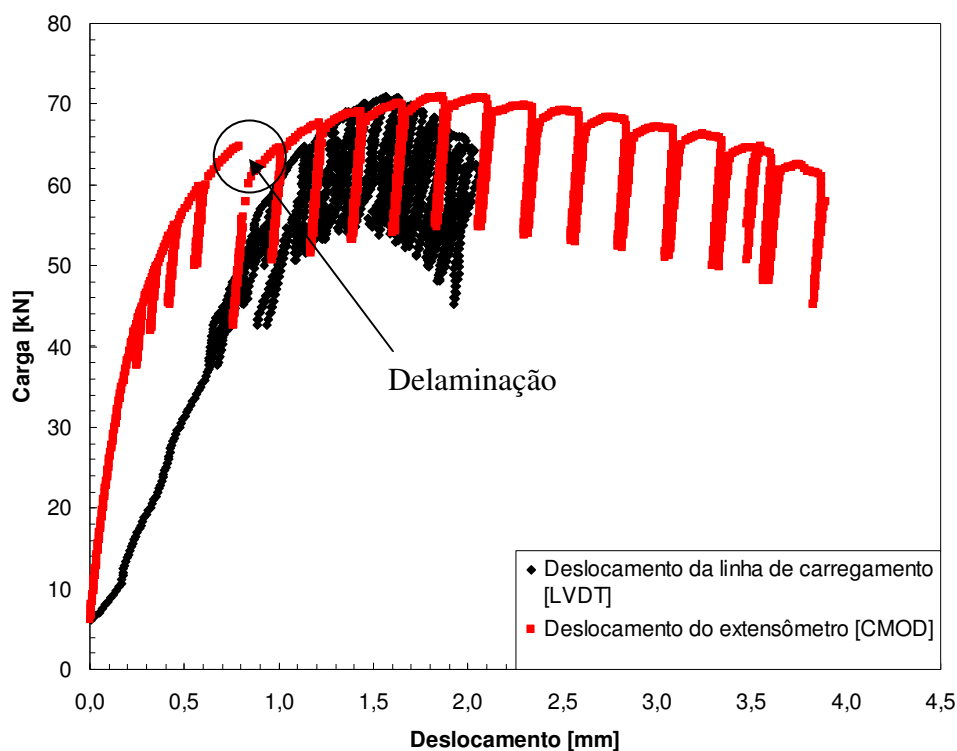


Figura 63: Curva de carga versus LLD via LVDT e de CMOD para o aço API 5LX60, trinca profunda ($a/W=0,51$), CTP03-EL-VQ

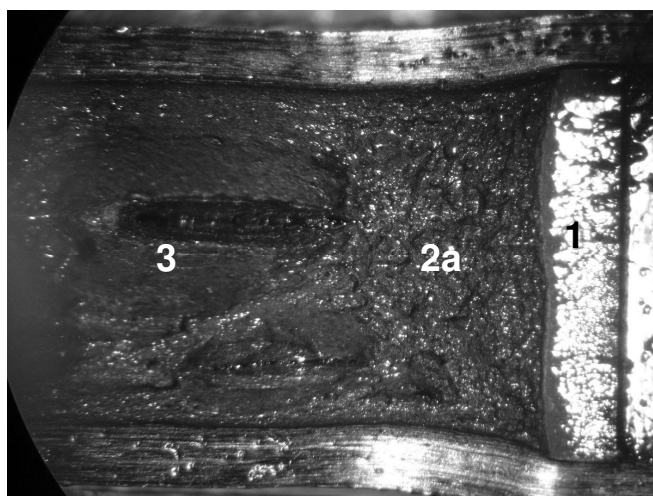


Figura 64: Superfície de fratura de espécime SE(T) com trinca profunda, com entalhe lateral, após ensaio de integral J, por técnica de flexibilidade elástica, CTP03-EL-VQ

Por outro lado, com a utilização de espécimes com entalhes laterais, observou-se em todos os CDPs testados com a técnica da flexibilidade elástica, um aumento significativo do fenômeno de delaminação (cavidade) central na superfície de fratura; como pode ser notado nas Figuras 58, 62, 64 e 70, quando comparado com os espécimes sem entalhe, Como pode ser observado no registro de carga-deslocamento ilustrados nas Figuras 57, 61, 63 e 69.

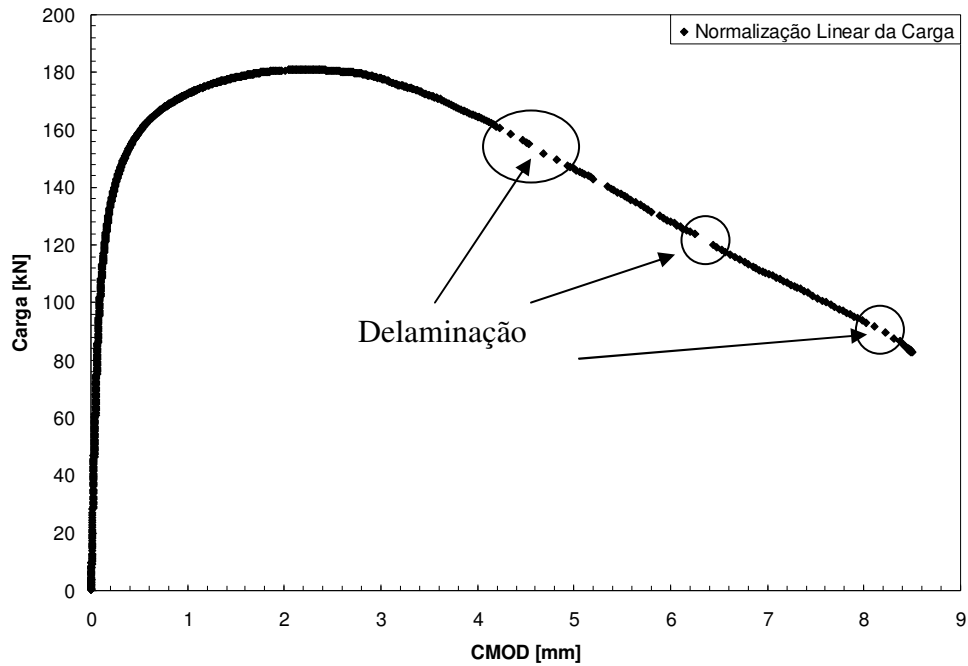


Figura 65: Curva de carga versus deslocamento CMOD do aço API 5LX60, trinca rasa ($a/W=0,21$), CTR04-SE-N

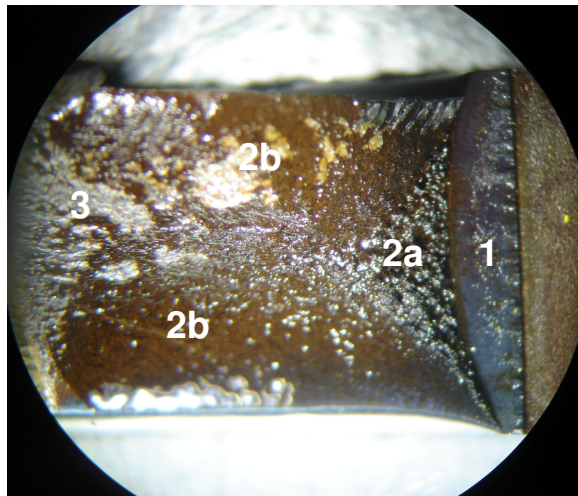


Figura 66: Superfície de fratura de espécime SE(T) com trinca rasa, sem entalhe lateral, após ensaio de integral J, por normalização linear, CTR04-SE-N

Como esperado, a diminuição do gradiente de tensão plana próximo à superfície devido ao entalhe lateral, ocasiona um aumento da restrição plástica e também da tensão perpendicular em relação à tensão trativa imposta, elevando seu nível e, conseqüentemente, ocasionando um aumento da cavidade central e dividindo o material praticamente em duas partes, como pode ser notado nas Figuras 54, 58, 62 e 66.

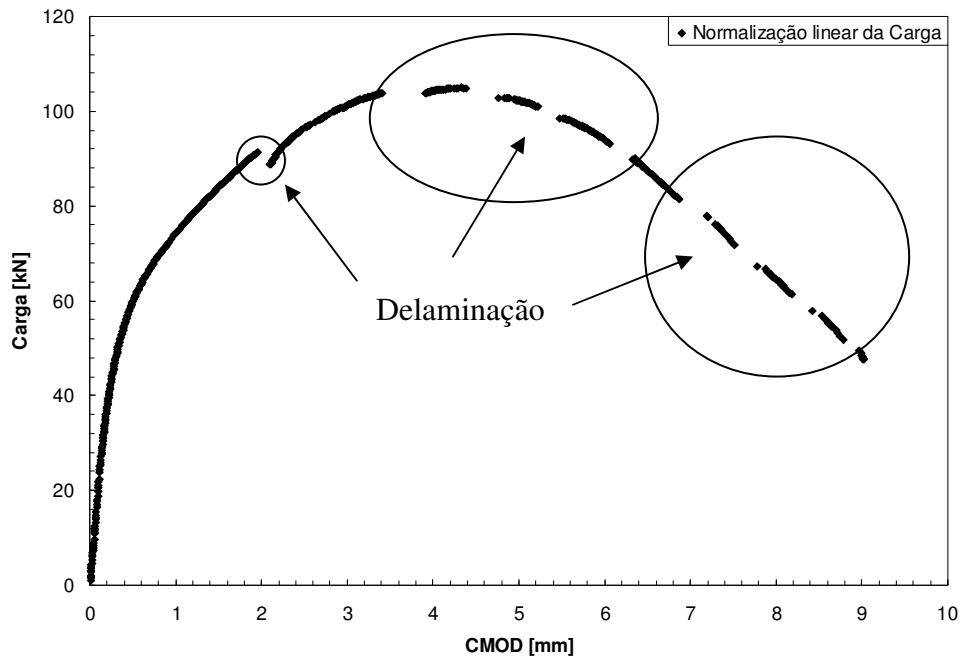


Figura 67: Curva de carga versus deslocamento CMOD do aço API 5LX60, trinca profunda ($a/W=0,51$), CTP04-SE-N

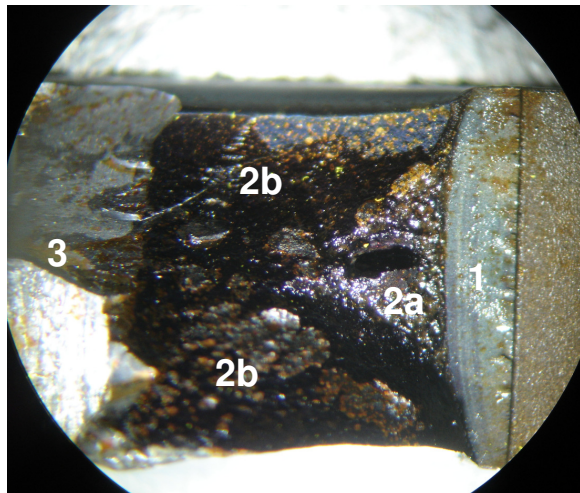


Figura 68: Superfície de fratura de espécime SE(T) com trinca profunda, sem entalhe lateral, após ensaio de integral J, por técnica de normalização linear, CTP04-SE-N

Os ensaios mostrados nas Figuras 53, 55, 65 e 67, foram realizados apenas registrando os valores de CMOD. Os quais demonstram que o extensômetro começa a ter incrementos significativos próximo a carga máxima, mostrando que a trinca começa a propagar em cargas relativamente altas. O fato de se aplicar apenas os registros do CMOD refere-se à aplicação do método que converte esses valores em deslocamentos da linha de carga, através do raio de rotação do espécime.

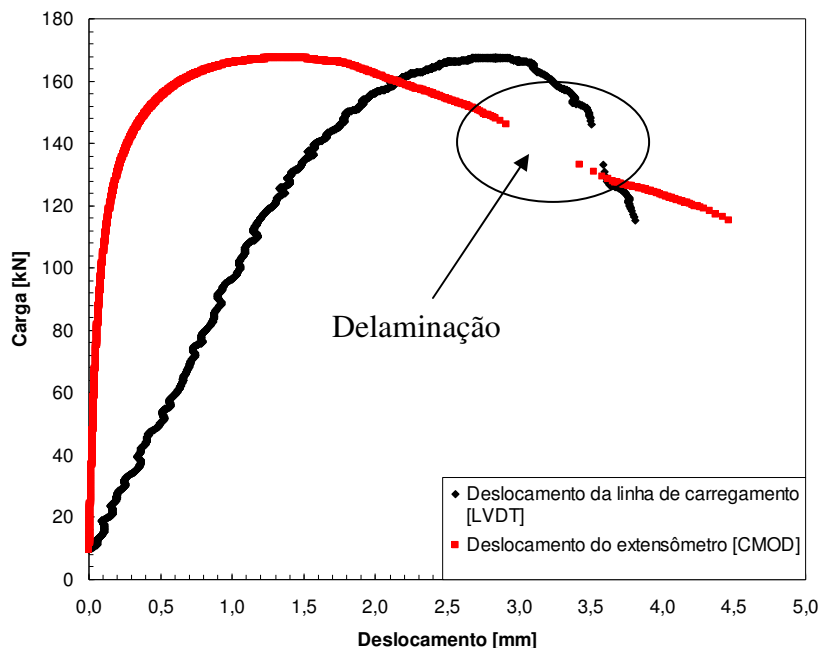


Figura 69: Curva de carga versus LLD via LVDT e de CMOD para o aço API 5LX60, trinca rasa ($a/W=0,21$), CTR05-EL-NQ

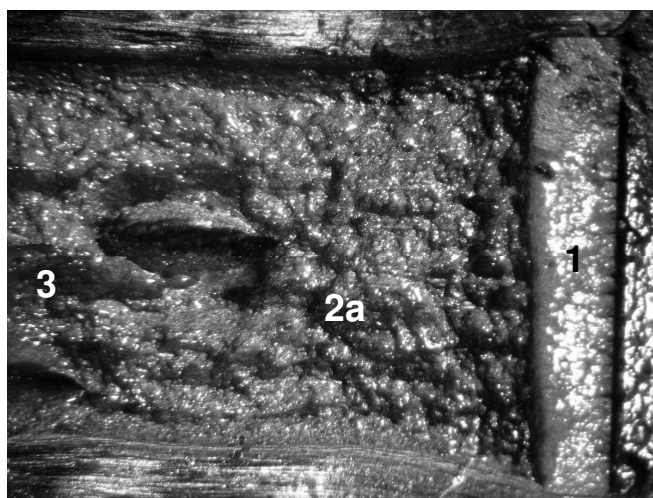


Figura 70: Superfície de fratura de espécime SE(T) com trinca rasa, com entalhe lateral, após ensaio de integral J, por técnica de de normalização linear, CTR05-EL-NQ

As Figuras 57, 59, 61, 63, 69, 71, 73 e 75 compreendem as curvas de carga enfunção do deslocamento obtidas para cada corpo de prova, contudo, com medições de deslocamentos em pontos distintos para a mesma carga aplicada. As curvas em vermelho mostram a correlação entre a abertura do extensômetro na boca da trinca CMOD para a carga aplicada, ao passo, que para a mesma carga tem-se o deslocamento da linha de carregamento com LVDT apresentada pela curva preta. Nota-se a diferença entre as áreas abaixo das curvas, que apresentam uma disparidade grande, tanto na parte elástica quanto

na plástica. O que se supõe, é a possibilidade de reproduzir a energia necessária para que a trinca propague de um Δa , utilizando qualquer uma das duas curvas. O que atualmente nos CDPs normalizados corresponde apenas à curva referente ao deslocamento da linha de carga (LLD).

O aspecto dos gráficos são os mesmos para ambos os ensaios realizados, nos quais, enquanto a trinca permanece estática, os valores de CMOD variam insignificadamente, sobretudo nos espécimes com razão de $a/W = 0,2$. Contudo, os incrementos de LLD medidos por LVDT são mais acentuados, sendo que a trinca está parada, podendo chegar a diferenças de praticamente 2,0 mm nos CDPs de trinca rasa (Figuras 55, 59, 67 e 71).

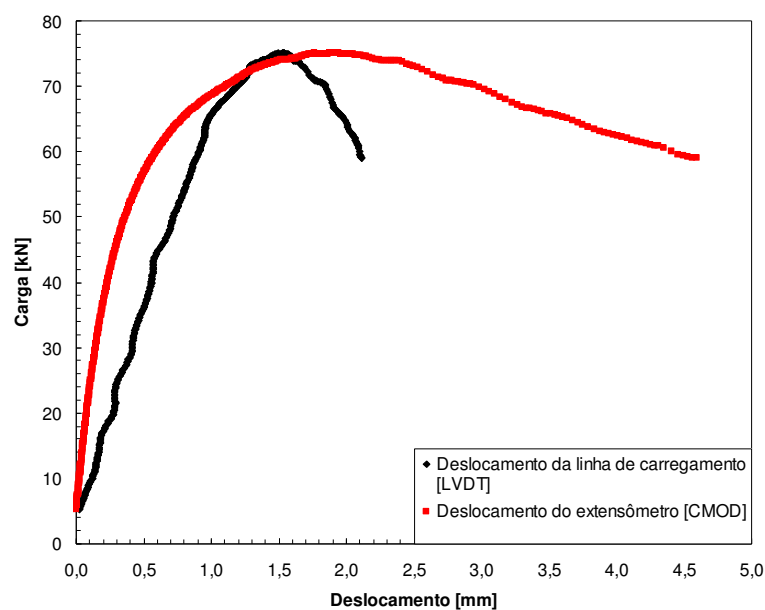


Figura 71: Curva de carga versus LLD via LVDT e de CMOD para o aço API 5LX60, trinca profunda ($a/W=0,51$), CTP05-EL-NQ



Figura 72: Superfície de fratura de espécime SE(T) com trinca profunda, com entalhe lateral, após ensaio de integral J, por técnica de de normalização linear, CTP05-EL-NQ

A comparação entre as duas curvas sugere que os valores de deslocamentos medidos pelo LVDT estão computando deformações do conjunto como um todo, não somente a responsável pela formação da zona plástica a frente da trinca e consequentemente fornecendo valores errôneos de deslocamento, relativos ao cálculo da área plástica. Para tanto, um novo procedimento experimental foi realizado, utilizando agora dois extensômetros: o primeiro para medir CMOD e o segundo para acompanhar o deslocamento na LLD, evitando assim interferência de outras deformações. Nota-se que com o desenvolvimento do ensaio, as áreas abaixo das curvas se diferenciam significativamente. Na Figura 77 visualiza-se o gráfico de Carga x Deslocamento como nas anteriores, porém agora com o LLD medido com um extensômetro, constatando um deslocamento muito menor, quando comparados aos obtidos pelo LVDT. Esse assunto será discutido no item 4.7

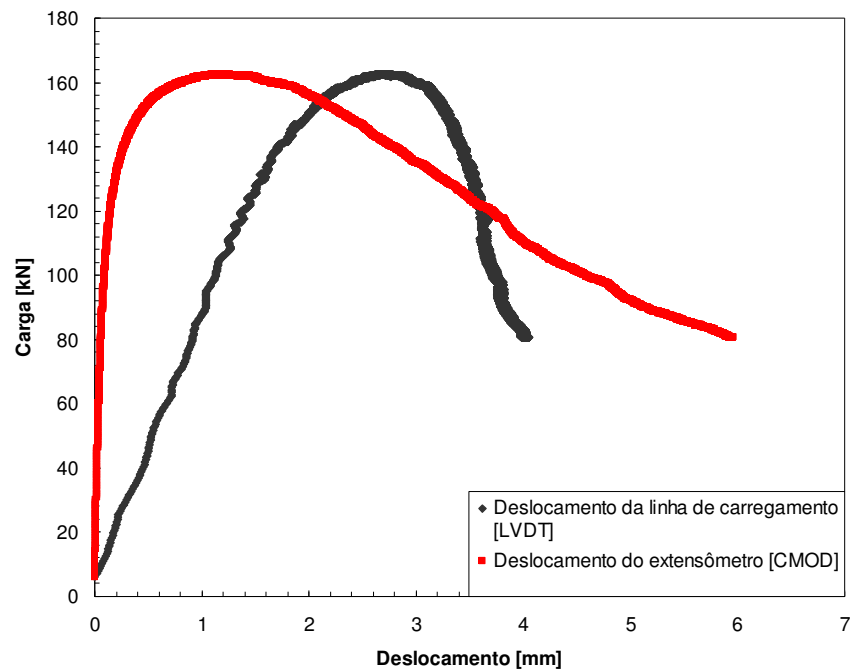


Figura 73: Curva de carga versus LLD via LVDT e de CMOD para o aço API 5LX60, trinca rasa ($a/W=0,21$), CTR06-EL-NQ

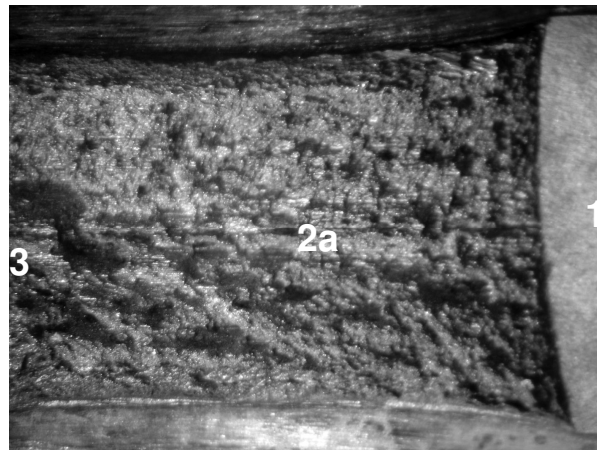


Figura 74: Superfície de fratura de espécime SE(T) com trinca rasa, com entalhe lateral, após ensaio de integral J, por técnica de de normalização linear, CTR06-EL-NQ

Em todos os experimentos, conforme a trinca começa a propagar, os incrementos de CMOD aumentam drasticamente, enquanto os do LLD (load line displacement) reduzem. Isso gera uma grande diferença no final do experimento, com a formação de uma área consideravelmente maior relativa ao CMOD. Essa disparidade deve ser corrigida no momento em que se calcula a Integral J, através dos parâmetros η e γ , conforme as discussões de Joyce et al (1993) para a linha de carregamento e Kin & Budden (2001) ou Cravero & Ruggieri (2007) para abertura do extensômetro (CMOD). Nos itens a seguir, será verificada a aplicabilidade da técnica que envolve apenas as medições do CMOD para obter tanto as propagações de trinca, quanto as áreas plásticas incrementais.

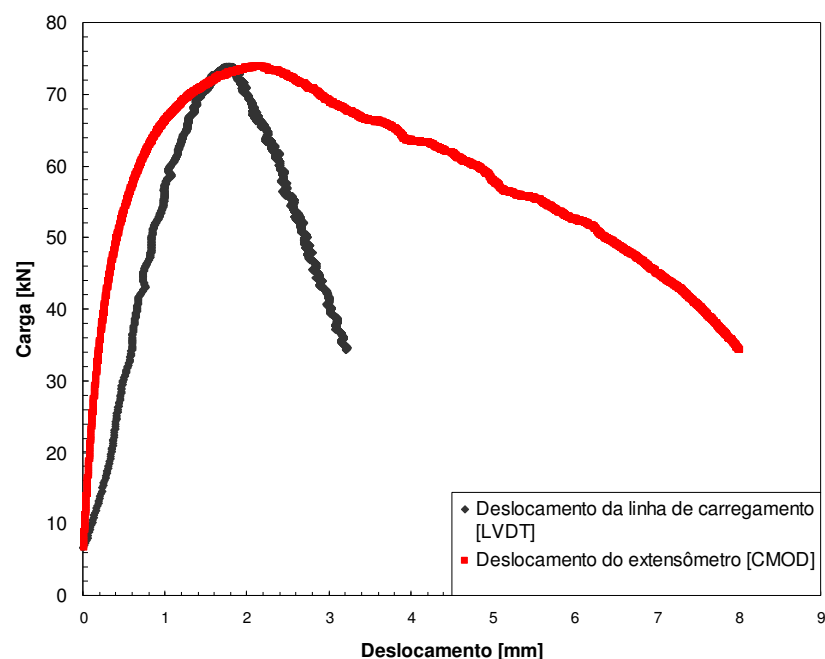


Figura 75: Curva de carga versus LLD via LVDT e de CMOD para o aço API 5LX60, trinca profunda ($a/W=0,51$), CTP06-EL-NQ

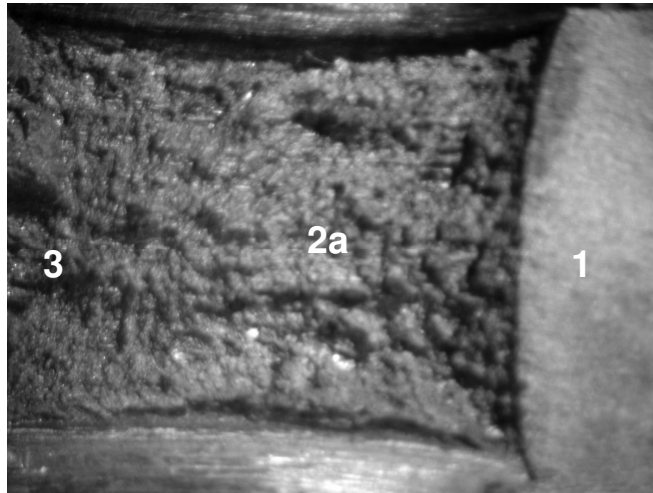


Figura 76: Superfície de fratura de espécime SE(T) com trinca profunda, com entalhe lateral, após ensaio de integral J, por técnica de de normalização linear, CTP06-EL-NQ

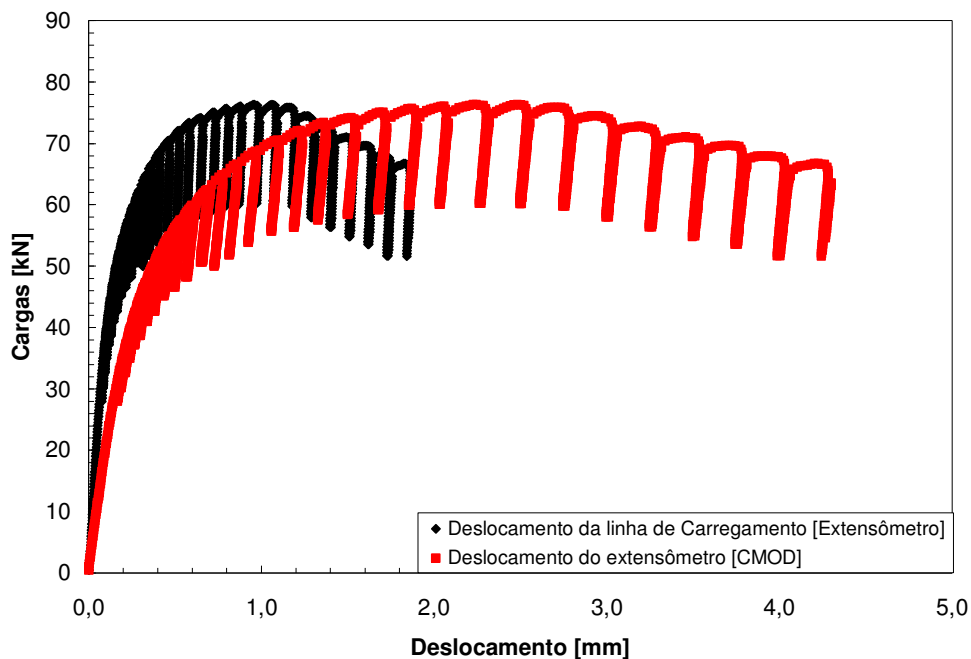


Figura 77: Curva de carga versus LLD via extensômetro e de CMOD para o aço API 5LX60, trinca profunda ($a/W=0,51$), CTP07-EL-V

4.5- Influência do Entalhe Lateral em Espécimes SE(T).

Três modos de propagação podem ocorrer em um ensaio de tenacidade à fratura: Tração (modo I), cisalhamento (modo II) e rasgamento (modo III). Em particular, em espécimes SE(T) é aplicada tração pura, deve ter como predominância o modo I de propagação e deve ocorrer em deformação plana, devido à alta triaxialidade de tensão à frente da trinca, Anderson (1995). Contudo, resultados obtidos por O'Dowd & Shih (1991,

1992) e Tada et all (1985) retratam a baixa triaxialidade de tensão obtidas em CDPs tipo SE(T), que podem sofrer tensões cisalhantes, sobretudo com espessuras muito reduzidas e materiais demasiadamente tenazes. Com o fato de não podermos variar a seção, pois essa representa a espessura padrão do duto de condução de gás e petróleo, os espécimes sem entalhes laterais apresentaram predominância de tensão plana e modo II de propagação.

A influência da espessura no campo de tensões à frente da trinca tem sido amplamente discutida na literatura. Para materiais com alta deformação plástica, deve-se utilizar a maior seção possível, para se manter as condições de propagação de forma crítica, ou seja, as condições mais severas, Anderson (1995). Contudo, a confecção de entalhes laterais minimiza o efeito de tunelamento de trinca (*crack tunneling*) e conseqüente formação de planos inclinados por deformação em cisalhamento. Mostrando que o material próximo a sua superfície livre está num baixo estado de triaxialidade de tensão, com predominância da condição de tensão plana, como pode ser notado na Figura 78a. Enquanto, na Figura 78b, esta condição é minimizada devido ao entalhe lateral [Anderson (1995) e Ewalds et all (1986)].

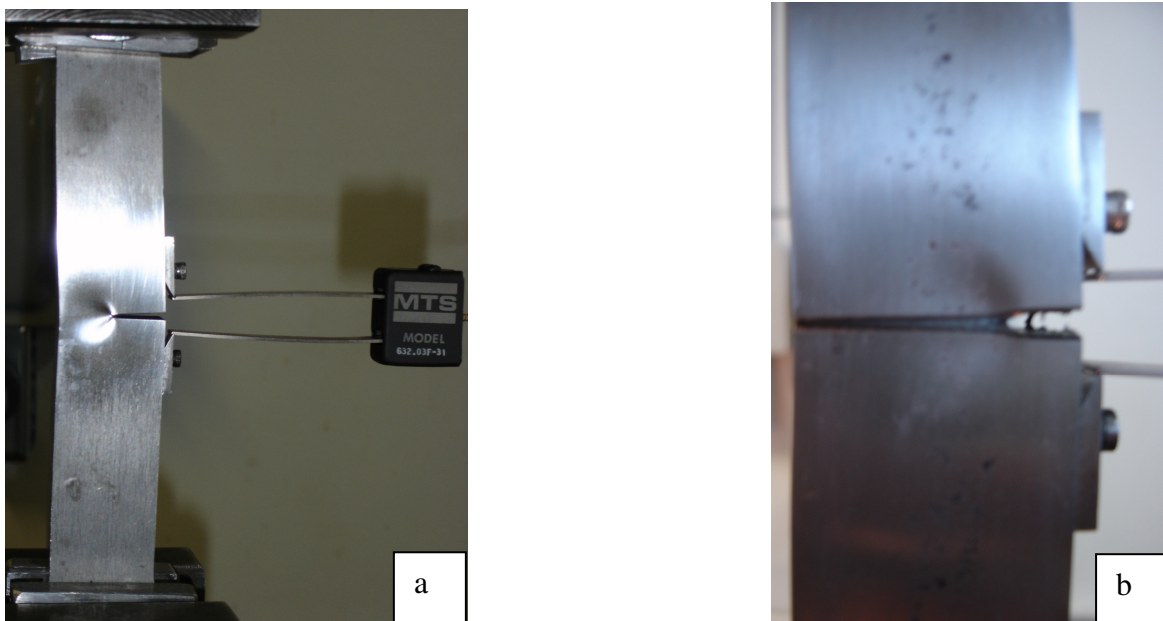


Figura 78: Influência do entalhe lateral no desenvolvimento do fluxo de deformação por tensão plana na superfície do espécime SE(T), durante o ensaio de integral J, a) espécime sem entalhe lateral e b) espécime com entalhe lateral

As Figuras 79 e 80 apresentam as superfícies fraturadas de espécimes sem e com entalhes laterais, respectivamente. Nota-se a formação de uma superfície inclinada, referente ao corpo de prova sem entalhe (Figura 79), na qual ocorreu a propagação. O

ângulo de inclinação da fratura tem valores próximos a 45° , o que caracteriza a ocorrência de altas tensões cisalhantes. Constatando que o material próximo a sua superfície livre está submetido a um baixo estado de triaxialidade de tensão, com predominância da condição de tensão plana. Já para a superfície do espécime que contém os entalhes (Figura 80), a predominância passa a ser de deformação plana, resultando no crescimento da trinca em um plano perpendicular a aplicação da carga. A ocorrência da inclinação da fratura em CDPs sem entalhes laterais é melhor visualizada, quando as superfícies são vistas lateralmente, Figura 81. No entanto, com a presença de entalhes laterais o plano da fratura mantém o ângulo de 90° com as bordas dos espécimes, Figura 82.

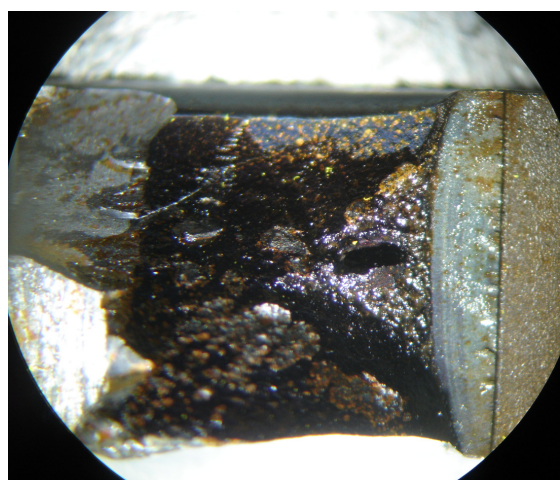


Figura 79: Superfície de fratura de espécime SE(T) com trinca profunda, sem entalhe lateral, CTP01-SE-V



Figura 80: Superfície de fratura de espécime SE(T) com trinca rasa, com entalhe lateral, CTR06-EL-NV

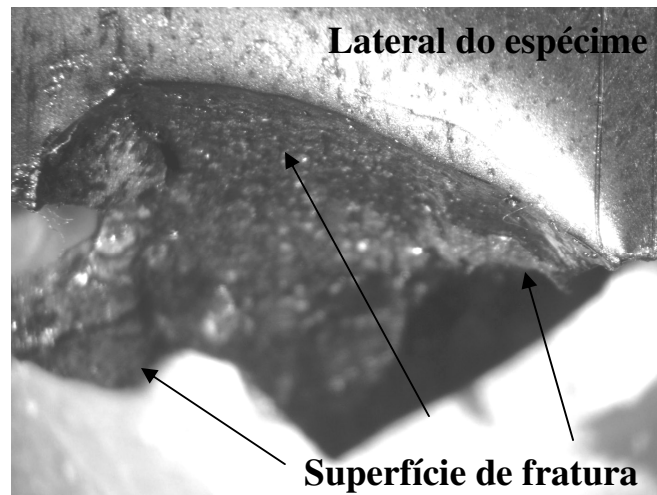


Figura 81: Vista perpendicular à superfície de fratura de espécime SE(T) com trinca profunda, sem entalhe lateral, CTP01-SE-V

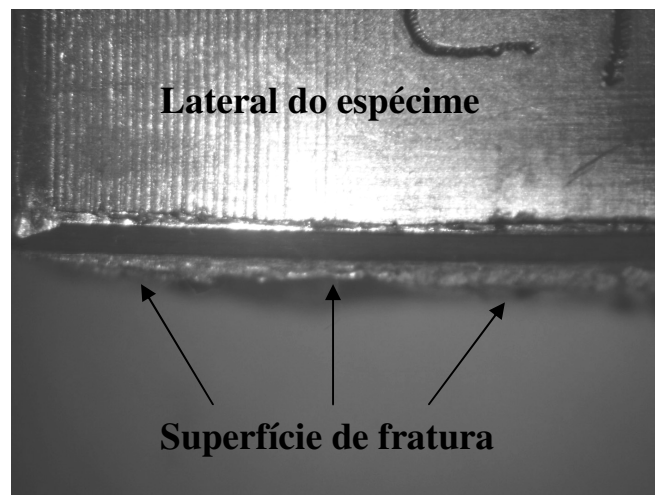


Figura 82: Vista perpendicular à superfície de fratura de espécime SE(T) com trinca rasa, com entalhe lateral, CTR06-EL-NV

4.6- Análise de Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV) das Superfícies de Fratura do Aço API 5LX60, após ensaio de Tenacidade a Fratura.

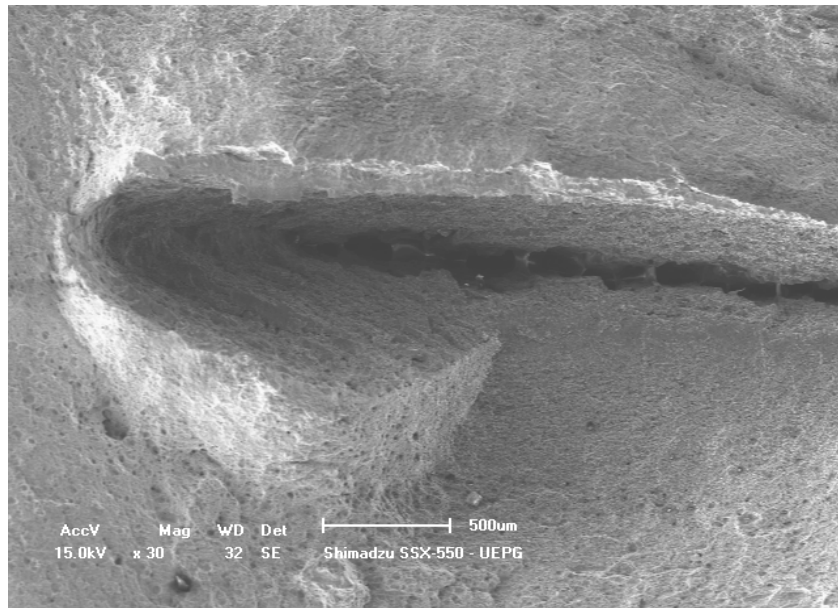
O mecanismo de fratura dúctil de metais é classicamente entendido como um processo de falha no qual estão envolvidos estágios de nucleação, crescimento e coalescimento de cavidades em nível microscópico no interior do material. A ocorrência desses estágios, entretanto, não se dá de forma sequencial, nem de maneira ordenada. Diferentes regiões apresentam estágios de dano distintos, que evoluem de forma particular em função do carregamento e das características locais da microestrutura. Eventualmente, uma dessas regiões irá apresentar maior dano (maior fração volumétrica de cavidades) e

uma perda relativa mais acentuada na sua capacidade de suportar carga. A partir daí essa região do material tenderá a absorver a maior parcela de energia de deformação plástica até o instante da fratura. No caso particular de um material que contenha uma trinca perpendicular à direção de sollicitação (modo I de carregamento), o efeito da concentração de tensões na ponta da trinca intensifica localmente a tensão remota aplicada. Sob a influência deste campo local de tensão-deformação, o processo de dano passa a concentrar-se na região do material à frente do defeito, formando assim a zona de processo de fratura dúctil (Tetelman & Mcevily (1997) e Cruz & Andrade (1998)). A falha dessa região particular passará, então, a ser o evento crítico que irá controlar a falha global da estrutura. Por isso, a determinação de uma distância característica a partir da ponta da trinca (que permita dimensionar a zona de processo de fratura) é uma variável fundamental a ser incorporada no modelamento micromecânico.

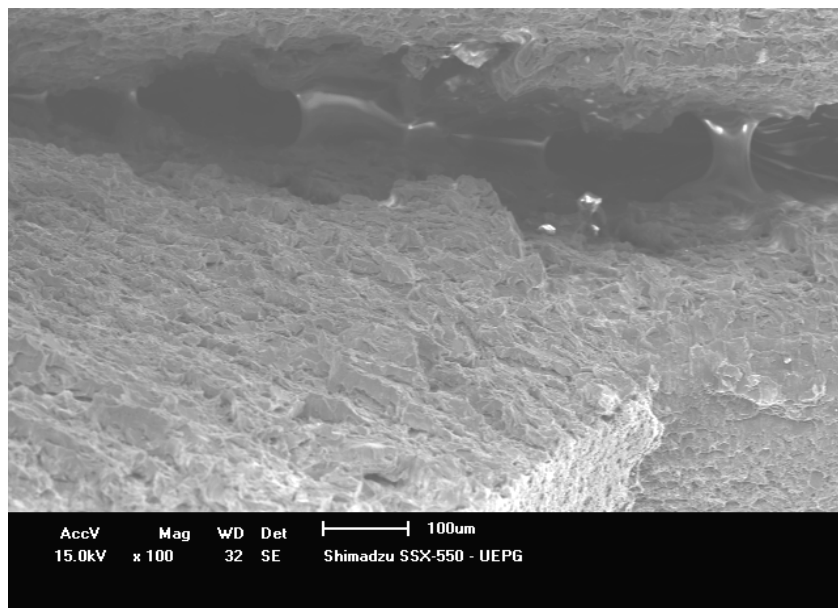
De fato, Isacson et al (1998) investigaram o crescimento de trincas em material ASTM A508B (aço ferrítico utilizado na construção de vasos de pressão). Conduziram ensaios de Mecânica da Fratura à temperatura ambiente, com o material apresentando comportamento dúctil e propagação estável de trinca. As amostras obtidas, em várias seqüências de ensaios interrompidos, revelaram as etapas de dano do material, desde o arredondamento da ponta da pré-trinca até o crescimento e a propagação estável do defeito. Os autores fizeram observações metalográficas em cortes transversais ao plano de propagação da trinca, nos corpos-de-prova ensaiados em uma seqüência crescente de J aplicado. Obtiveram evidências experimentais da ocorrência de nucleação de vazios tanto ao redor de partículas de segunda-fase dispersas na matriz, quanto pela decoesão da interface partícula/matriz. Adicionalmente, observaram que a propagação dúctil de trinca ocorreu de forma alternada (zig-zag), em uma estreita camada de material coplanar à frente do defeito (zona de processo de fratura). A ocorrência deste zig-zag pode estar associada à deformação plástica preferencial nos planos de máxima tensão de cisalhamento a 45° em relação ao plano de propagação em modo I.

O exame microfractográfico da superfície de fratura revelou o aspecto totalmente dúctil, com extensiva formação de alvéolos (dimples) em todas as amostras analisadas (vide Figuras 85 e 88), comprovando a falha do material através de rasgamento dúctil. Adicionalmente, nota-se que o material apresentava ductilidade significativa, uma vez que a morfologia de alvéolos é bem definida, com extensiva deformação plástica. Alvéolos profundos, de geometria semi-esférica (típica de carregamento em tração), alguns deles ainda contendo partículas de segunda fase (carbonetos ou inclusões) retidos em seu

interior foram observados na superfície de fratura e são indícios característicos de deformação plástica em aço com ductilidade significativa, Figuras 85 e 88.



(a)



(b)

Figura 83: (a) e (b) Aspecto geral da superfície delaminada, apresentando fratura frágil nas bordas, 30 X e 100 X respectivamente, CTR01-SE-V.

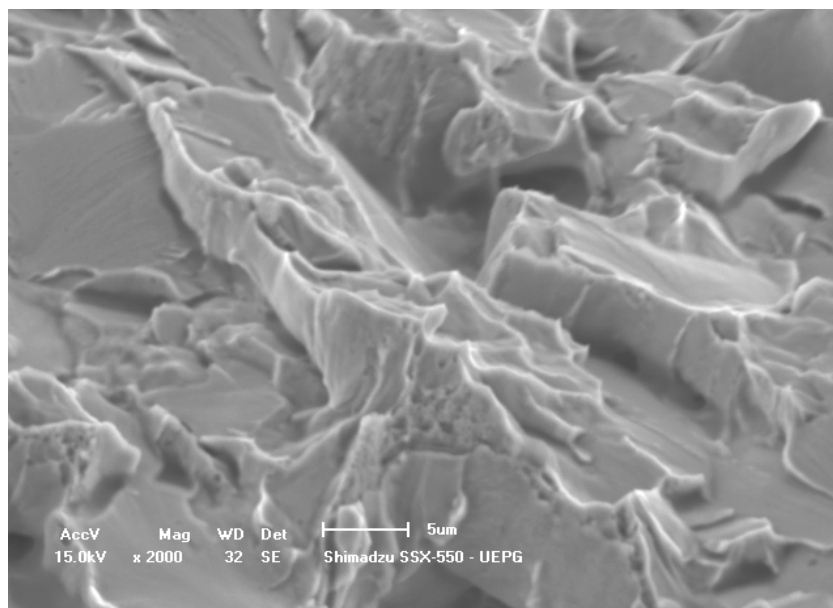
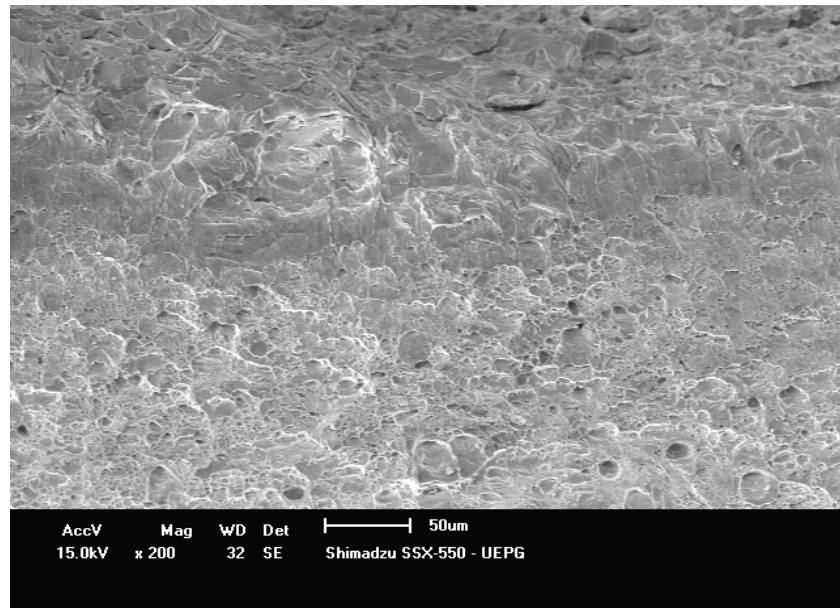


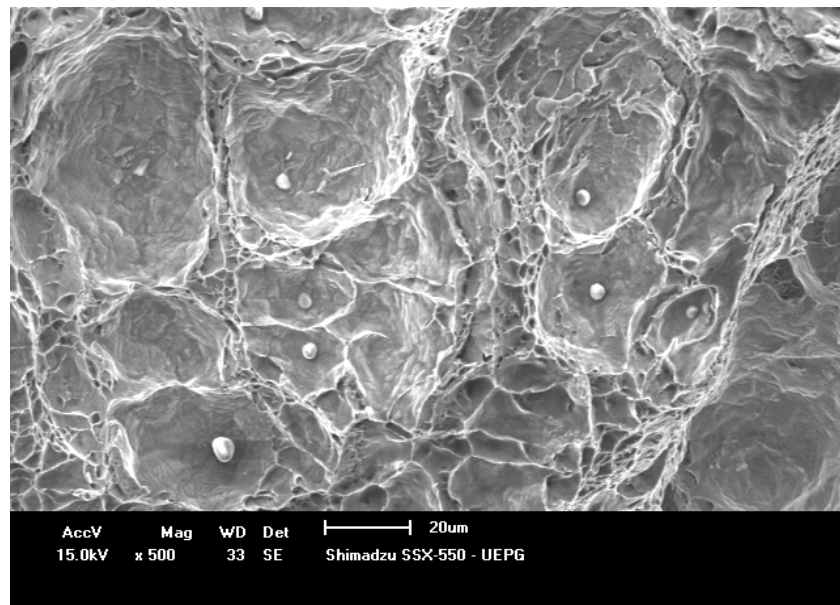
Figura 84: Superfície da parede interna da cavidade, aspecto de fratura frágil por clivagem, 2000 X, CTR01-SE-V.

O exame das superfícies de fratura de corpos-de-prova de tenacidade à fratura revelou a ocorrência de cavidades causadas por delaminação (splits) em corpos-de-prova de orientações LT. As Figuras 83, 84, 86 e 87 apresentam a superfície de fratura do corpo-de-prova SE(T) TL, onde foi possível observar cavidades típicas de delaminação em tamanhos variados, correndo paralelamente ao longo do plano de propagação da trinca e resultando em uma frente de trinca bastante irregular. A ocorrência de delaminações durante a propagação de trinca em aços obtidos por laminação controlada deve-se às tensões perpendiculares ao plano da fratura durante o carregamento do material, podendo ocorrer em diversos materiais, de alta tenacidade (Shanmugam & Pathak (1996), Duncan et al (2000) e Kuhne et al (1998)).

Esses materiais freqüentemente exibem textura cristalográfica acentuada (planos cristalográficos em direções definidas do material), fazendo com que os planos de clivagem alinhem-se. Eventualmente, uma tensão transversal aplicada ao plano da trinca supera um valor crítico, gerando uma região localizada de fratura frágil.



(a)

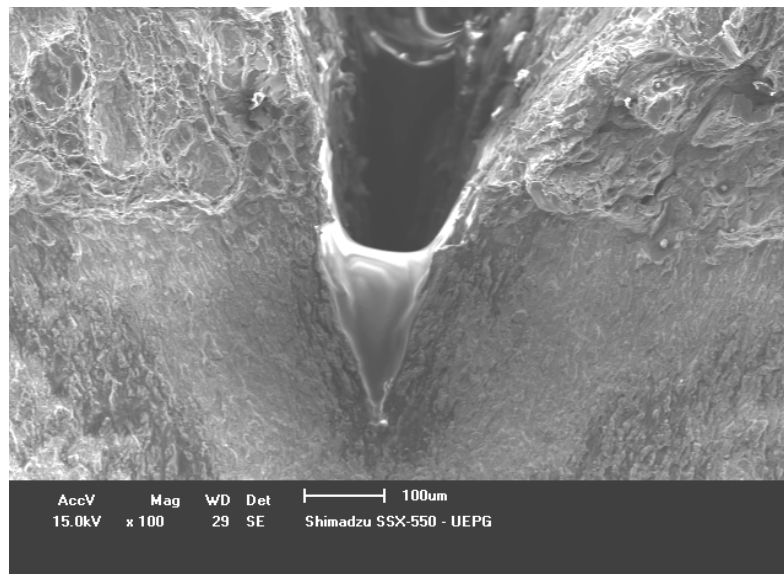


(b)

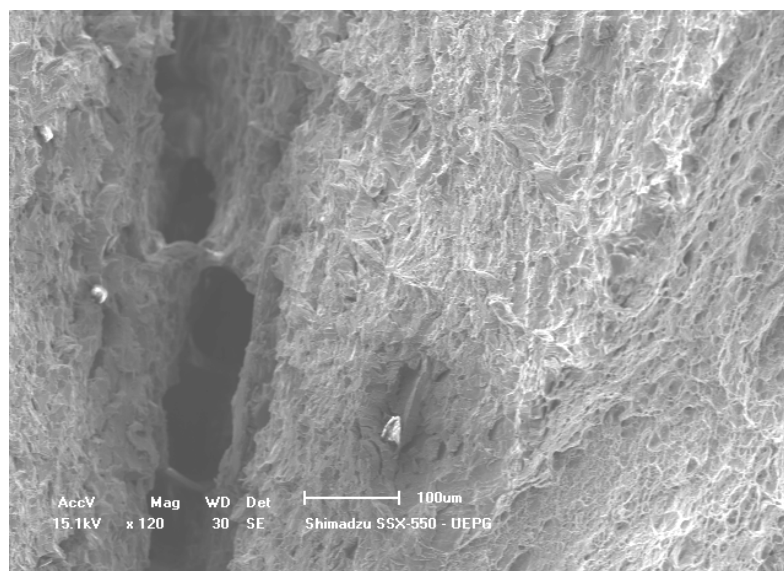
Figura 85: (a) Superfície geral da fratura de espécimes SE(T) apresentando propagação dúctil de trinca, com extensiva formação de alvéolos (simples), 200 X. (b) Detalhe da superfície fraturada mostrando a morfologia de alvéolos bem definida, com extensiva deformação plástica. Alvéolos profundos, de geometria semi-esférica (típica de carregamento em tração), 500 X, CTR01-SE-V.

A observação fractográfica por microscopia eletrônica (MEV) revelou que a fratura em cada delaminação ocorre por mecanismos de clivagem, como nas Figuras 84 e 87. A ocorrência dessas delaminações dificulta a determinação experimental das curvas de resistência $J-\Delta a$; decorrente da decoesão de interfaces posicionadas perpendicularmente à direção de propagação da trinca que diminui a espessura efetiva do corpo-de-prova,

induzindo condições de estado plano de tensões no seio do CDP (Shanmugam & Pathak, (1996)). Adicionalmente, a ocorrência de delaminações no interior dos CDPs altera a resposta mecânica do material, uma vez que modifica o estado de tensões local na ponta da trinca (Thaulow et all (1986)). As delaminações resultantes em cada um dos corpos-de-prova foram diversas: alguns espécimes apresentaram delaminações centrais grandes e profundas, enquanto outros apresentaram sistema de delaminações múltiplas e rasas.



(a)



(b)

Figura 86: (a) e (b) Aspecto geral da superfície delaminada, apresentando fratura frágil nas bordas, 100 X e 120 X respectivamente, CTP01-SE-V.

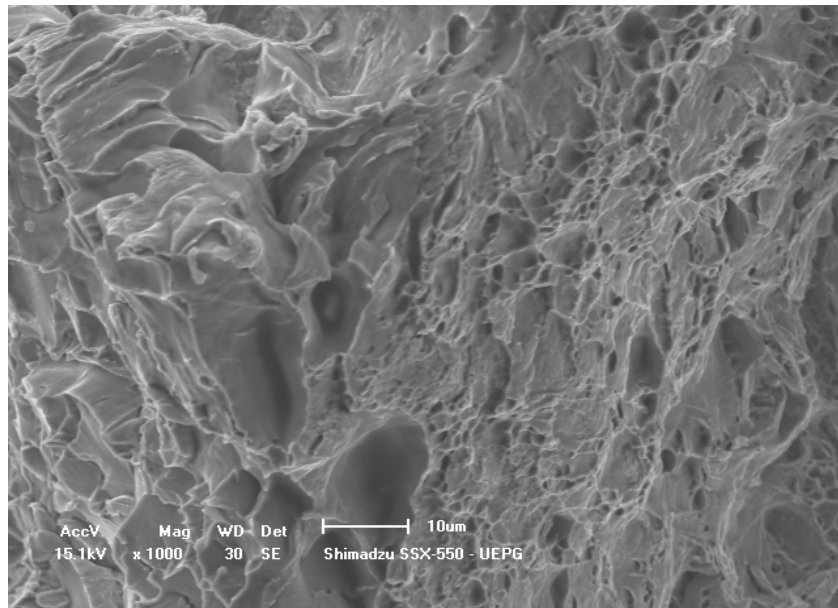
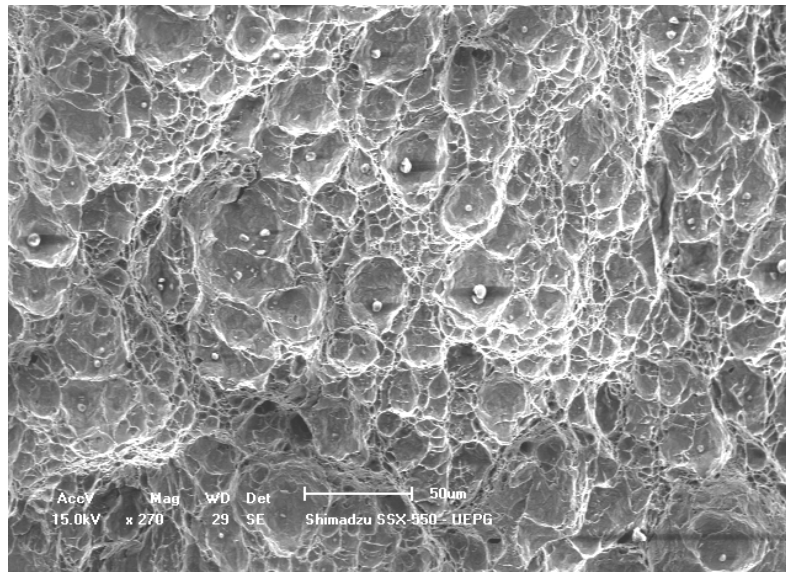


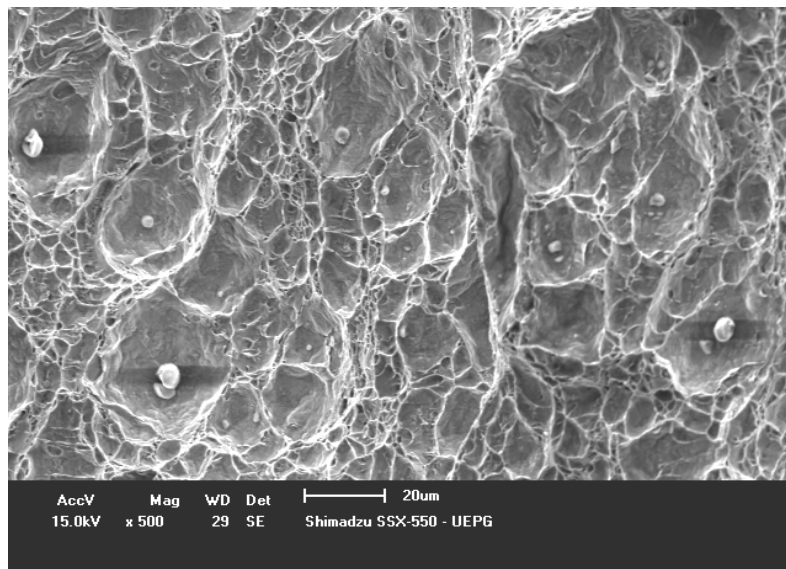
Figura 87: Superfície da parede interna da cavidade, aspecto de fratura frágil por clivagem, 1000 X, CTP01-SE-V.

Todos os espécimes analisados apresentaram a mesma morfologia de propagação dúctil, embora em CDPs sem entalhes laterais ocorra uma inclinação da superfície de fratura, como discutido no item 4.5. As Figuras 83, 84 e 85 são referentes aos espécimes de trinca rasa ($a/W=0,2$) e as demais (Figuras 86, 87 e 88) às de trinca profunda.

Comparativamente, a razão de a/W não influencia o modo de propagação do defeito, alterado apenas pelos entalhes laterais, como se observou nas análises em MEV. Ambos se dão de forma dúctil, com delaminações em tamanhos variados, ocorrendo paralelamente ao longo do plano de propagação da trinca e resultando em uma frente de trinca bastante irregular, e com extensiva formação de alvéolos (dimples).



(a)



(b)

Figura 88: (a) Superfície geral da fratura de espécimes SE(T) apresentando propagação dúctil de trinca, com extensiva formação de alvéolos (simples), 270 X. (b) Detalhe da superfície fraturada mostrando a morfologia de alvéolos bem definida, com extensiva deformação plástica. Alvéolos profundos, de geometria semi-esférica (típica de carregamento em tração), 500 X, CTP01-SE-V.

4.7- Curvas Carga Versus CMOD e LLD Via Extensômetro e LVDT

Como descrito nos itens 3.3.4.5 e 3.3.4.6 e métodos têm-se como um dos objetivos apresentar uma metodologia experimental que forneça confiabilidade e reproduza as

condições de resistência a propagação uma trinca disposta longitudinalmente em um duto pressurizado, necessitando assim de uma geometria SE(T) que difere das geometrias padronizadas; pois a linha de carga está posicionada na linha de centro do corpo de prova, em que, dependendo da razão de a/W do espécime a medição é feita à frente da ponta da trinca.

Como os níveis de carregamento são muito elevados, as deformações relativas a todo o conjunto foram computadas quando a medição do deslocamento na linha de carga LLD foi realizada por um LVDT. Essa hipótese foi comprovada, quando repetido o mesmo experimento e instalando um extensômetro na linha de centro do espécime próximo ao plano da trinca; passando a medir apenas o deslocamento localizado. Na Figura 89 visualizamos que a medição de deslocamento fornecido pelo LVDT apresenta valores e tendência muito próximos do LVDT do sistema de ensaio, o qual está acoplado ao pistão hidráulico e registra o deslocamento total do sistema, ou seja, folgas, as deformações de garras e pinos, a ovalização dos furos dos CDPs e parte da deformação do espécime que não é relacionada a energia necessária para que se dê a propagação. Com o uso do extensômetro colocado desta maneira garantiu-se que apenas o deslocamento localizado próximo à frente da trinca fosse registrado e os valores de flexibilidade elástica obtidos são similares aos valores obtidos por simulação em elementos finitos realizados pelo grupo NAMEF do Instituto de Engenharia Naval da Politécnica da USP, São Paulo.

A Figura 90 apresenta uma seqüência do ensaio para a obtenção da curva J-R. Observa-se que a tendência correta é uma menor medida de deslocamento, correspondente ao LLD desde o início do carregamento. Comprovando a ineficácia da metodologia, quando se aplica uma medição do LLD com um LVDT sem que esse esteja fixado ao corpo de prova, sem que esse meça apenas a deformação da região na qual ocorre a propagação. Problema esse solucionado, utilizando um LVDT que não necessita ficar em contato com o espécime; um LVDT a laser, por exemplo, ou outro qualquer que possa ser fixado ao espécime, medindo similarmente a um extensômetro.

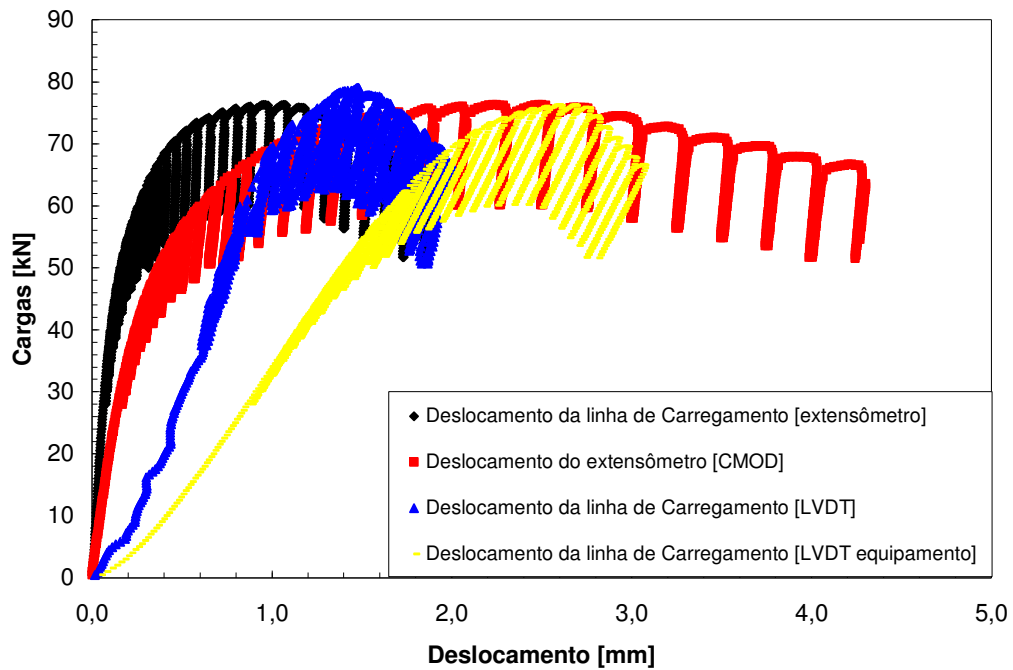


Figura 89: Comparação entre as Curvas Carga versus Deslocamento do CMOD e LLD Via Extensômetro e LVDT e LVDT do sistema MTS

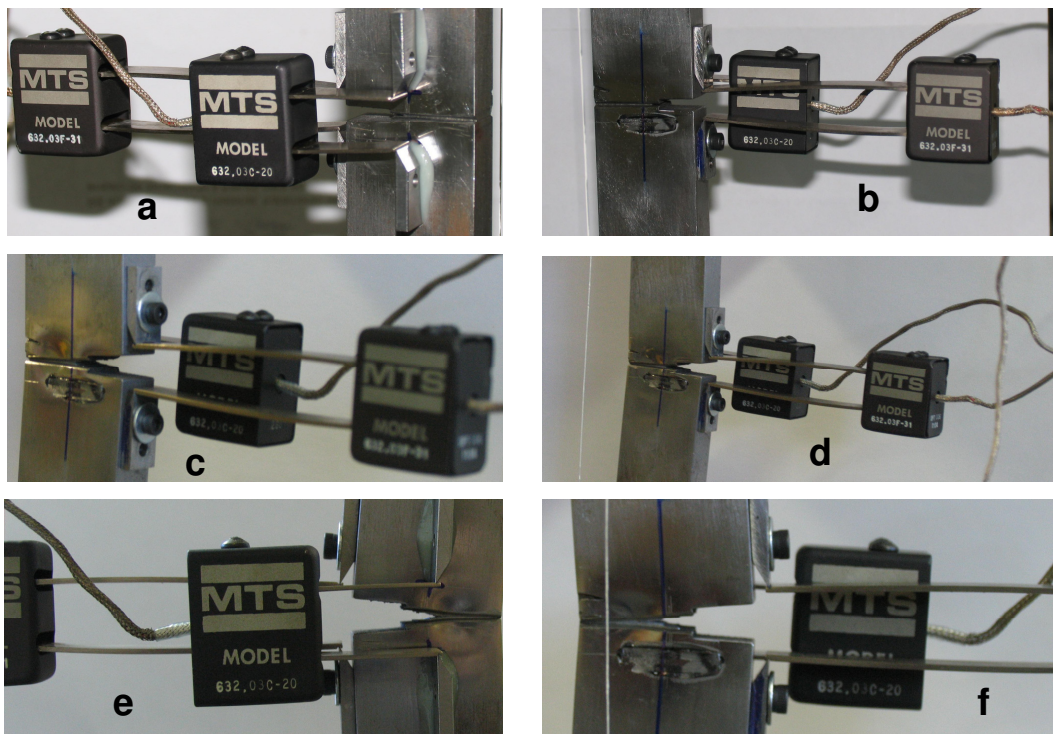


Figura 90: Sequência de ensaio de tenacidade a fratura elasto-plástica para espécimes SE(T) aplicando extensômetro para medição do LLD. (a) e (b) condição inicial de ensaio, (c) e (d) posição durante a execução do ensaio, (e) e (f) condição no final do ensaio.

4.8- Predição de Propagação de Trinca em Espécimes SE(T)

Três técnicas para obter os incrementos de trinca durante o ensaio foram adotados. Neste item em particular, analisaremos a capacidade de cada uma em representar adequadamente a propagação do defeito. Primeiramente, mostraremos duas curvas de referência, para as duas razões de a/W inicial (0,2 e 0,5), obtidas através da calibração da técnica de QPE. Estes corpos de prova ensaiados foram carregados em diferentes níveis de carga, variando desde a carga máxima até a queda de 50% após a mesma; semelhante a um experimento de múltiplos corpos de prova, resultando em diversos incrementos de trinca para cada nível de carga. A partir desta “curva real”, poder-se-á constatar se os métodos estão prevendo adequadamente a propagação do defeito.

4.8.1- Curvas de Referência de Propagação de Trinca em Espécimes SE(T).

As Figuras 91 e 92 apresentam as propagações obtidas com diferentes níveis de carregamento monotônico em espécimes SE(T), com entalhes laterais. A primeira corresponde à correlação entre os patamares de carga e os níveis de propagação para CDPs de trinca rasa ($a/W=0,2$); igualmente a Figura 92 para espécimes de trinca profunda ($a/W=0,5$).

A presença de entalhes laterais confeccionados nos espécimes impossibilitou o acompanhamento da propagação da trinca com réplicas de acetato, metodologia esta que simplificaria e reduziria o tempo para se obter as curvas de carga versus incrementos de trinca. Estes resultados de propagação fornecem a curva de calibração de queda de potencial elétrico. Cuidados devem ser tomados, pois a trinca se propaga irregularmente em ensaios sob carregamento monotônico, sendo que este fato não ocorre em ensaios de fadiga, nos quais esta metodologia é amplamente utilizada.

Portanto, carregaram-se os corpos de prova pré-trincados entre valores próximos a carga máxima e até a queda de 50% após a mesma. Então, o ensaio era interrompido e o espécime era fraturado após permanecerem em nitrogênio líquido. Consequente, o crescimento da trinca foi medido através de um microscópio estereoscópio, resultando finalmente em pontos de carga versus incrementos de trinca.

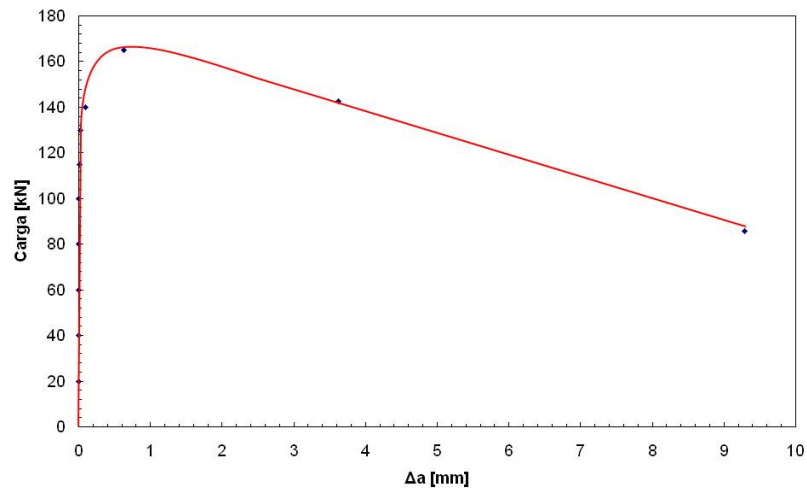


Figura 91: Incrementos de trinca via múltiplos corpos de prova para diferentes níveis de carregamento, utilizando espécimes SE(T) ($a/W=0,2$) do aço API 5LX60

Como podemos notar, a trinca começa a propagar em valores de carga próximos à de máxima. Esta característica deve ser mantida nas técnicas utilizadas (variação da flexibilidade elástica, normalização linear da carga e queda de potencial elétrico). As Figuras 91 e 92 demonstram como a trinca cresce muito pouco antes da carga máxima, por volta de 0,5mm em trinca rasa e 0,8 mm em profunda, ressaltando dizer que a energia aumenta significativamente para uma propagação pequena. Embora, não seja possível prever o momento exato do início do crescimento, verificamos que será necessária uma alta energia para que o defeito aumente de tamanho.

A partir destas duas curvas de referência podemos aferir quais das técnicas experimentais utilizadas fornecem resultados satisfatórios para o cálculo da Integral J.

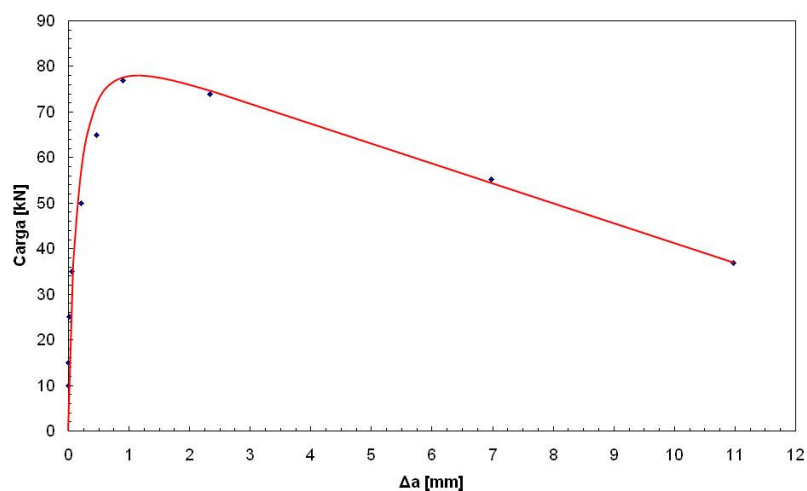


Figura 92: Incrementos de trinca via múltiplos corpos de prova para diferentes níveis de carregamento, utilizando espécimes SE(T) ($a/W=0,5$) do aço API 5LX60

4.8.2- Predição de Trinca por Queda de Potencial Elétrico para espécimes SE(T).

Utilizando a metodologia e configurações discutidas nos capítulos 2 e 3 para queda de potencial elétrico (QPE) obtemos as propagações de trinca dos corpos de provas com razão de a/W de 0,2 e 0,5. As Figuras 93 e 94 mostram os valores de Δa conforme a aplicação de carga monotônica.

A curva em vermelho corresponde à referência obtida através de múltiplos corpos de prova. Com esta base de comparação, foram plotados os pontos de incrementos de trinca conforme os níveis de carregamento aplicados. De modo geral, nota-se que a trinca começa a crescer pouco antes da carga máxima, significando que uma alta energia tende ser absorvida até o início para a propagação do defeito.

As curvas de ambas as razões de a/W previstas por QPE correspondem à tendência da curva referência (múltiplos corpos de prova), contudo deslocada de um Δa para a mesma carga. Este fenômeno ocorre por dois motivos: o aumento da zona plástica à frente da trinca, conjuntamente com o encruamento do material, bem como aos processos de nucleação, crescimento e coalescimento de micro vazios (que definem o próprio crescimento dúctil da trinca). Estes efeitos provocam um ligeiro acréscimo na resistividade elétrica do ligamento, ocasionando numa predição de crescimento da trinca enquanto essa ainda permanece estática, podendo fornecer curvas J-R errôneas. O que ocorre, principalmente, em trincas curtas devido à deformação ser maior, representando um aumento na dimensão da trinca para a mesma carga aplicada, quando comparados à curva por múltiplos corpos de prova.

Observa-se que os espécimes resistiram a valores de cargas diferentes, com variação menor do que 7 kN, o que corresponde a tamanhos de trincas iniciais e encruamentos diferentes. Consequentemente, as curvas se mostraram satisfatórias para todos os CDPs testados, principalmente os espécimes CTR02-EL-VQ e CTR03-EL-VQ (Figura 93) e o CTP02-EL-VQ (Figura 94). As diferenças percentuais das propagações totais de trinca (Δa) não ultrapassam a 10%, vide tabela 9, justificando a eficácia da técnica.

Portanto, as curvas J-R obtidas por QPE serão comparadas com as demais obtidas pelos métodos de VFE e NLC, aplicando os equacionamentos da integral J para $(\eta)_{}^{\text{CMOD}}$ e $(\eta)_{}^{\text{LLD}}$, porém sendo o fator γ comum em ambos os casos Ruggieri e Cravero (2006)

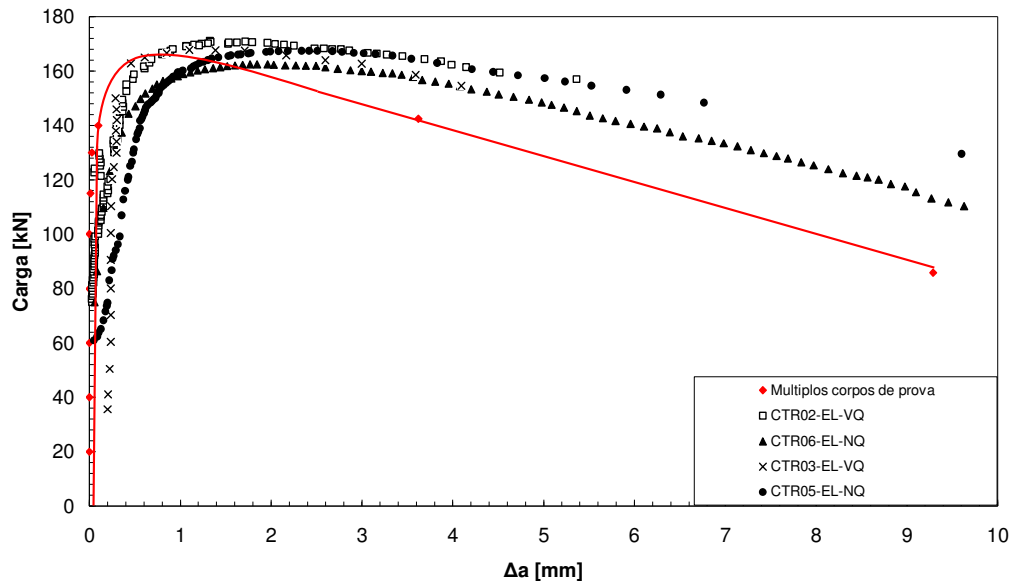


Figura 93: Propagação de trinca em espécimes SE(T) para o aço API 5LX60 via queda de potencial elétrico, em comparação a curva ideal por múltiplos corpos de prova, razão de a/W 0,2.

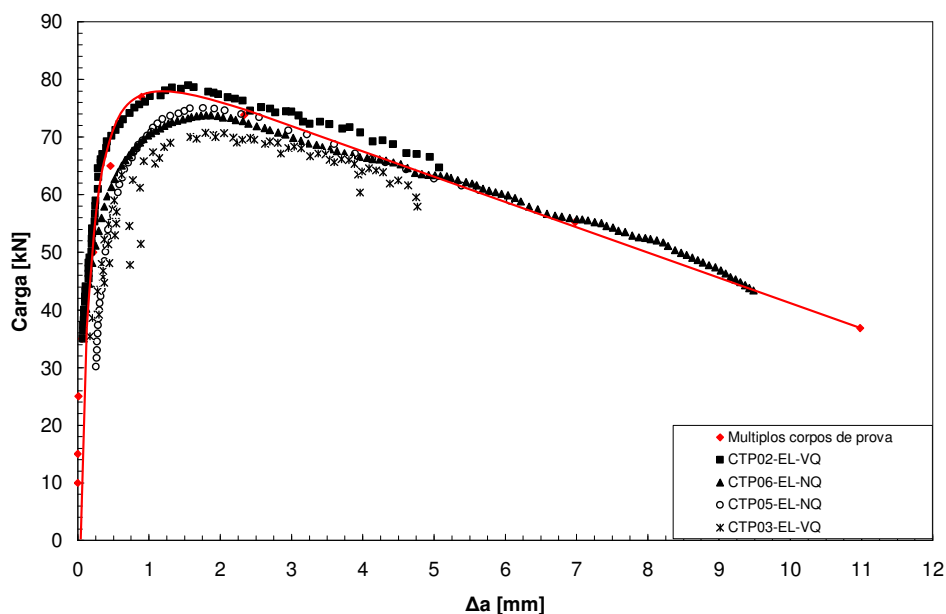


Figura 94: Propagação de trinca em espécimes SE(T) para o aço API 5LX60 via queda de potencial elétrico, em comparação a curva ideal por múltiplos corpos de prova, razão de a/W 0,5.

4.8.3- Predição de Trinca por Variação da Flexibilidade Elástica para espécimes SE(T).

Semelhante a análise feita no item 4.8.2, compararam-se os pontos de propagação obtidos pela técnica de variação da flexibilidade elástica, conforme os níveis de carga aplicados em ensaios de tenacidade à fratura em espécimes SE(T). Essa técnica

amplamente utilizada em corpos de prova padronizados foi desenvolvida por Joyce et al (1993) para CDPs do tipo SE(T), utilizando as flexibilidades elásticas da mesma forma apresentadas pelas normas ASTM 1152 e 1820, para outros tipos de corpos de prova. As Figuras 95 e 96 apresentam, respectivamente, as propagações referentes às razões de a/W 0,2 e 0,5.

As equações 50 e 51 mostram a conversão da flexibilidade elástica em valores de comprimentos de trinca desenvolvida por Joyce et al (1993) e Cravero & Ruggieri (2007). Em ligamentos remanescentes elevados a eficácia do método cai, quando aplicadas às formulações de Joyce et al (1993), mostrando alguma distorção nos valores de propagação, como o caso de espécimes que simulariam defeitos típicos em dutos, com $a_0/W = 0,2$. Assim, as curvas obtidas através desse método não reproduzem os valores anotados com os ensaios em múltiplos corpos de prova. Na Figura 95, verificamos um acréscimo de trinca da ordem de até 3 mm para o primeiro descarregamento, que ocorre de 30 a 40% antes da carga máxima. Como analisado, através de múltiplos corpos de prova, a trinca permanece praticamente estática para esses níveis de carregamento. Isso sugere uma região anômala, a qual o equacionamento não consegue prever o tamanho correto da trinca, embora mantenha os incrementos totais de trinca em níveis satisfatórios, resultando em um deslocamento da curva J-R para esquerda e diminuindo a confiabilidade aos resultados, como será visto no item 4.10

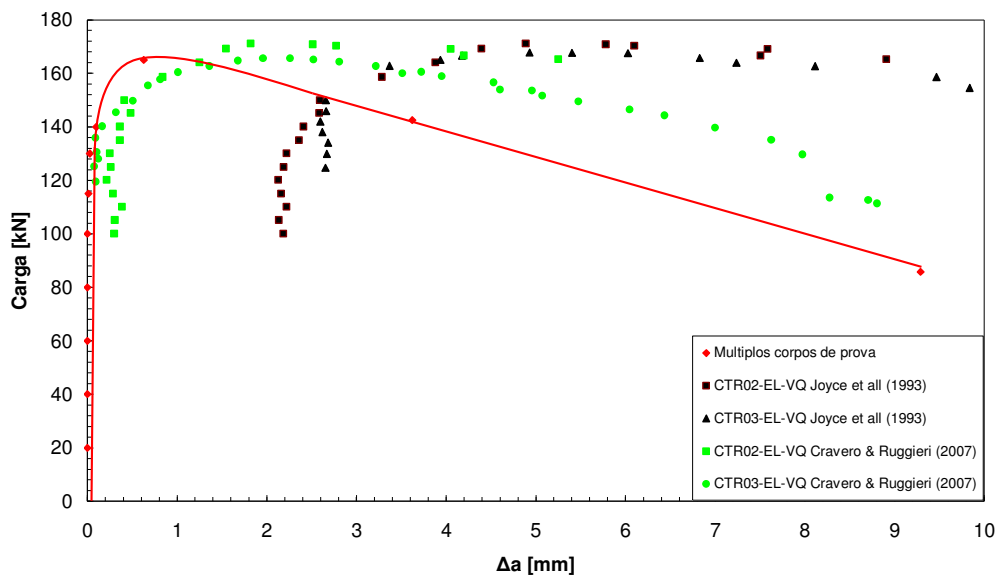


Figura 95: Propagação de trinca em espécimes SE(T) para o aço API 5LX60 via variação da flexibilidade elástica, em comparação a curva ideal por múltiplos corpos de prova, razão de a/W 0,2.

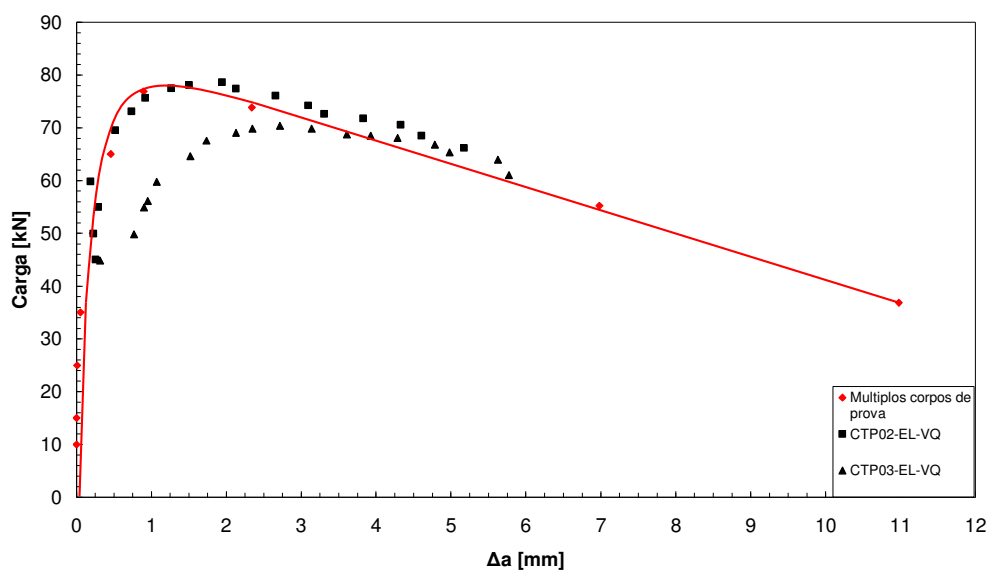


Figura 96: Propagação de trinca em espécimes SE(T) para o aço API 5LX60 via variação da flexibilidade elástica, em comparação a curva ideal por múltiplos corpos de prova, razão de a/W 0,5.

Contudo, quando aplicado o equacionamento desenvolvido pelo grupo NAMEF do Departamento de Engenharia Naval da Politécnica da USP de São Paulo, equação 51, e utilizando o raio de rotação do espécime segundo o raio plástico, verifica-se uma maior coerência dos resultados, o que comprova a variação do raio de rotação R_G , conforme o tamanho inicial da trinca; no desenvolvimento de Joyce et al (1993), essa não é computada.

Porém, quando utilizados CDPs com razão de a_0/W 0,5 as propagações não apresentam distorções, e essas praticamente se sobrepõem à curva de referência, sobretudo para o espécime CTP02-EL-VQ, Figura 96. Estes resultados foram apresentados por ambas as formulações usadas. Portanto, não é possível a obtenção de valores da trinca pela metodologia de Joyce et al (1993) para a_0/W abaixo de 0,3, assim, para estes casos os resultados de flexibilidade elástica são obtidas de acordo com o equacionamento de Cravero & Ruggieri (2007).

4.8.4- Predição de Trinca por Normalização Linear da Carga para espécimes SE(T).

Os pontos de $J-\Delta a$ obtidos através da técnica de NLC de Reese & Schwalbe (1993) são resultados da variação do incremento de trinca analisada conforme o fator η_{pl} . Donoso & Landes (1994) constataram valores de η_{pl} de 2,36 semelhantes aos obtidos por Joyce et al (1993) de 2,38; contudo, esta relação se aplica a deslocamentos medidos na linha de carregamento. A análise a seguir se aplica na discussão da influência do η plástico para a

predição dos incrementos de trinca utilizados no cálculo de J plástico, usufruindo do equacionamento desenvolvido por Reese & Schwalbe (1993) e discutidos no item 3.2.5.

4.8.4.1- Influência do fator η_{pl} na predição de propagação de trinca em espécimes SE(T) por normalização linear da carga

As análises fornecem a correlação entre os níveis de carga e os correspondentes comprimentos de trinca, comparada à curva de referência, obtida através de múltiplos corpos de prova, Figuras 98 e 99. O coeficiente η_{pl} tem uma grande influência no formato das curvas de carga normalizada constante. Nota-se que para conseguir uma precisão adequada e coerente com o que está ocorrendo durante o ensaio; em que, a trinca cresce muito pouco antes da carga máxima, os valores de η_{pl} tendem a ser diferentes do valor fornecido acima. Para espécimes SE(T), temos a singularidade de que o deslocamento da linha de carga deve ser medido na linha de centro do corpo de prova, assim o valor correto de η_{pl} é obtido através da equação (44) de Joyce et al (1993). Contudo, a técnica de flexibilidade descrita nas normas relaciona os comprimentos de trinca com CMOD. Estudos recentes mostram que o valor de η_{pl} fica aproximadamente igual a 1,0 quando tomamos por base de cálculo da Integral J a abertura do extensômetro, ao invés do deslocamento medido na linha de carregamento, como obtido por Kim & Budden (2001) e visto no capítulo de materiais e métodos. O fato de os comprimentos de trinca estarem diretamente ligados à abertura do extensômetro, confere sustentação aos comprimentos de trinca mais coerentes obtidos quando empregados valores de η_{pl} entre 0,5 e 1 na equação de normalização linear da carga que fornece a propagação da trinca.

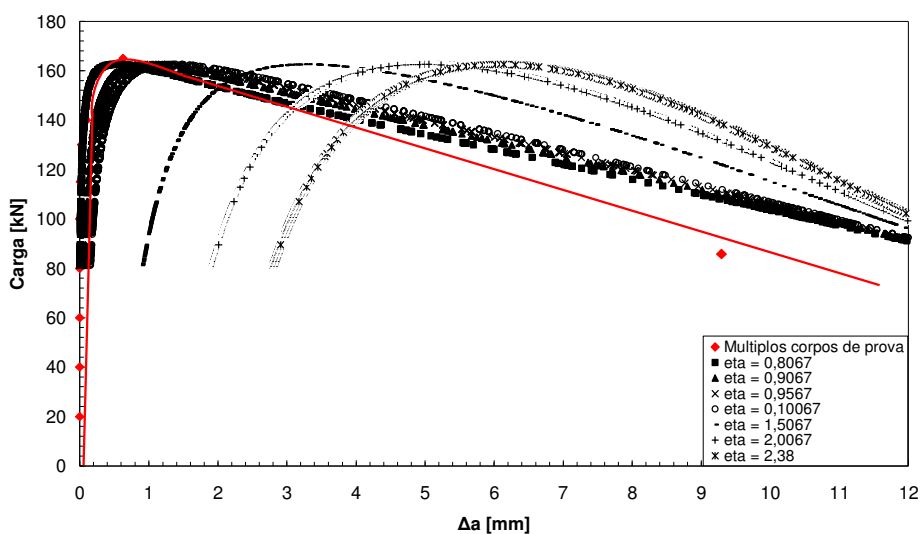
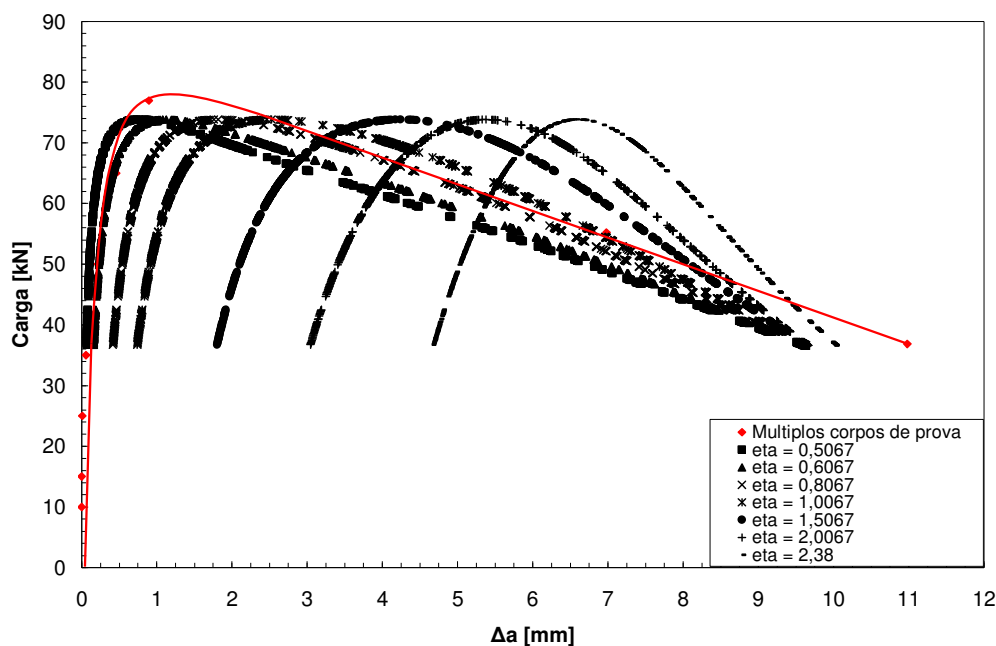


Figura 97: Influência do η_{pl} na propagação da trinca conforme o carregamento do ensaio para razão de a/W de 0,2 em espécimes SE(T)



(b)

Figura 98: Influência do η_{pl} na propagação da trinca conforme o carregamento do ensaio para razão de a/W de 0,5 em espécimes SE(T)

Visualizando as Figuras 97 e 98 identificamos a relação entre o η_{pl} e os incrementos de trinca para razão de a/W inicial de 0,2 e 0,5 respectivamente, conforme a carga aplicada. Com base em experimentos, nos quais o corpo de prova foi carregado até a carga máxima apenas, foi verificado que a trinca teve propagações menores que 0,5 mm para espécimes de trinca rasa e 0,8mm para os de trinca profunda. Os gráficos mostram que para se obter esta relação os valores de η_{pl} tendem a ser no máximo de **0,9567** para razões de a/W de 0,2 e de **0,6067** para a/W de 0,5. Para valores maiores de η_{pl} a correlação linear entre a carga normalizada e os incrementos de trinca passam a fornecer crescimentos de trincas distorcidos. Ocasionalmente, mesmo para uma carga de 50% antes da máxima, valores de propagação que chegam à ordem de 3 mm ou mais, embora no real a trinca permaneça estática. Portanto, valores de η_{pl} igual a 2,38 se aplica apenas para o cálculo do termo referente à área plástica da integral J, não tendo relação com os comprimentos de trinca.

4.8.4.2- Comparação dos incrementos de trinca obtidos por NLC e as curvas referentes a múltiplos corpos de prova

Os quatro corpos de prova ensaiados seguiram os resultados obtidos da influência do η_{pl} , ou seja, para espécimes de razão 0,2 o coeficiente adotado foi 0,9067 e para o de

0,5 de a/W utilizou-se 0,6067. Os resultados podem ser vistos nas Figuras 99 e 100, constatando uma tendência regular se comparados à curva de referência.

Finalmente, podemos relatar que para o caso de CDPs SE(T)s com trincas curtas os métodos de QPE e NLC são, neste contexto, os que melhores prevêm o crescimento correto da trinca. Com a finalidade de se calcular as curva J-R, a técnica de VFE se mostrou eficaz em ambos CDPs, defeitos rasos e profundos, porém com uma pequena diferença percentual relativos a razões de a_0/W pequenas (0,2). Os resultados das curvas J-R são apresentados no item 4.10.

Apenas uma ressalva deve ser feita; corpos de prova que possuem uma concentração alta de delaminação não apresentam resultados consistentes por essa metodologia, como o caso do espécime de trinca curta CTR05-EL-NQ, Figura 99. Neste caso, com a queda abrupta de carga, quando a trinca dispara, as propriedades e os modos de propagação mudam, ocasionando em uma distorção nos valores de crescimento, (Thaulow (1986)).

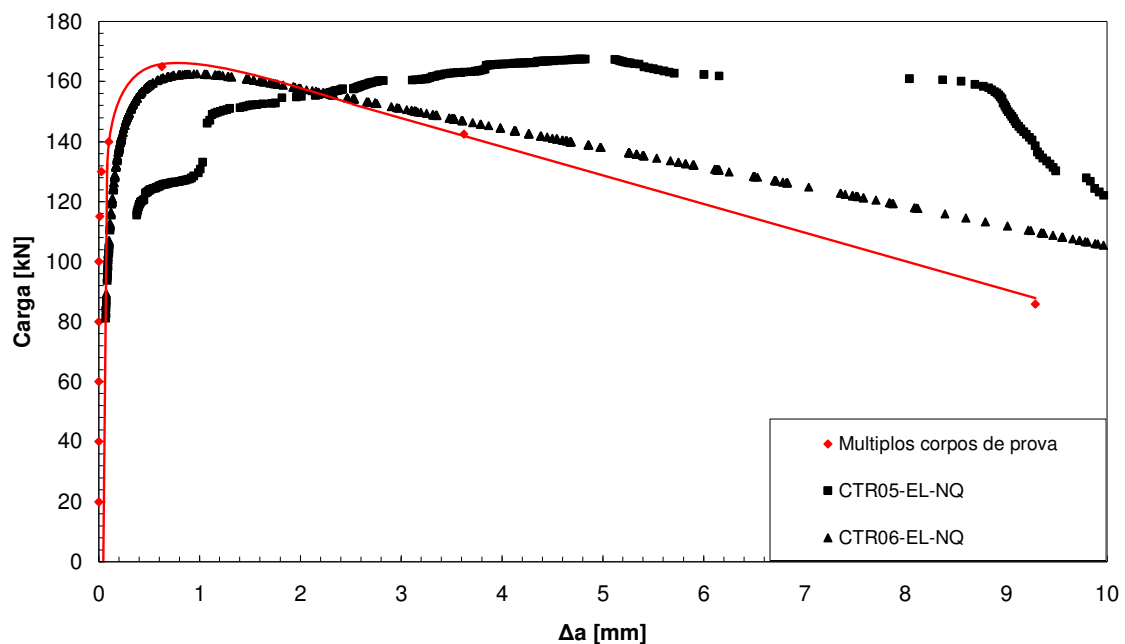


Figura 99: Propagação de trinca em espécimes SE(T) para o aço API 5LX60 via normalização linear da carga, em comparação a curva ideal por múltiplos corpos de prova, razão de a/W 0,2.

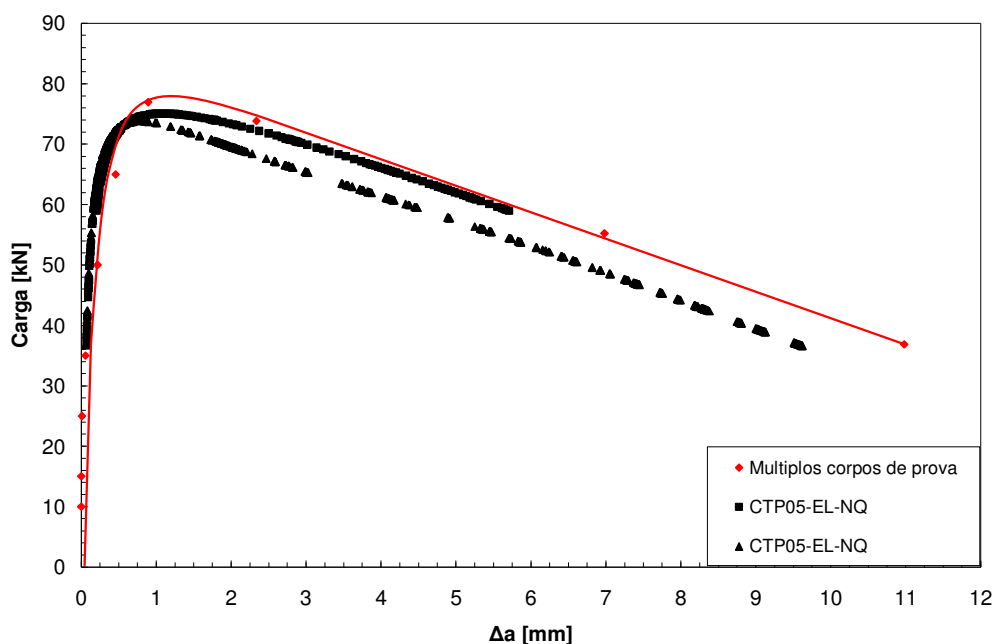


Figura 100: Propagação de trinca em espécimes SE(T) para o aço API 5LX60 via normalização linear da carga, em comparação a curva ideal por múltiplos corpos de prova, razão de a/W 0,5.

4.8.5- Resultados dos Comprimentos de Trinca pelas Técnicas aplicadas.

A tabela 8 fornece os tamanhos de trincas previstos pelas três técnicas aplicadas e a porcentagem diferencial com os valores medidos visualmente. Constata-se que o único método incapaz de prever a propagação adequadamente é o da variação da flexibilidade elástica, para trincas de razões a_0/W de 0,2, com o equacionamento de Joyce et all (1993), na qual a diferença percentual chega a valores de 30%. Contudo, quando aplicado o equacionamento por flexibilidade desenvolvido pelo grupo NAMEF do Departamento de Engenharia Naval da Politécnica da USP de São Paulo, equação 51, e utilizado a técnica de calcular o raio de rotação do espécime segundo o raio plástico, verifica-se uma maior coerência dos resultados para ambas as razões de a_0/W . Como visto nos gráficos anteriores, todas as demais técnicas apresentam predições de trincas coerentes.

Tabela 9: Comparação entre os métodos de QPE, VFE e NLC para crescimento de trinca

Estimado pelas Técnicas

Espécime	VFE			QPE			NLC		
	a _o	a _f	Δa	a _o	a _f	Δa	a _o	a _f	Δa
	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm
CTR01-SE-V	9,64	15,52	5,88	-----	-----	-----	-----	-----	-----
CTP01-SE-V	16,40	22,47	6,07	-----	-----	-----	-----	-----	-----
CTR02-EL-VQ	8,19	15,65	7,46	7,36	12,69	5,33	-----	-----	-----
CTP02-EL-VQ	17,08	22,00	4,92	16,89	21,90	5,01	-----	-----	-----
CTR03-EL-VQ	7,40	13,49	6,09	8,09	11,19	3,82	-----	-----	-----
CTP03-EL-VQ	17,31	22,77	5,46	16,90	21,49	4,59	-----	-----	-----
CTR04-SE-N	-----	-----	-----	-----	-----	-----	7,60	21,84	14,24
CTR04-SE-N	-----	-----	-----	-----	-----	-----	16,29	26,37	10,08
CTR05-EL-NQ	-----	-----	-----	7,31	19,09	11,78	7,21	17,73	10,52
CTP05-EL-NQ	-----	-----	-----	16,93	22,73	5,80	16,67	22,38	5,71
CTR06-EL-NQ	-----	-----	-----	7,23	22,20	14,98	7,17	20,74	13,57
CTP06-EL-NQ	-----	-----	-----	17,32	26,94	9,62	17,24	26,86	9,62
CTP07-EL-V	16,81	21,66	4,85	-----	-----	-----	-----	-----	-----

Medida após ensaio

Diferença (%)

Espécime	a _o	a _f	Δa	VFE	QPE	NLC
	mm	mm	mm			
CTR01-SE-V	7,58	13,36	5,78	16,17	-----	-----
CTP01-SE-V	16,21	23,04	6,83	-2,47	-----	-----
CTR02-EL-VQ	6,97	16,59	8,70	-14,25	-1,30	-----
CTP02-EL-VQ	16,83	21,64	4,81	2,29	4,16	-----
CTR03-EL-VQ	7,06	13,57	6,51	-6,45	-41,30	-----
CTP03-EL-VQ	17,00	22,89	5,89	-7,30	-22,07	-----
CTR04-SE-N	7,60	21,72	14,12	-----	-----	0,85
CTP04-SE-N	16,29	26,35	10,06	-----	-----	0,20
CTR05-EL-NQ	7,21	17,73	10,52	-----	11,98	0,00
CTP05-EL-NQ	16,67	22,34	5,67	-----	2,29	0,71
CTR06-EL-NQ	7,17	20,73	13,56	-----	10,05	0,07
CTP06-EL-NQ	17,24	27,62	10,38	-----	-7,32	-7,32
CTP07-EL-V	16,73	21,82	5,09	-0,73	-----	-----

4.9- Análise das Áreas Plásticas Obtidas Através do Deslocamento da Linha de Carga e Abertura do Extensômetro.

Existem três formas de se calcular a área plástica, a primeira através do deslocamento da linha de carga, a segunda, devido à abertura do extensômetro e uma terceira foi desenvolvida, convertendo os valores de CMOD em valores de LLD através do raio de rotação do corpo de prova. Essas áreas, como esperado, são diferentes, resultando em diferentes parâmetros η_{pl} e γ , conforme o tipo de deslocamento adotado (LLD ou CMOD), para o cálculo da parte plástica da Integral J. As Figuras 101 e 102 correspondem às áreas obtidas pelas três técnicas e um mesmo corpo de prova contendo uma trinca rasa e profunda, respectivamente.

Todas as áreas são corrigidas conforme o crescimento da trinca, através da flexibilidade medida ou calculada, o que não representa apenas uma redução dos valores da área plástica conforme a propagação ocorre.

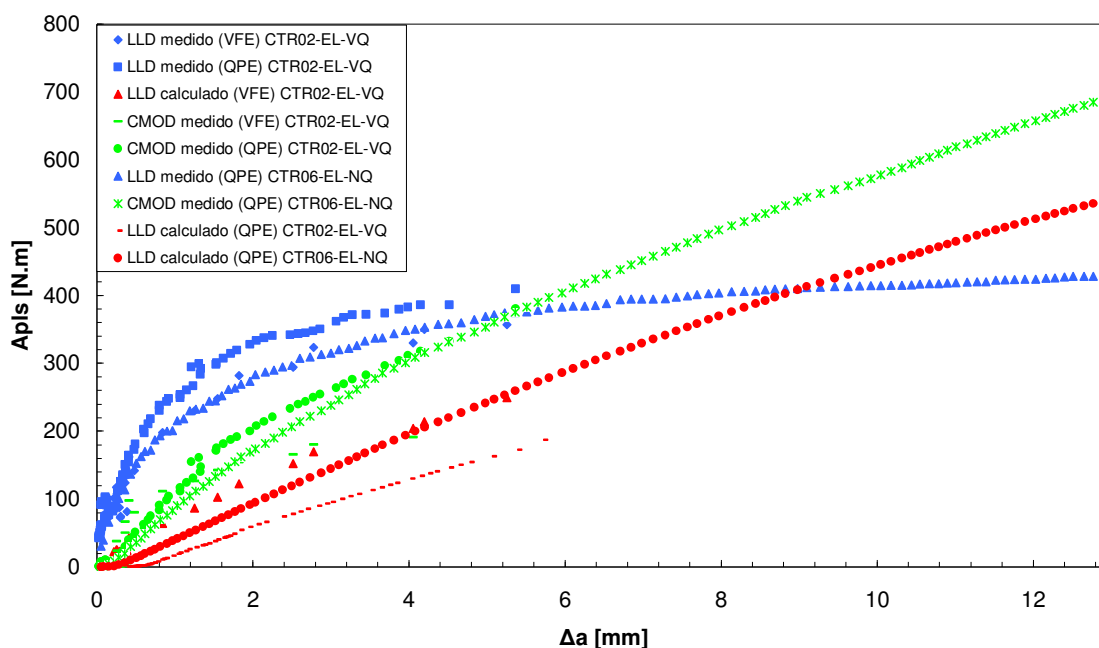


Figura 101: Análise da área plástica para espécimes SE(T) em ensaio de curvas J-R, conforme o tipo de deslocamento adotado, CMOD, LLD medido (LVDT e Extensômetro) e LLD calculado, com a/W 0,2.

A Figura 101 refere-se aos corpos de prova CTR02-EL-VQ e CTR06-EL-NQ aplicando os três métodos para o cálculo da área plástica. As áreas são classificadas conforme o tipo de técnica (VFE ou QPE) e o deslocamento utilizados, sendo LLD (via LVDT ou Extensômetro) para linha de carregamento e CMOD para a abertura da boca da

trinca. O termo LLD calculado apresenta a área plástica obtida conforme a transformação do deslocamento pelo raio de rotação do espécime.

Constata-se uma maior área plástica até certos níveis de propagação, entre 4 e 6 mm, para valores medidos com o deslocamento da linha de carga usando o LVDT, mostrando um incremento maior no início do ensaio e estabilizando aproximadamente a 400 N.m, Figura 101. Diferentemente do que ocorre quando o deslocamento passa a ser o medido pelo extensômetro tanto na boca da trinca quanto na LLD, observa-se que os valores da área aumentam de forma relativamente linear, conforme se dá a propagação. Esta linearidade se mantém, quando utilizado o LLD calculado com base no raio de rotação do espécime, refletindo a interdependência entre os valores de CMOD medidos e os de LLD calculados de acordo com o item 3.2.4.6. Este fato, pode ser melhor visualizado nos resultados da Figura 102 referente ao CDPs de razão a/W 0,5; nos quais não há distorções nos incrementos de trinca relativos aos testes feitos com VFE. Neste caso, notam-se valores maiores da área plástica no início do ensaio, quando é utilizado o deslocamento da LLD obtido pelo LVDT.

O procedimento experimental, utilizando dois extensômetros, mostrou a grande disparidade das flexibilidades obtidas por CMOD e LLD via LVDT. Suas implicações serão observadas no cálculo das curvas J-Rs com as metodologias experimentais utilizadas e aplicando as formulações pertinentes para cada tipo de deslocamento adotado para o cálculo da Integral J, mostrando uma maior energia de iniciação quando aplicado esse tipo de LVDT.

Estes resultados serão discutidos no item 4.10 a seguir.

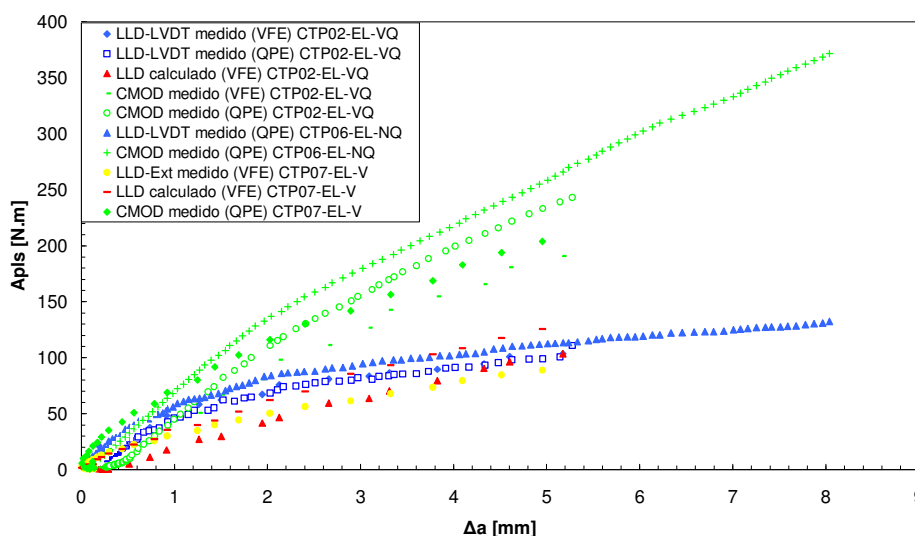


Figura 102: : Análise da área plástica para espécimes SE(T) em ensaio de curvas J-R, conforme o tipo de deslocamento adotado, CMOD, LLD medido (LVDT e Extensômetro) e LLD calculado, com a/W 0,5.

4.10- Curvas J-R para o Aço API 5LX60 Utilizando Espécimes SE(T)

As curvas J-Rs obtidas via corpos de prova SE(T) para o aço API 5LX60 são comparadas às obtidas por espécimes padronizados C(T) por Hippert (2000) para um aço da mesma família API 5L, porém X70, ambos fornecidos pela Petrobrás. Os materiais têm microestrutura, propriedades mecânicas semelhantes, como tensão de escoamento, alongação, limite de resistência, módulo de elasticidade e energia absorvida em ensaios de impacto Charpy. Estes valores não diferem em mais do que 5%, aos dados fornecidos pela Petrobrás, apresentados no capítulo 2. Além de apresentarem microestruturas semelhantes de aços microligados com adição de elementos de liga.

As curvas obtidas por Hippert (2000) utilizando CDPs do formato C(T), Figura 103, servem como dados de comparação para as energias resultantes para espécimes SE(T). Espera-se um aumento significativo da Integral J, devido à baixa triaxialidade apresentada pelo corpo de prova SE(T). As curvas J-R são apresentadas para as três técnicas utilizadas (VFE, QPE e NLC) e conforme a referência adotada para o cálculo da área plástica, LLD (LVDT, Extensômetro e calculado) ou CMOD. O intuito é confirmar uma técnica teórica experimental que forneça resultados satisfatórios, com a maior simplicidade e facilidade de aplicação. As curvas dos CDPs sem entalhes laterais não são apresentadas, pois se altera o modo de propagação da trinca, ocasionando em um aumento nos valores de energia, porque esses apresentam predominância de tensão plana.

Observa-se um valor médio de J_{IC} , determinado na orientação TL (segundo a norma ASTM E1820), de 440 kJ/m^2 . Existe uma certa dispersão de resultados entre os corpos-de-prova ensaiados, onde um mesmo valor de extensão de trinca Δa e a variação nos valores de J determinados para cada um dos corpos-de-prova é de aproximadamente de 150 kJ/m^2 na porção da curva de crescimento estável da trinca (rasgamento). Esses resultados foram obtidos de acordo com a técnica de *unloading compliance* para espécimes C(T), seguindo as normas ASTM 1820 e 1152.

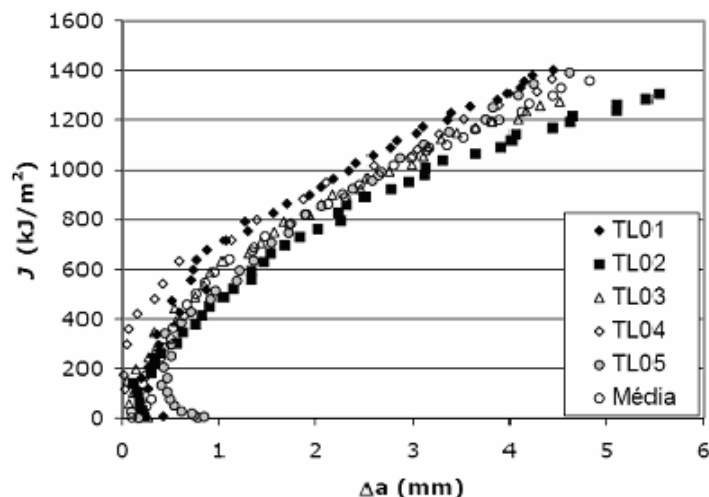


Figura 103: Curvas R determinadas para o aço API X-70 em corpos-de-prova C(T) com relação $a/W = 0,65$ e orientação TL, (Hippert (2000)).

Como mencionados, foram analisados espécimes com duas razões de a/W , de 0,2 e 0,5, cujas curvas J-R obtidas pela técnica de queda de potencial elétrico são apresentadas nas Figuras 104 e 105. Nitidamente, observa-se uma grande quantidade de pontos que o método consegue fornecer, com incrementos de trincas bastante reduzidos, se comparados aos obtidos pela técnica da flexibilidade elástica, Figuras 106 e 107. A norma ASTM 1820 prevê o mínimo de 10 pontos na curva J-R antes do valor a ser determinado de J de iniciação para a sua validação. Ambos os valores obtidos pela técnica da QPE e NLC atenderiam à norma, Figuras 108 e 109.

A dispersão dos valores de J para um mesmo Δa são significativamente pequenas, no caso de QPE; variando cerca de 50 kJ/m^2 , o que representa níveis de encruamento diferentes e, sobretudo, a formação de delaminações na superfície de fratura, impossibilitando a predição do início da propagação e ocasionando um acréscimo na Integral J. Esta variação se apresenta mais acentuada nas técnicas de VFE e normalização linear da carga (NLC), vistas nas Figuras 106 e 107 para a primeira e nas 108 e 109 para a segunda.

As delaminações influenciaram de sobremaneira as curvas obtidas pelo método de NLC, onde podem ser vistas as discontinuidades das curvas referentes aos CDPs CTR05-EL-NQ e CTP06-EL-NQ, Figuras 108 e 109. O aumento da energia J ocorre devido à variação da espessura B, pois conforme o espécime delamina, a espessura efetiva diminui, ocasionando, em casos extremos, a divisão do CDP em dois. Como esta técnica depende somente das cargas e da geometria do espécime para prever o tamanho da trinca, quando ocorre esta variação da espessura devido às delaminações, o método prevê uma energia

maior para um mesmo Δa . O que corresponde a pontos de propagação de trinca versus deslocamento da linha de carga (LLD) ou abertura do extensômetro (CMOD) errôneos; ou seja, valores de área plástica maiores do que os reais para um Δa igual correspondente a um CDP que não tenha delaminado.

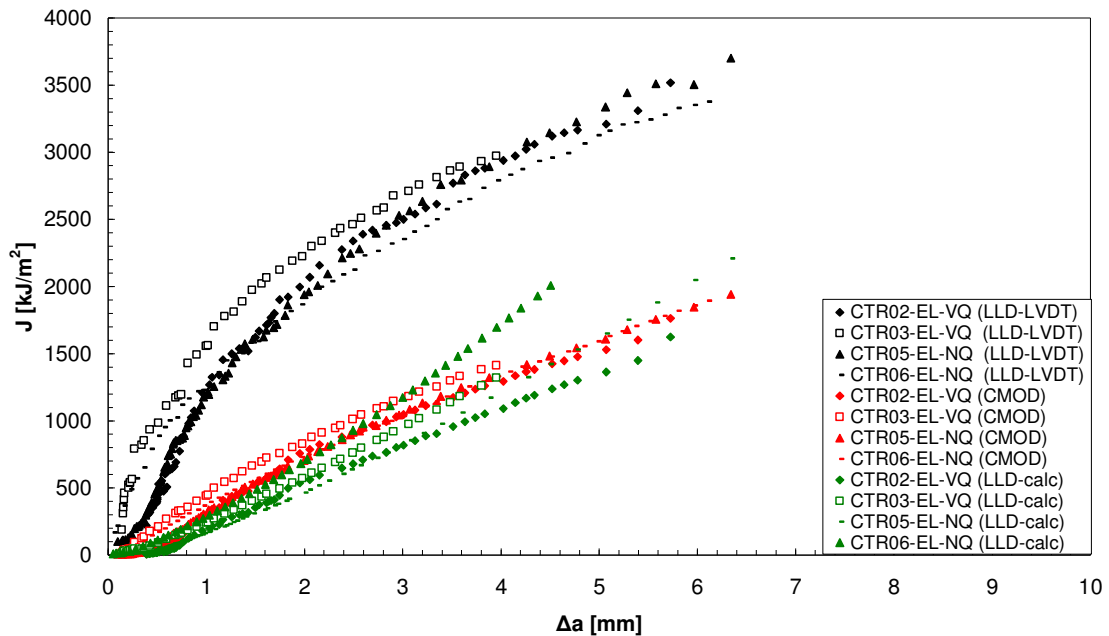


Figura 104: Curvas J-R do aço API 5LX60 em espécimes SE(T), para razão de $a/W = 0,2$ e com área plástica calculada por LLD e CMOD, via queda de potencial elétrico.

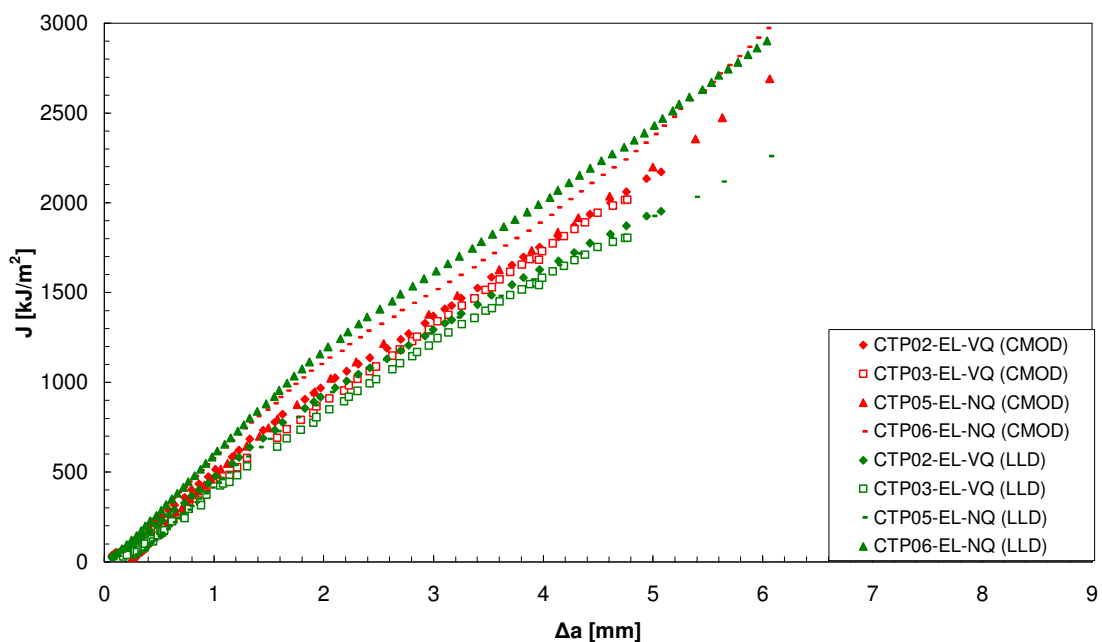


Figura 105: Curvas J-R do aço API 5LX60 em espécimes SE(T), para razão de $a/W = 0,5$ e com área plástica calculada por LLD e CMOD, via queda de potencial elétrico.

Com relação ao uso da técnica da VFE para a razão de a_0/W de 0,2, o monitoramento da trinca apresenta um Δa coerente apenas para a formulação de Cravero e

Ruggieri (2007), mantendo as mesmas tendências das curvas obtidas por QPE, Figura 106. Os pontos de Integral J por incremento de trinca, embora em menor quantidade, permitem a predição correta dos níveis de J_{IC} , de acordo com a Norma ASTM 1820. A formulação apresentada por Joyce et al (1993) só fornece valores coerentes de propagação a partir de razões de $a/W \geq 0,3$, como mostrado na Figura 95. Acima desta razão a técnica se mostra eficiente, correspondendo a pontos J-Rs similares as outras duas técnicas. Porém, um controle maior do equipamento de ensaio é necessário, visto que o programa utilizado não foi desenvolvido especificamente para obter curvas J-Rs com geometrias SE(T), o que resulta muitas vezes, em uma menor quantidade de pontos, impossibilitando a estimação do valor de J_{IC} por essa técnica.

As Figuras 108 e 109 apresentam as curvas J-Rs obtidas por NLC para razões de a_0/W de 0,2 e 0,5, respectivamente. O método apresenta algumas desvantagens, como a interferência nos resultados de energia se o espécime apresentar delaminações. Contudo, se mostra um método eficaz e rápido de obtenção de $J_x \Delta a$, fornecendo valores condizentes com os demais métodos.

Lembrando que, o valor de J_{IC} obtido por Hippert (2000) para CDPs de geometria C(T) e razões de 0,65 de a_0/W , foram de 440 kJ/m^2 , mostrando-se relativamente inferiores aos apresentados pelos espécimes SE(T) entre **620 kJ/m^2** e **780 kJ/m^2** para razões de a_0/W de 0,5 e 0,2, respectivamente. Os valores de J_{IC} foram obtidos segundo a norma ASTM 1820 (2005), traçando uma reta paralela ao início da curva, iniciada a um Δa de 0,2 mm e com no mínimo dez pontos antes do cruzamento da curva com a reta. Deve-se resaltar que esta metodologia é utilizada para o espécime C(T) e pode não ser aplicável a esta geometria SE(T), como podemos comprovar, sobretudo, para razões iniciais de a/w pequenas, onde o início da propagação ocorre próximo a carga máxima. Utilizando-se, apenas, dos dados de deslocamentos do CMOD, LLD via extensometria e LLD calculado a partir do raio de rotação do espécime para calcular a área plástica; pois os resultados mostraram que quando tomamos para base de cálculo a A_{pl} , o deslocamento da linha de carga medido com LVDT, as energias são surpreendentemente maiores se comparadas tanto com as demais metodologias ou com os valores encontrados para C(T). A média destes valores ficou entre 820 e 1150 kJ/m^2 para razões de 0,5 e 0,2 de a_0/W , respectivamente. Isso comprova a superestimativa da Integral J para um mesmo Δa , devido ao tipo de LVDT instalado que mediu a deformação do conjunto, resultando em uma maior capacidade de absorção de energia dos dutos pressurizados, confeccionados com este material.

Portanto, os valores de J_{IC} coerentes para esta geometria foram encontrados realizando a medição do LLD por extensômetro, Figura 107 (CTP07-EL-V(LLD-Ext)), mostrando a imprecisão do LVDT e/ou a eficácia das demais técnicas de flexibilidade elástica, QPE e NLC, utilizando as medições de deslocamento com referência no CMOD e na transformação deste em LLD pelo raio de rotação do espécime (LLD_{calc}).

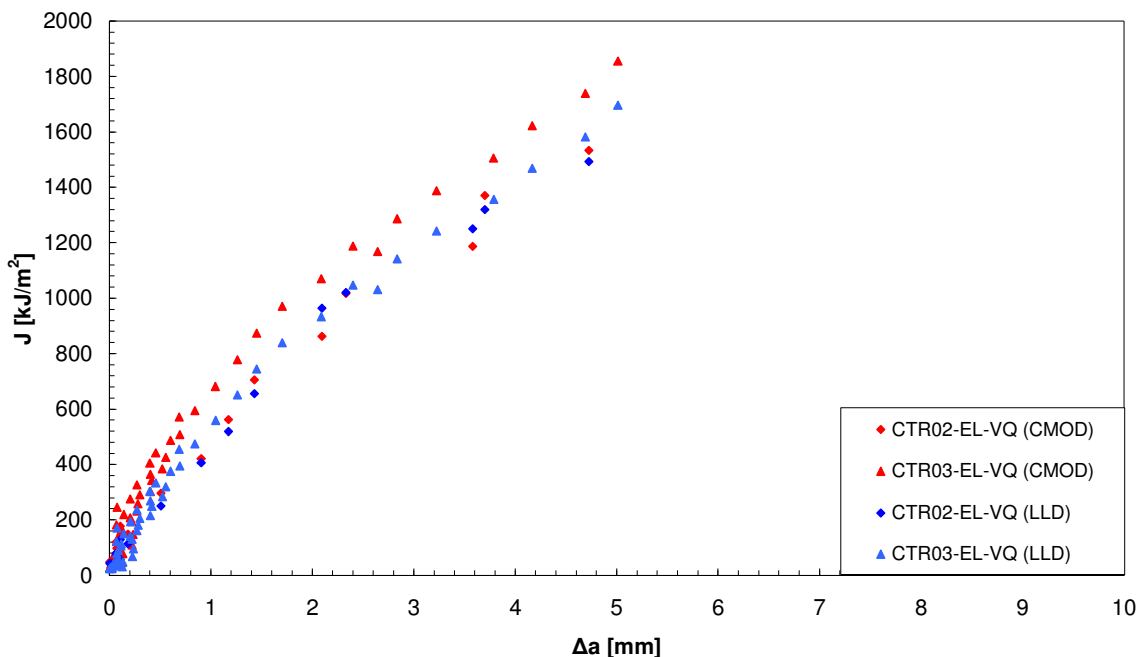


Figura 106: Curvas J-R do aço API 5LX60 em espécimes SE(T), para razão de $a/W = 0,2$ com área plástica calculada por LLD e CMOD, via variação da flexibilidade elástica.

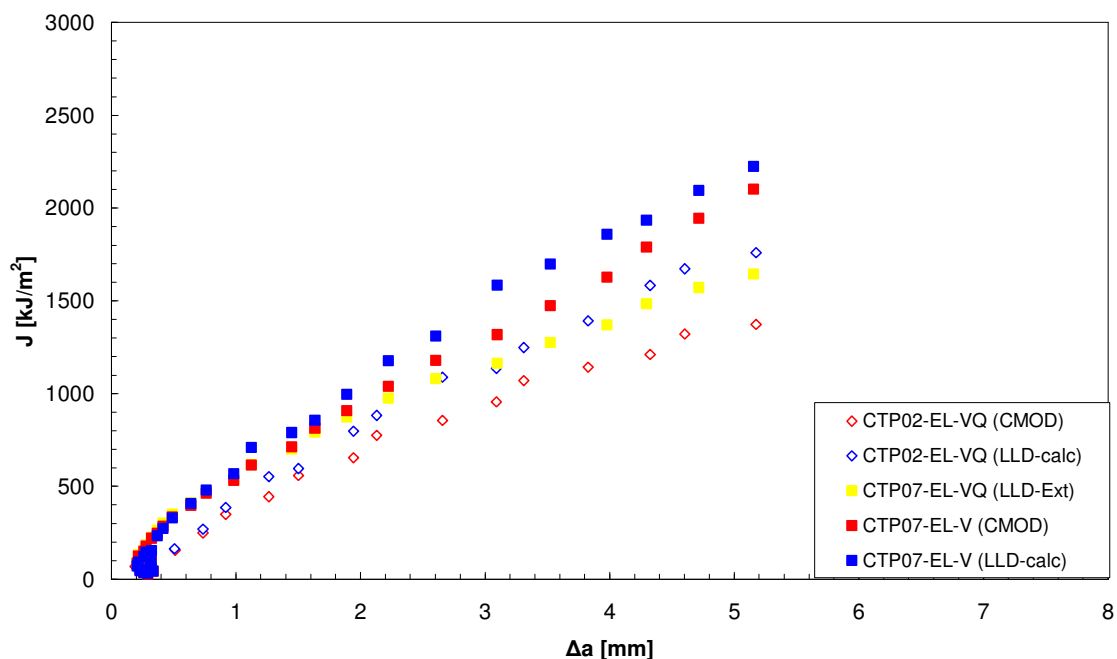


Figura 107: Curvas J-R do aço API 5LX60 em espécimes SE(T), para razão de $a/W = 0,5$ com área plástica calculada por LLD e CMOD, via variação da flexibilidade elástica.

As curvas denominadas de LLD e LLD-LVDT, das Figuras 104 a 109, são referentes às formulações de Joyce et all (1993 e 1995), as quais consideram o deslocamento da linha de carga (V_{pl}^{LLD}) medida pelo LVDT para o cálculo da área plástica. Em todas as técnicas, esta metodologia de obtenção das curvas J-Rs apresentaram resultados coincidentes com um aumento considerável de energia antes de a trinca propagar, e portanto errôneos, pois esse contabiliza a deformação total do sistema, visto no item 4.7.

Por outro lado, as curvas obtidas através do CMOD (V_{pl}^{CMOD}) não apresentaram esta saturação, resultando em curvas J-Rs praticamente lineares, nas quais os valores da Integral J apresentam saturação apenas para altas propagações de trinca. Os mesmos resultados foram obtidos por LLD_{calc} , calculados de acordo com o raio de rotação do espécime, mostrando a direta relação entre a abertura da boca da trinca com os valores de $V_{pl}^{LLDcalc}$, pois a conversão se baseia apenas em relações geométricas (semelhança de triângulos), tornando o ajuste entre os parâmetros linearmente proporcional, Figuras 104 a 109. Estes resultados foram confirmados com a medição do LLD via extensometria, em que a curva apresentou a mesma tendência dos dois métodos acima, podendo ser vista na Figura 107 para o espécime CTP07-EL-V.

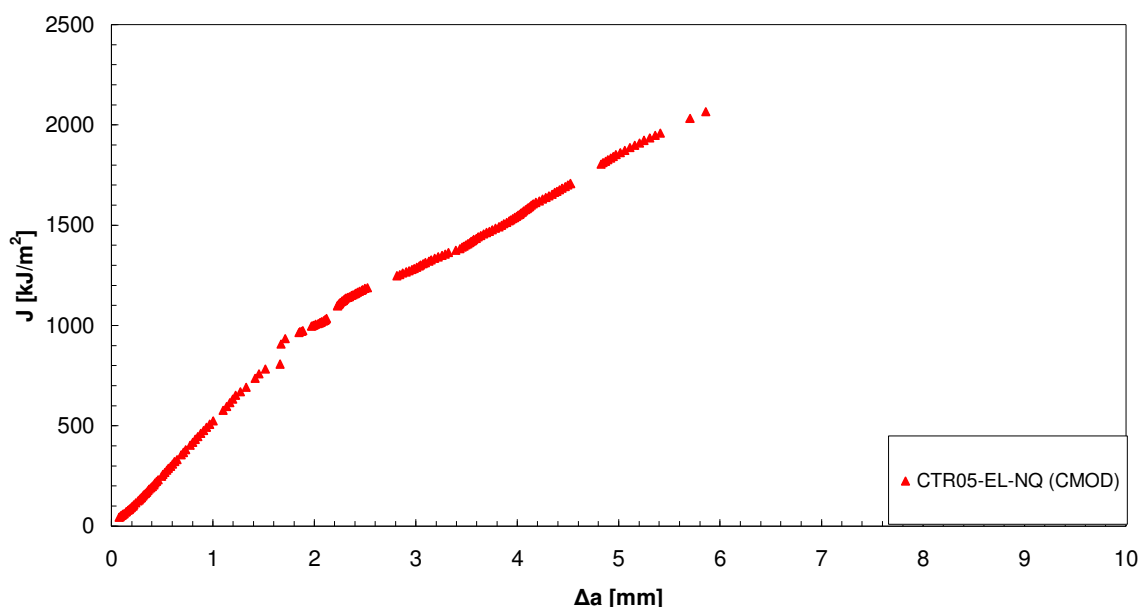


Figura 108: Curvas J-R do aço API 5LX60 em espécimes SE(T), para razão de $a/W = 0,2$ com área plástica calculada por LLD e CMOD, via normalização linear da carga.

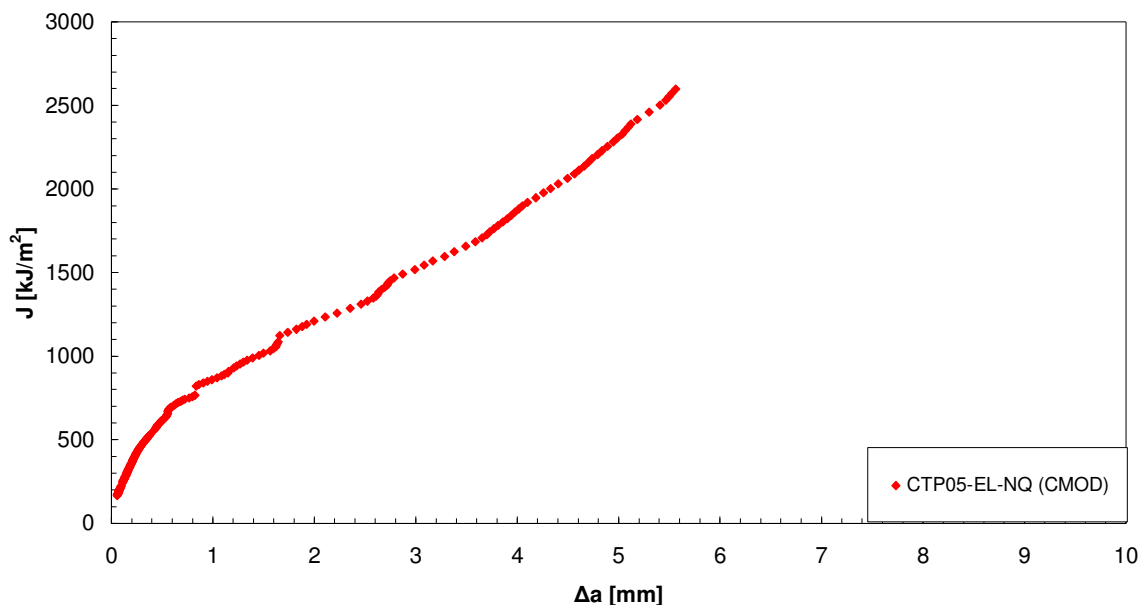


Figura 109: Curvas J-R do aço API 5LX60 em espécimes SE(T), para razão de $a/W = 0,5$ com área plástica calculada por LLD e CMOD, via normalização linear da carga.

Esta tendência quase linear das curvas J-Rs implica que o módulo de rasgamento é constante e que o valor de CTOA (*crack tip opening angle*) é contínuo durante a extensão estável da trinca. Considerando que o trabalho total de fraturamento por unidade de área de extensão estável de trinca, é dado por $\Gamma = \Gamma_0 + \Gamma_P$, o qual Γ_0 é o trabalho de fratura para a extensão de trinca e Γ_P é a energia de dissipação plástica (formação de zonas plásticas). Pode ser observado que nas fases iniciais de propagação, $\Gamma_0 > \Gamma_P$, de tal forma que a relação $G = \Gamma_P$ é aproximadamente satisfeita, sendo G a taxa de liberação de energia. Em contraste, para grandes extensões de trinca, $\Gamma_P > \Gamma_0$, isto é, os efeitos de plasticidade dominam o processo de fratura dúctil, a relação $G = \Gamma_P$ também continua aproximadamente válida. A diferença entre a fase inicial de propagação e a fase caracterizada por grandes extensões de trinca é que Γ_P depende fortemente no nível de restrição plástica (nível de triaxialidade), o qual é associado à geometria do corpo de prova e também das propriedades de encruamento do material como a tensão de escoamento e o encruamento. Essa dependência de Γ_P afeta, de sobremaneira, o tamanho da zona de processo de fratura dúctil onde o mecanismo de crescimento e coalescência de cavidades ocorrem.

Portanto, a forma da curva J-R é uma questão puramente energética (observada sobre as condições locais na região da trinca). Espécimes de grandes dimensões e elevado nível de triaxialidade construídos em um aço com elevadas propriedades de encruamento

irão exibir curvas J-Rs monotonicamente crescentes, como as constatadas para o aço API 5L X60 utilizando a geometria SE(T), enquanto a capacidade de carga do corpo de prova for suficiente e a zona de processo de fratura dúctil for suficientemente contida na região da trinca. Assim, como a Integral J relaciona-se diretamente com o CTOD (e consequentemente o CMOD), sua utilização na solução HRR descreve igualmente o campo de tensões na ponta da trinca.

Os resultados obtidos dão sustentação às simulações de Joyce et al (1993), de Kim & Budden (2001) e Cravero & Ruggieri (2007), desenvolvidas conjuntamente neste trabalho, comprovando a eficácia das formulações tanto para CMOD, quanto para LLD, na obtenção da Integral J. Resultados estes, condizentes com os resultados de propagação de trinca apresentados pelo método de NLC, obtidos com η_{pl} próximo de 1, (referente ao CMOD).

As Figuras 110 e 111 mostram a comparação das curvas J-Rs obtidas pelos três métodos (QPE; VFE e NLC), a primeira para razão de a/W de 0,2 e a segunda para 0,5. Nota-se a eficácia das três técnicas, pois as curvas não diferem mais que 15%, relativos a corpos de provas diferentes ou alguma diferença entre as técnicas. Destas Figuras pode-se prever a tenacidade de iniciação J_{IC} de acordo com os métodos considerados (CMOD, LLD por extensometria e LLD_{calc}). No caso da trinca rasa, Figura 110, notamos uma disparidade de energia para uma mesma propagação de trinca da ordem de mais ou menos 200 kJ/m^2 entre as metodologias, devido a variação na trinca inicial, porém, para um mesmo corpo de prova com diferentes técnicas, esta variação não chega a 50 kJ/m^2 . A variação entre as metodologias se deve a valores diferentes de incrementos de trinca obtidas por cada uma, relacionados com a curva carga versus deslocamento e as relativas aos espécimes se devem a razões de a/W iniciais que variam em décimos de milímetros.

Já a Figura 111 apresenta estes resultados para uma razão de a_0/W de 0,5, na qual verificamos uma maior proximidade das curvas referentes a QPE e VFE, não havendo diferença significativas nos valores da Integral J para um mesmo Δa . Contudo, o método de NLC prevê uma energia maior, que pode estar sendo ocasionado pela predição errada da propagação da trinca, que é influenciada pela variação do coeficiente η_{pl} e com as delaminações que o material sofre durante o ensaio.

Portanto, todas as metodologias estão coerentes; contudo uma ressalva deve ser feita, as medidas dos deslocamentos devem ser realizadas com equipamentos que meçam

localmente a deformação. Assim, podemos usufruir de três técnicas para o cálculo das curvas J-Rs, a primeira mais conservativa com a medição da linha de carregamento, a segunda utilizando apenas a abertura do extensômetro acoplado à boca da trinca e o último desenvolvido neste trabalho, convertendo os valores de CMOD em LLD através do raio de rotação do espécime.

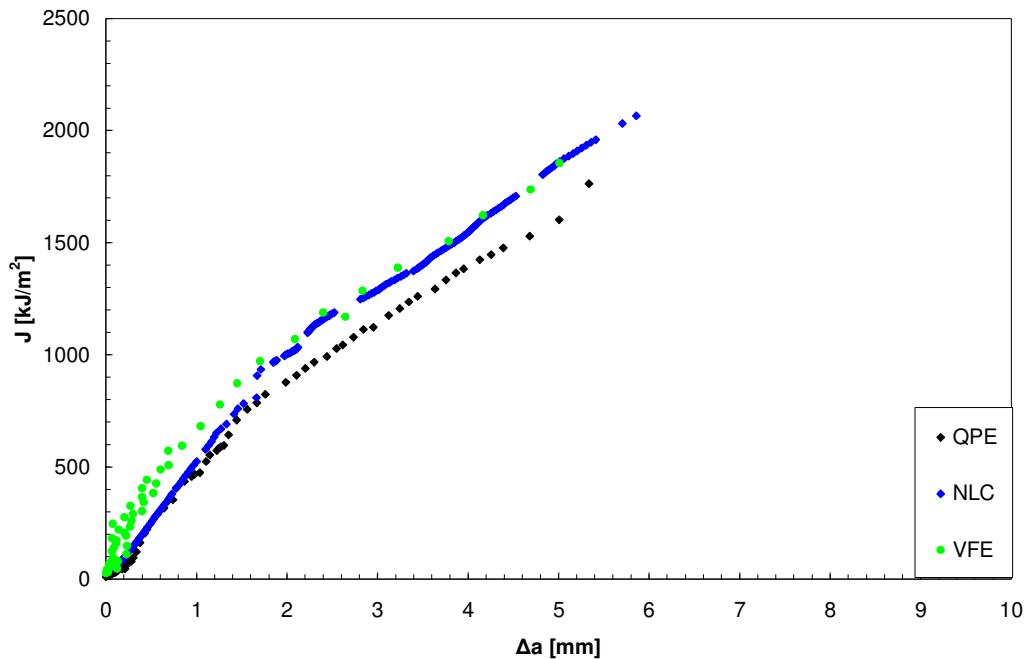


Figura 110: Comparação entre as curvas J-Rs do aço API 5LX60 com a_0/W de 0,2, obtidas através dos métodos de VFE, QPE e NLC, com o cálculo da área plástica por LLD.

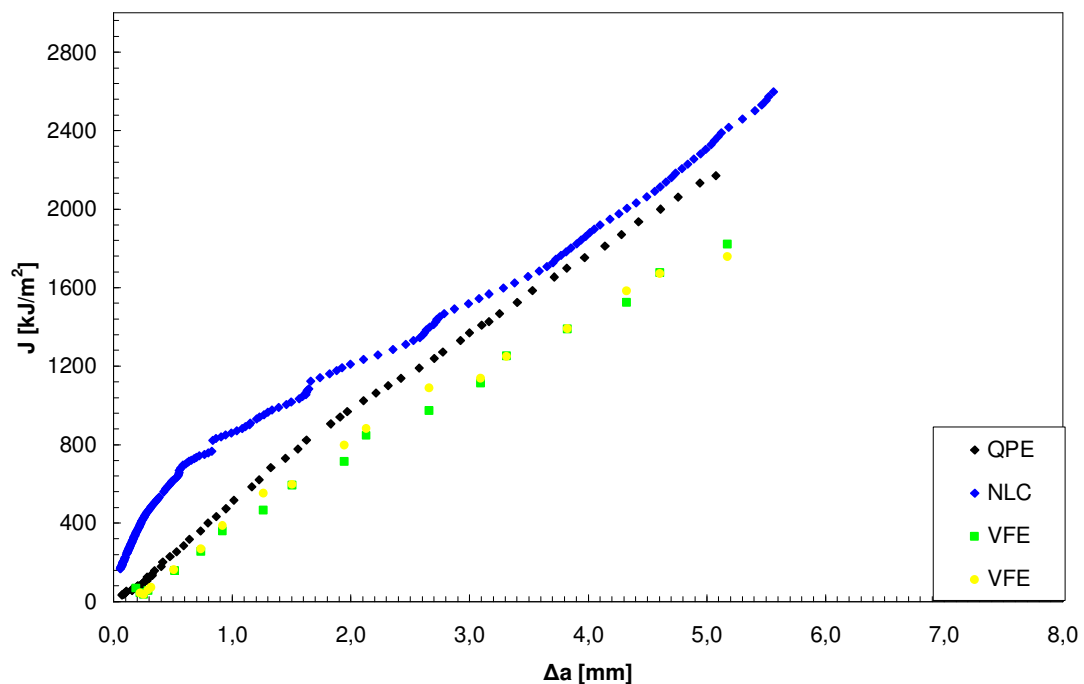


Figura 111: Comparação entre as curvas J-Rs do aço API 5LX60 com a_0/W de 0,5, obtidas através dos métodos de VFE, QPE e NLC, com o cálculo da área plástica por LLD.

A Figura 112 compara as curvas de tenacidade J-R obtidas para o aço API 5L X60, com razões de a_0/W de 0,2 e 0,5, na qual se pode notar um ligeiro acréscimo na curva R conforme diminui a razão inicial de a/W . Esta diferença fica entorno de 100 a 200 kJ/m^2 para um mesmo incremento de trinca.

Os resultados de tenacidade obtidos por espécimes SE(T) desmonstraram consistência e se mostraram uma metodologia eficaz para a análise de um defeito tipo trinca em dutos pressurizados. Ou seja, dutos dos quais tenham sido analisados sob parâmetros de tenacidade à fratura elásto plástica utilizando espécimes C(T) ou SE(B), podem estar superdimensionados por apresentarem valores de tenacidade inferiores. Zhu e Leis (2005) obtiveram curvas para o mesmo tipo de corpo de prova para um aço da mesma família API 5L, porém X80, contudo com múltiplos corpos de prova. A Figura 113 mostra uma energia inferior obtida pelos aços ensaiados (API 5L X60), se comparadas as curvas do X80, contudo comprovam a mesma tendência das curvas, viabilizando os três métodos adotados para a obtenção da curva J-R para espécimes SE(T).

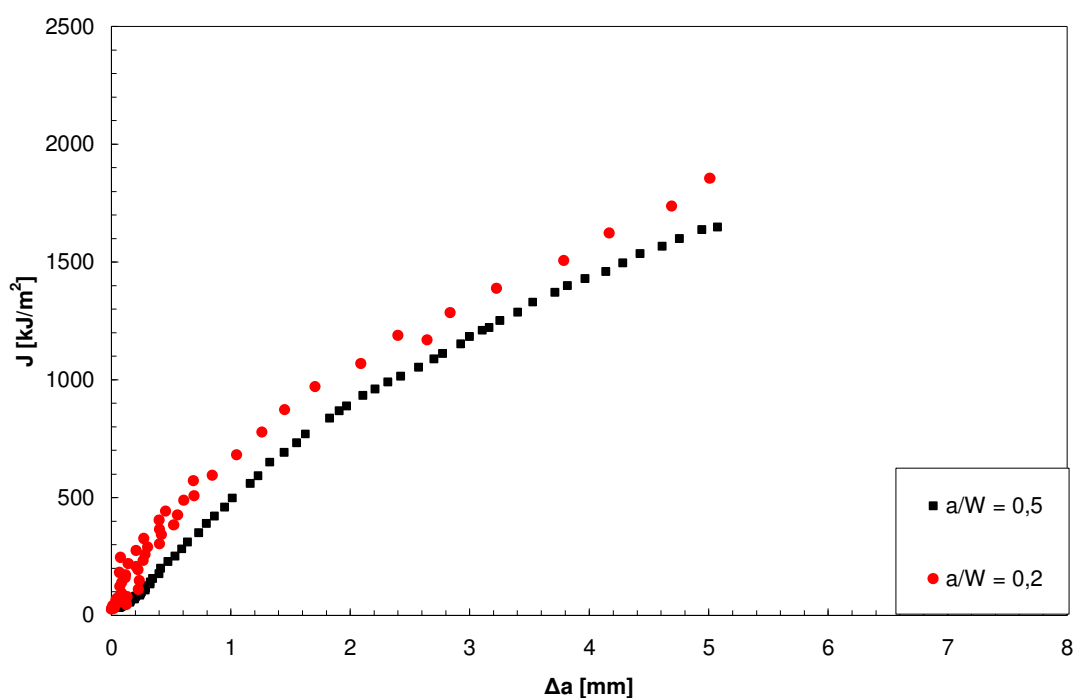


Figura 112: Curvas J-Rs médias do aço API 5LX60 com a_0/W de 0,2 e 0,5, obtidas através do método de QPE e VFE, para LLD e CMOD.

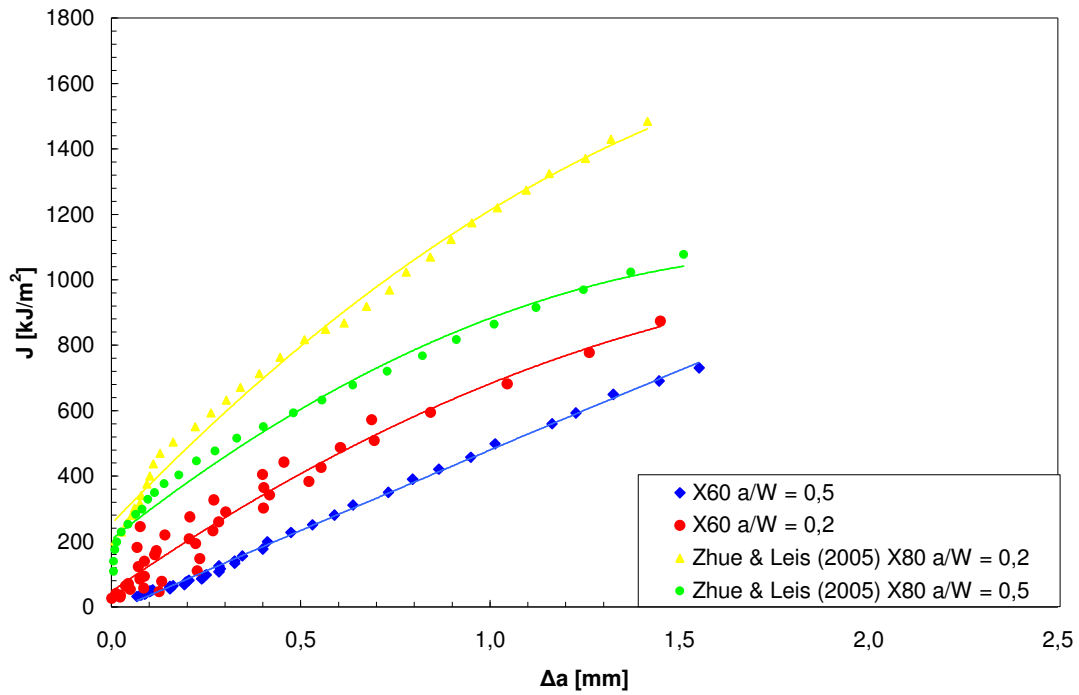


Figura 113: Comparação entre as curvas J-Rs do aço API 5LX60 com a_0/W de 0,2 e 0,5, obtidas através do método de QPE, VFE e NLC para LLD e CMOD, com as curvas obtidas por Zhu & Leis (2005) por múltiplos corpos-de-prova para o aço API 5LX80.

5. CONCLUSÕES

Este trabalho mostrou ser possível a obtenção de curvas de resistência à propagação de trincas, curvas J-R, em espécimes do tipo SE(T), que representa as condições de tensão e deformação à frente de uma trinca em dutos submetidos à pressão interna.

Este tipo de corpo de prova apresenta condições de tensão e deformação à frente da trinca com baixa triaxialidade, proporcionando um aumento na energia de início de propagação dúctil de trinca J_{IC} , se comparado aos valores obtidos pela geometria C(T).

Contudo, pelo espécime apresentar pequena espessura e ser um material altamente tenaz; há a necessidade da confecção de entalhes laterais para minimizar os efeitos de tunelamento de trinca e redução de deformação em cisalhamento.

O fenômeno de delaminação ocorre durante o processo de fratura, na qual pode surgir uma cavidade paralela à direção de laminação da chapa e se forma perpendicularmente à sollicitação mecânica. A ocorrência de cavidade durante o processo de fratura e rasgamento dúctil é consequência de tensões perpendiculares à direção de propagação da fratura, as quais geram restrição plástica no material à frente da trinca durante o carregamento. Na delaminação, foi observada que a fratura se deu por clivagem.

A ocorrência destas delaminações dificulta a determinação experimental de valores das curvas de resistência $J-\Delta a$, por causar a decoesão e conseqüentemente diminuir a espessura efetiva do corpo-de-prova induzindo condições de estado plano de tensões.

As metodologias de predição do incremento de trinca, durante o ensaio de tenacidade à fratura elasto-plástica, corresponderam a real propagação da trinca obtida através de múltiplos corpos de prova.

Exceção no caso da técnica da variação da flexibilidade elástica conjuntamente com o equacionamento desenvolvido por Joyce et al (1993), o qual só consegue prever o

real tamanho da trinca a partir de razões de a_0/W de 0,3.

Para o caso específico do CDPs SE(T) deve-se utilizar o raio de rotação em função do raio plástico, Cravero & Ruggieri (2007).

Nas demais técnicas, os níveis de propagação são coerentes com o crescimento obtido por múltiplos corpos de prova; contudo, se o espécime apresentar delaminações acentuadas, o método de normalização linear da carga passa a ser ineficaz, prevendo erroneamente a propagação e, conseqüentemente, superestimando a curva J-R. Outra peculiaridade é a utilização do coeficiente η_{pl} igual a aproximadamente 1 para se obter as propagações por NLC, fator este utilizado quando se calcula a área plástica de acordo com o deslocamento do CMOD, sendo 0,6067 para a_0/W de 0,5 e de 0,9567 para a_0/W de 0,2.

Os resultados mostraram que é possível obter as curvas J-Rs, medindo o deslocamento apenas na boca da trinca, o que reduz a instrumentação a ser utilizada.

A técnica de normalização linear da carga é a que possibilitou o menor tempo de preparação e execução do ensaio, por utilizar apenas a medição do CMOD e não necessitar da realização dos múltiplos descarregamentos.

Dentre as outras técnicas, a variação da flexibilidade elástica é uma técnica rápida e bastante confiável, pois não sofre alterações devido a delaminações, podendo ser aplicada de forma semelhante aos corpos de prova padronizados (C(T) SE(B)).

A técnica de queda do potencial elétrico se mostrou a mais consistente, porém menos viável economicamente, pois necessita de uma instrumentação mais especializada e com um tempo de preparação demasiado e, por não mostrar significativas diferenças nas curvas J-Rs, constituiu numa técnica de alta precisão, porém inviável.

Os resultados mostraram que, quando se diminui a razão inicial de a_0/W , as curvas J-Rs são deslocadas para a esquerda, isto é, ocorre um aumento na energia de iniciação da propagação J_{IC} ; sendo que esses ficaram em média entre **620 kJ/m²** e **780 kJ/m²** para razões de a_0/W de 0,5 e 0,2, respectivamente deve ser esperado.

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Realização de ensaios utilizando corpos de prova retirados diretamente do tubo após fabricação, defeito introduzido axialmente e radialmente ao duto.

Obter curvas J-R para corpos de prova com diferentes espessuras, bem como para espécimes com diferentes relações de B/W.

Estudar mais detalhadamente a influência das delaminações nas curvas de resistência à propagação J-R, averiguando se essa não provocaria danos catastróficos nos dutos de condução de gás e petróleo.

7. REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials ASTM:E399. New York, 1997.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness ASTM:E1820. New York, 1996.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness ASTM:E1152. New York, 1995.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials [Metric] ASTM:E8M. New York, 1997.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, Standard Test Methods for Notched Bar Impact Testing of Metallic Materials ASTM:E23. New York, 1997.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. Standard Test Method for Determining the Inclusion Content of Steel ASTM:E45. New York, 1997.

ANDERSON, T. L. "Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications", Livro texto, segunda edição, 1995

ANP: Agencia Nacional do Petróleo: "Quantidade e extensão de dutos em operação, por função, segundo produtos movimentados, em 31/12/2004". http://www.anp.gov.br/conheca/anuario_2004.asp#secao_2

ASTM, Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates, ASTM E 647, 1999.

BEGLEY, J.A.; LANDES, J.D. **International Journal of Fracture**, v. 12, p. 764-766, 1974.

BOLOTOV, A. S. "One-dimensional gas expansion studies of gás pipeline failure." In: INTERNATIONAL SEMINAR ON FRACTURE IN GAS PIPELINES. Moscou, 20-22 de março de 1984. Proceedings, Moscou, 1984, pg, 83-94.

CHAWLA, K.K. The phenomenon of separations in microalloyed controlled pipeline steels. In: Fracture Prevention in Energy and Transport Systems. Proceedings of the International Congress on Fracture. Editores I.L.May e S.N. Monteiro. Rio de Janeiro, 1983. p. 101-108.

CHIESA, M. NYHUS, B. SKALLERUD, B. THAULOW, C. "Efficient fracture assessment of pipelines. A constraint corrected SENT specimen approach." *Engineering Fracture Mechanics*, 2001, v. 68, pg. 527-547.

CIVALLERO, M. "Future Demands of Pipeline Steels and Associated Research Problems." In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ANALYTICAL AND EXPERIMENTAL FRACTURE MECHANICS. Rome, junho de 1980. Increase safety of gas-transmission pipelines through fracture mechanics concepts. Rome: Editora ITALSIDER/SIDERIUM, junho de 1980.

CIVALLERO, M; MIRABILE, M; SIH, G. C. "Fracture Mechanics in Pipeline Technology. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ANALYTICAL AND EXPERIMENTAL FRACTURE MECHANICS. Rome, junho de 1980. Increase safety of gas-transmission pipelines through fracture mechanics concepts. Rome: Editora ITALSIDER/SIDERIUM, junho de 1980.

CLARKE, G.A. "Single Specimen Test for JIC Determination Revisited", *Fracture Mechanics: Thirteenth conference*, ASTM STP 743, Richard Roberts, Ed., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, p.553-575, 1991.

CLARKE, G.A., ANDREWS, W.R., PARIS, P.C., and SCHIMIDT, D.W., "Single Specimen Tests for J_{IC} Determination", *Mechanics of Crack Growth*, ASTM STP 590, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, p.27-42, 1976.

COLAFAMEA, A.A., Modelamento Numérico da Técnica de Normalização Linear para Obtenção de Curvas J-R, Dissertação de Mestrado, Escola de Engenharia de São Carlos-Universidade de São Paulo, 2001.

COSHAN, A. "The Assessment of Pipeline Defects". Tutorial Course. Fourth International Pipeline Conference IPC 2002, 29 de setembro de 2002. Calgary, Canada.

CRAVERO, S. E RUGGIERI, C. Estimation Procedure of J-Resistance Curves for SE(T) Fracture Specimens Using Unloading Compliance. *Engineering Fracture Mechanics*. For submission.

DANOSO, J. R., LANDES, J. D.; Common Format for Developing Calibration Curves in Elastic-Plastic Fracture Mechanics. *Engineering Fracture Mechanics*. Vol. 47, No. 5, pp. 619-628, 1994.

DUNCAN, AJ et al. J-Integral fracture toughness testing and correlation to the microstructure of a A285 steel for fracture analysis of storage tank. Washington: Department of Energy, 2000. (Relatório WSRC-MS-2000-00282, <<http://www.srs.gov/general/sci-tech/fulltext/ms2000282/ms2000282.html>>).

ENCYCLOPEDIA BRITANNICA, "History of Pipelines", 2003. Acesso disponível em <http://www.britannica.com>.

ESTADOS UNIDOS, American Petroleum Institute. "Specification for line

ESTADOS UNIDOS. National Transportation Safety Board NTSB. "Safety Report: Transportation Safety Database." Washington, 2002. (Relatórios NTSB/SR-02/02, PB2002-917004).

ESTADOS UNIDOS. United States Steel. The making, shaping and treating of steels. 7a.ed. New York: United States Steel, 1957.

EWALDS, H.L. AND WANHILL, R.J.H., Fracture Mechanics, 3ª. Ed., Edward Arnold, London, 1986.

FALESKOG, J. et al. Cell model for nonlinear fracture analysis - Micromechanics calibration, International Journal of Fracture, v.89, 1998, p. 355-373.

FELDMANN, U. Metallurgical and technological considerations of producing fracture resistant pipe. In: INTERNATIONAL SEMINAR ON FRACTURE IN GAS PIPELINES. Moscou, 20-22 de março de 1984. Proceedings, Moscou, 1984, p. 245-266.

FERRANDINI, P et al. Influência de variáveis externas no micromecanismo de fratura de um aço API 5L X65 nas condições ferrítico-perlítica e ferríticomartensítica. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE CIÊNCIA E ENGENHARIA DE MATERIAIS 12º CBECIMAT, Águas de Lindóia, 1996. Anais. São Paulo: s.n., 1996. p. 637-640.

GIBSON, G.P., "The Use of Alternating Current Potential Drop for Determining J-Crack Resistance Curves", *Engineering Fracture Mechanics*, v.26, n.2, p.213-222, 1987

GRIFFITH, A. A. "The Phenomena of Rupture and Flow in Solids." *Philosophical Transactions, Series A*, vol. 221, 1920, pp. 1663-198.

GRIFFITH, A. A. "The Phenomena of Rupture and Flow in Solids." *Philosophical Transactions, Series A*, vol. 221, 1920, pp. 1663-198.

GUO, W. et al. The coupled effects of thickness and delamination on cracking resistance of X70 pipeline steel, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 79, 2002, p. 403-412.

HILLEBRAND, H.G. et al. "X80 Linepipe for large-diameter high strength pipelines", *Journal for Piping, Engineering, Practice. Special Edition Steel Pipelines*, v.13, 2002, p. 19-25.

HIPPERT, E. "Investigação Experimental do Comportamento Dúctil de Aços API-X70 e Aplicação de curvas de Resistência J- Δ a para previsão de Colapso em Dutos" Tese de doutorado, São Paulo-SP – 2004.

HUTCHINSON, J.W. AND PARIS, P.C., "Stability Analysis of J Controlled Crack

Growth”, Elastic - Plastic Fracture, ASTM STP 668, J. D. Landes, J. A. Begley and G. A. Clarke, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, p.37-64, 1979.

HUTCHINSON, J.W., “Singular Behavior at End of Tensile Crack in a Hardening Material”, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, v.16, n.1, p 13-31, 1968.

HUTCHINSON, J.W., “Singular Behavior at End of Tensile Crack in a Hardening Material”, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, v.16, n.1, p 13-31, 1968.

IRWIN, G. R., “Fracture Dynamics” Fracturing of Metals, American Society for Metals, Cleveland, 1948, pp. 147-166

ISACSSON, M; NARSTRÖM, T. Microscopic examination of crack growth in a pressure vessel steel. Materials Science and Engineering A, v.241, 1998, p.189-178. Journal of Applied Mechanics, v. 24, p. 109-114, 1957 apud [7].

JOYCE, J.A., HACKETT, E.M. and ROE, C., Effects of Crack Depth and Mode of Loading on the J-R Curve Behavior of a High-Strength Steel, In: Constraint Effects in Fracture, ASTM STP (Special Technical Publication) 1171, E.M.Hackett, K.-H.Schwalbe and R.H.Dodds, Eds., American Society of Testing and Materials, Philadelphia, pp.239-263, 1993.

JOYCE, J. A., AND LINK R. E., Effects of Constraint on Upper Shelf Fracture Toughness, ASTM STP 1256 - Fracture Mechanics, 26th Volume, W. G. Reuter, et al. Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, pp. 142-177, 1995.

KIM, Y. J., BUDDEN, P. J. “Plastic η Factor Solutions of Homogeneous and Bi-material SE(T) Specimens for Toughness and Creep Crack Growth Testing”. Fatigue Fracture Engineering, vol. 24, 751-760, 2001.

KNOTT, J, F; HARRISON, J, D. “Fundamentals of Fracture in Pipelines.” In: INTERNATIONAL SEMINAR ON FRACTURE IN GAS PIPELINES. Moscou, 20-22 de março de 1984. Proceedings, Moscou, 1984, pg, 01-26

KÜHNE, K et al. Reasons for the appearance of separations in HSLA-steels. In: 4th European Conference on Fracture, s.l., s.d. Proceedings, p.328-334, 1998.

KUMAR, V., GERMAN, M. D., and SHIH, D. F., “ An Engineering Approach for Fracture Analysis”. Electric Research Power Institute, Palo Alto, CA, 1981.

LAMPMAN, S.R. “Fatigue and fracture”. In; Metals Handbook, v.19, 10^a. Ed. Metals Park: Ohio, 1996.

MAXEY, W, A; EIBER, R, J. “Fracture in Pipelines: main influencing factors.” In: INTERNATIONAL SEMINAR ON FRACTURE IN GAS PIPELINES. Moscou, 20-22 de março de 1984. Proceedings, Moscou, 1984, pg, 49-81.

MERKLE, J. G. and CORTEN, H. T., “Journal of Pressure Vessel Technology”, Transactions of the American Society of Mechanical Engineers , v.98, p.37-43, 1974

MILNE, I., "Failure Analysis in the Presence of Ductile Crack Growth", *Materials Science and Engineering*, v39, p.65-79, 1979.

MOHTITPOUR, M.; GOLSHAN, H.; MURRAY, A. "Pipeline Design & Construction: A practical approach." New York: ASME Press, 2000, 654pg.

NYHUS, B State of the art for use of SENT specimens to test fracture properties in pipes for reeling operation. Trondheim: SINTEF, 2001. (Relatório SINTEF n°STF24 F01274).

O'DOWD, NP, SHIH, CF, Family of crack-tip fields characterized by a triaxiality parameter: Part I - Structure of fields, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, v. 39, n. 8, p. 989-1015, 1991.

O'DOWD, NP, SHIH, CF, Family of crack-tip fields characterized by a triaxiality parameter: Part II - Fracture Applications, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, v. 40, p. 939-963, 1992.

OKUMURA, B. A., VENKATASUBRAMANIAN, N., UNVALA, V. T., and BAKER, T. J., "Application of the AC Potential Drop Technique to the Determination of R-Curves of Tough Ferritic Steels", *Engineering Fracture Mechanics*, v.14, p.617-625, 1983.

PAPADAKIS, G. A. "Major hazard pipelines: a comparative study of onshore transmission accidents." *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, v. 12, 1999, p. 91-107.

PAREKH, H; Sati, V.C. "Pipeline industry in India: Recent developments and future requirements." Fourth International Pipeline Conference IPC 2002, 29 de setembro de 2002. Calgary, Canada.

PARIS, P. C., TADA, H., ZAHOR, A. and ERNST, H. A., "The Theory of Instability Investigation of Tearing Mode of elastic-Plastic Crack Growth", *Elastic-Plastic Fracture*, ASTM STP 668, J. D. Landes, J. A. Begley, and G. A. Clarke, Eds., American Society for testing and Materials, Philadelphia, p. 251-265, 1979.

PAVANKUMAR, T. V. et al. "Transferability of specimen J-R curves to straight pipes with through-wall circumferential flaws." *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v.79, 2002, pg. 127-134.

RANI EL-HAJJAR E RAMI HAJ-ALI. Mode-I fracture toughness testing of thick section FRP composites using the ESE(T) specimen. *Engineering Fracture Mechanics* vol. 72, 2005, p. 631-643.

REESE, E.D., AND SCHWALBE, K.H., The Linear Normalization Technique – An Alternative Procedure for Determining J-R Curves from Single Specimen Test Record Based on Landes Normalization Method, *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, v.16,n.3,p.271-280,1993.

RICE, J.R., "Mathematical Analysis in the Mechanics of Fracture", Fracture – An Advanced Treatise, v.II, H. Liebowitz. Ed., Academic Press, London, p.191-311, 1968b.

RICE, J.R., "A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks", Journal of Applied Mechanics, Transactions of American Society of Mechanical Engineers, v.35, n.2 (série ϵ), p.379-386, Jun.1968a.

RICE, J.R., and ROSENGREEN, C.F., "Plane Strain Deformation Near Crack Tip in a Power Law Hardening Material", Journal of the Mechanics and Physics of Solids, v.16,n.1, p.1-12, 1968.

RICE, J.R., and ROSENGREEN, C.F., "Plane Strain Deformation Near Crack Tip in a Power Law Hardening Material", Journal of the Mechanics and Physics of Solids, v.16,n.1, p.1-12, 1968.

RICE, J.R., PARIS, P.C. and MERKLE, J.G., 1973, "Progress in flaw growth and fracture testing", ASTM STP 536, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, pp.231-245

ROSENTAL, Y. A., TOBLER, R. L., and PURTSCCHER, P. T., "J_{IC} Data Analysis Methods with a "Negative Crack Growth" Correction Procedure", Journal of Testing and Evaluation, JTEVA, v.18, n.4, p.301-304, July 1990.

SAXENA, A.; CRETEGNY, L. "The relationship between microstructure and J-R curve, Metallurgical and Materials Transactions A", v.29A, p. 1917- 1922, Julho de 1998.

SCHIMITT, W. and KIENZLER, R., "The J-Integral Concepts for Elastic –Plastic Material Behavior", Engineering Fracture Mechanics, v.32, n.3, p.409-418, 1989.

SCHWALBE, K.H., REESE, E.D. "The Linear Normalization Technique – An alternative procedure for determining J-R Curves from a single specimen test record based on Landes' Normalization Method.", Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Vol.16, n°3, 1993, pp. 271-280.

SHANMUGAM, P e PATHAK, S.D. Some studies on the impact behavior of banded microalloyed steel, Engineering Fracture Mechanics, Vol.53, n°6, p.991-1005, 1996.

SHAROBEM, M. H. AND LANDES, J. D., The Load Separation Criterion and Methodology in Ductile Fracture Mechanics, International Journal of Fracture, v.47, p.81-104, 1991.

SHAROBEM, M. H., LANDES, J. D., AND HERRERA, R., Development of Eta Factors in Elastic Fracture Testing Using a Load Separation Technique, Elastic-Plastic Fracture Test Methods: The User's Experience, v.II, ASTM STP 1114, J. A. Joyce, Ed., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, p.42-56, 1991.

SHAROBEM, M. H., LANDES, J. D., HERRERA, R., "Development of ETA Factors in Elastic-Plastic Fracture Testing Using a Load Separation Technique", Elastic-Plastic Fracture Tests Methods. Second volume: The User's Experience, ASTM STP 1114, American Society for Testing and Materials. Philadelphia, 1991, pp. 114-132.

SILVA TELLES, P.C. “Tubulações Industriais”: Materiais e Projetos. 10a. ed., São Paulo: LTC, 2001. 252p

SILVA, C.N.P Efeito das separações na tenacidade de um aço microligado produzido por laminação controlada. 1986. Dissertação (Mestrado) – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo. São Paulo.

SUMPTER, J. D. G. and TURNER, C. E., “International Journal of Fracture Mechanics, v.9, n.3, p. 315-323, 1979

SUN, J., BOYD, J.D., Effect of Thermomechanical processing on Anisotropy of Cleavage Fracture Stress in Microalloyed Linepipe Steel, International Journal of Pressure Vessels and Piping, V. 77, pp. 369-377, 2000.

TADA, H., PARIS, P. C. and IRWIN, G. R., “The Stress Analysis of Crack Handbook.” Paris productions, Inc., St. Louis, MO, 1985.

TARPANI, J.R., “Avaliação da Estabilidade de Trincas em Componentes Elasto-Plástico Integral – J e Comparação com Resultados Obtidos via Mecânica da Fratura Elástica Linear”, Tese de Doutorado, v.1e v.2 São Carlos-SP – 1995.

TETELMAN, A. S.; McEVILY, A. J. Fracture of Structural Materials. New York: John Wiley & Sons, 1967.

THAULOW, C. et al. Fracture mechanical properties in controlled rolled CMn thermomechanically treated steels with splittings. Engineering Fracture Mechanics, v.24, n.2, 1986, p.263-276.

TRANSPETRO: Empresa de Transporte do Sistema petrobrás. “Sistema de óleo e gasodutos do Brasil em 31/12/2005”.
<http://www.transpetro.com.br/portugues/index.html;jsessionid=DenL1nECCsPvQ5iEPICBxPrckD0nndwDNLN96wDqhidH8GpJmFrO!-468580969!168971831!7001!7002>

USIMINAS Certificado de qualidade nº234.656, datado de 23/12/97.

VASSILAROS, M.G., JOYCE, J.A, and GUDAS, J.P., “Effects of Specimen Geometry on the J-R Curve for ASTM A533B Steel”, *Fracture Mechanics, Proceedings of the National Symposium, ASTM STP 700, American Society for Testing and Materials*, Philadelphia, p.251-270, 1980.

WANG, Y.Y, On the two-parameter characterization of elastic-plastic crackfront fields in surface-cracked plates, in: Constraint Effects in Fracture, ASTM STP 1171, Hackett, et al. Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, p. 120-138, 1993.

WILLIAMS, M.L, On the stress distribution at the base of a stationary crack, pipe steel API5L”. 42a. edição. New York, 2001

WU, S. X., MAI, Y. W. COTTEREL, B., “ Plastic η Factor Specimens with Deep and Shallow Cracks”, International Journal of Fracture, vol. 45, 1990, pp, 1-18.

YAN, C.; MAI, Y.W. “Effect of crack depth and specimen width on fracture toughness of a carbon steel in the ductile-brittle transition region.” International Journal of Pressure Vessels and Piping, v.77, 2000, pg. 313-319.

ZHU, X. K., LEIS, B. N. Application of Constraint of Corrected J-R Curves to Fracture Analysis of Pipelines. In: Proceedings of PVP2005 2005 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference. July 17-2, 2005, Denver, Colorado USA.