UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS
PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

JULIO CESAR DE SOUZA FRANCISCO

**Avaliação da tenacidade à fratura de aço API 5L X70 utilizado na
fabricação de dutos transportadores de gás e petróleo**

São Carlos
2009

JULIO CESAR DE SOUZA FRANCISCO

**Avaliação da tenacidade à fratura de aço API 5L X70 utilizado na
fabricação de dutos transportadores de gás e petróleo**

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
2009

AUTORIZO A REPRODUÇÃO E DIVULGAÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO, POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

Ficha catalográfica preparada pela Seção de Tratamento
da Informação do Serviço de Biblioteca – EESC/USP

F819a Francisco, Julio César de Souza
Avaliação da tenacidade à fratura de aço API 5L X70
utilizado na fabricação de dutos transportadores de gás e
petróleo / Julio César de Souza Francisco ; orientador
Wladek W. Bose Filho. -- São Carlos, 2009.

Dissertação (Mestrado-Programa de Pós-Graduação e área
de concentração em Engenharia Mecânica) -- Escola de
Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo,
2009.

1. Tenacidade à fratura. 2. Curvas J-R. 3. Espécimes
SE(T). 4. Variação da flexibilidade elástica. 5. Aço API
5L X70. I. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **JULIO CESAR DE SOUZA FRANCISCO**

Dissertação defendida e julgada em 17/04/2009 perante a Comissão Julgadora:

Prof. Titular **WALDEK WLADIMIR BOSE FILHO (Orientador)**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

APROVADO

Prof. Dr. **CASSIUS OLÍVIO FIGUEIREDO TERRA RUCHERT**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

APROVADO

Prof. Dr. **RUIS CAMARGO TOKIMATSU**
(Universidade Estadual Paulista "Julio de Mesquita Filho"/UNESP/Campus de Ilha Solteira)

APROVADO

Prof. Associado **JONAS DE CARVALHO**
Coordenador do Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Mecânica

Prof. Associado **GERALDO ROBERTO MARTINS DA COSTA**
Presidente da Comissão da Pós-Graduação da EESC

Ao meu pai, ISAIAS in memoriam que mesmo não estando presente fisicamente foi e sempre será um exemplo de pai e amigo, minha mãe BELINHA in memoriam, pelo apoio motivação e confiança em mim depositado. E ao amor da minha vida, minha esposa TATY pela paciência, amor e carinho em mim dedicados.

AGRADECIMENTOS

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

Em especial ao Prof. Titular Waldek Waldimir Bose Filho pela oportunidade que me foi dada, pela orientação, discussão e amizade durante a elaboração, tornando possível o desenvolvimento deste trabalho.

À minha esposa, amiga e companheira, Tatiane de Oliveira Cândido Francisco, que além do incentivo constante, sempre compreendeu as privações necessárias à conclusão deste trabalho.

Às minhas irmãs Ana Paula, Janaína e meu cunhado João Roberto, grandes responsáveis por essa conquista, pelo amor, pela ajuda, por sempre acreditarem em mim e pelo constante incentivo e colaboração.

Ao Prof. Dr. Cassius Olivio Figueiredo Terra Ruchert, amigo e irmão pelo grande incentivo e co-orientação que foi de grande valia na evolução e conclusão deste trabalho.

Ao Prof. Titular Dirceu Spinelli pelos conhecimentos adquiridos na sua disciplina, pela amizade e importante auxílio na realização desta pesquisa. Ao Prof. Associado Ricardo Tarpani, pelos conhecimentos adquiridos na sua disciplina. Aos técnicos do Laboratório de Materiais João Bernardes Jerônimo e Eliezer Dias Francisco pelo inestimável apoio técnico. Ao amigo Roberto Reato Piovato pela grande ajuda na realização desta pesquisa.

Aos Departamentos de Engenharia de Materiais, Aeronáutica e Automobilística e Engenharia Mecânica da Escola de Engenharia de São Carlos – USP, por colocar a minha disposição suas estruturas. À USIMINAS por ter fornecido as chapas utilizadas para confecção dos corpos de prova.

À empresa Máquinas Agrícolas Jacto S. A. por ter disponibilizado horas durante o expediente de trabalho para que pudesse concretizar este trabalho e pela confecção dos corpos-de-prova utilizados no mesmo.

Por fim, aos amigos que, de uma forma ou de outra, me incentivaram na conclusão de mais esta etapa de vida.

RESUMO

FRANCISCO, J.C.S. (2008). **Avaliação da tenacidade à fratura de aço API 5L X70 utilizado na fabricação de dutos transportadores de gás e petróleo.** 192p. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2008.

A avaliação da integridade estrutural de dutos pelo uso de corpos-de-prova laboratoriais depende da escolha de corpos-de-prova de geometrias que representem condições de restrições plásticas na frente da trinca, similares às encontradas nas condições operacionais dos dutos. O Núcleo de Ensaios de Materiais e Análise de Falhas, NEMAF do SMM, EESC-USP vem realizando pesquisas para o desenvolvimento de corpos-de-prova e metodologias experimentais que melhor represente esta situação. Entretanto, no caso de dutos existem situações onde a geometria e o tamanho do corpo-de-prova são limitados pelas dimensões do duto. Este trabalho apresenta o desenvolvimento e aplicação de espécimes SE(T) em aço API 5L X70, avaliando a influência da geometria e dimensões do corpo-de-prova na tenacidade à fratura do citado aço, sendo este utilizado na fabricação de dutos para transporte de gás e petróleo. Para isto, foram obtidas curvas de resistência à propagação dúctil de trincas, curvas J-R's, utilizando a metodologia do espécime único (single specimen) em conjunto com a técnica da variação da flexibilidade elástica (unloading elastic compliance), medida na boca da trinca (CMOD) que fornece ao mesmo tempo a área plástica abaixo da curva de carregamento versus deslocamento e o tamanho da trinca, segundo a norma de ensaios ASTM E1820-05. Foram ensaiados corpos-de-prova SE(T) com trincas rasa ($a/W=0,2$) e profunda ($a/W=0,5$) e razão W/B de 2,5 e 1,0, com a finalidade de garantir que o ensaio seja realizado em dominância de um estado plano de deformação como recomendado pela referida norma, para outros tipos de corpos-de-prova. Dos resultados observou-se que, independente do tamanho de trinca inicial adotado, não foram observadas diferenças significativas nas curvas

J-R. Este fato pode ser comprovado nos casos de $W/B = 2,5$ e $1,0$, sendo obtidas curvas J-R similares para cada caso, independente do valor de a/W . Entretanto, na grande maioria dos CDP's, foi obtida uma propagação dúctil de trinca anômala, ou seja, trincas que apresentam um tunelamento acentuado, decorrente de um elevado estado de tensão plana próximo das laterais, mesmo com o entalhe lateral de 20% da espessura. Os corpos-de-prova com $W/B = 1,0$ foram capazes de produzir curvas J-R, sem que as trincas apresentassem tunelamento e que os valores médios de trinca (a_i e a_f) medidos conforme a norma (ASTM, 2005), são bastante próximos dos valores obtidos pelo método da variação de flexibilidade elástica. As razões para este fato são discutidas em detalhes. De um modo geral as delaminações, quando existente, não permitem uma correta medição do tamanho de trinca. Ainda, contrário à observação de outros pesquisadores, neste trabalho, foi observado que em vários casos as delaminações induziram fratura instável.

Palavras – chave — Tenacidade à fratura. Curvas J-R. Espécimes SE(T). Variação da Flexibilidade Elástica. AÇO API 5L X70.

ABSTRACT

FRANCISCO, J.C.S. (2008). **Fracture toughness evaluation of an API 5L X70 steel used in pipeline for gas and petroleum transportation.** 192p. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2008.

The evaluation of pipes' structural integrity from laboratories specimens depends on choosing the right specimen geometry that is able to present the conditions of plastic constrain at the crack tip, similar to the one found in the pipes' operational conditions. The NEMAF Group from SMM, EESC-USP has been performing studies in this area, trying to develop specimen's geometry that is able to represent this situation, as well as the necessary experimental methodologies to evaluate the fracture toughness of pipes. However, in some cases, the pipe size is a limiting factor in determining the specimen size and geometry. In this work is presented the development and application of specimens SE(T), evaluating the influence of the geometry and dimensions of the specimens on the fracture toughness of API 5L X70 steel, regularly used in the pipes for gas and petroleum transportation. Therefore, the resistance curves to ductile crack propagation, J-R's curves, using the single specimen methodology, together with the variation of the elastic compliance technique (multiple unloading), measure at the crack mouth (CMOD) that provides both the plastic area under the load x displacement curve and crack size, according to the ASTM E1820-05 standard. The SE(T) specimens with shallow ($a/W=0.2$) and deep ($a/W=0.5$) cracks and W/B ratio of 2.5 and 1.0 trying to reduce the amount of plastic deformation and a straight crack front, as well as a dominance of a plane strain state at the crack tip, as recommended by the ASTM E1820-05 standard for other specimens type. From the results it was observed that, independent of the initial a/W , no significant differences were observed in the J-R curves. This fact is verified in both cases, this is, $W/B=2.5$ and 1.0. However, in the great majority of CDP's with $W/B=2.5$, it was obtained an anomalous crack propagation during testing, in other words,

they presented an accentuated tunneling due to a high plane tension state near the CDP's lateral faces, even with the side groove of 20% thickness. The specimens with $W/B=1.0$ were capable to produce J-R curves with straight crack fronts, this is, without tunneling, allowing the measurement of medium values of the crack (a_i e a_f) according to the ASTM E1820-05 standard. The reasons for this fact are discussed in details in this work. In general, the split, when present, did not allow a correct crack size measurement. Still, contrary to the other researchers' observation, in this work, it was observed that in several cases the splits were able to induced unstable fracture.

Keywords — Fracture Toughness. J-R Curves. Specimens SE(T). Elastic Compliance. API 5L X70.

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1 – EXEMPLOS CONSTRUÇÃO DUTOVIAS; A) OLEODUTO CONSTRUÍDO NA ENCOSTA DA SERRA DO MAR, TENDO AO LADO OS TRILHOS DA FERROVIA PARA TRANSPORTE DE TRABALHADORES E MATERIAIS. B) MINERODUTO DE PONTA UBU (ES) A GERMANO (MG)	27
FIGURA 2 - OLEODUTO OPERADO PELA TRANSPETRO	33
FIGURA 3 - SISTEMAS DUTOVIÁRIOS	42
FORTE: FOTORESEARCH ... (2008)	42
FIGURA 4 - SISTEMAS DUTOVIÁRIOS OLEODUTO NO ALASKA	42
FORTE: FOTORESEARCH ... (2008)	42
FIGURA 5 – MAPA GASODUTO BRASIL BOLÍVIA	43
FIGURA 6 - MAPA DE GASODUTOS EM OPERAÇÃO	44
FIGURA 7 - MAPA DE GASODUTOS EM CONSTRUÇÃO	46
FIGURA 8 - MAPA DE GASODUTOS PROJETADOS	47
FIGURA 9 – PERÍODOS DE DESENVOLVIMENTO DE DIFERENTES GRAUS DE AÇOS PARA DUTOS DE TRANSPORTE DE GÁS E PETRÓLEO	53
FIGURA 10 – COMPARAÇÃO DA DUREZA NA ZAT EM SOLDAS MECANIZADAS NOS AÇOS NbMo X80, NbCr X80 E NbV X70 STEEL	56
FIGURA 11 – EFEITOS DA LAMINAÇÃO E DO RESFRIAMENTO SOBRE OS SÍTIOS DE NUCLEAÇÃO NA TRANSFORMAÇÃO DA AUSTENITA	59
FIGURA 12 – CONSTITUINTES MICROESTRUTURAIS PREDOMINANTES EM AÇOS API	61
FIGURA 13 - (A) CONCEITO DE TRANSFERIBILIDADE DA ESTRUTURA PARA CORPOS-DE-PROVA, (B) EFEITO DO TAMANHO RELATIVO DE TRINCA (A/W) SOBRE AS CURVAS R	65
FIGURA 14 - ESQUEMA SEQUENCIAL DE FALHAS EM DUTOS	66
FIGURA 15 - CAMPO DE TENSÕES ELÁSTICAS NA PONTA DA TRINCA	70
FIGURA 16 - CONDIÇÕES PARA CRESCIMENTO DE TRINCA DESCRITO PELA INTEGRAL J	73
FIGURA 17 - ESQUEMA DE CURVA DE RESISTÊNCIA INDICANDO OS DIFERENTES ESTÁGIOS DE CRESCIMENTO DO DEFEITO	75
FIGURA 18 – COMPARAÇÃO ESQUEMÁTICA DO COMPORTAMENTO TENSÃO-DEFORMAÇÃO DE MATERIAIS ELASTO-PLÁSTICOS E ELASTO NÃO-LINEARES	76
FIGURA 19 – CONTORNO ARBITRÁRIO EM TORNO DA PONTA DA TRINCA	78
FIGURA 20 - ELIMINAÇÃO DA PARCELA DE PROPAGAÇÃO DE TRINCA COMPUTADA NO VALOR J	79
FIGURA 21 - ENERGIA ACUMULADA PARA A FRATURA POR UNIDADE DE ESPESSURA, DE ACORDO COM A APLICAÇÃO DE CARGA E DESLOCAMENTO, SENDO ESTAS CONSTANTES	80
FIGURA 22 – A ENERGIA REFERENTE A INTEGRAL J, REPRESENTADA PELA ÁREA ABAIXO DA CURVA DE CARREGAMENTO VERSUS DESLOCAMENTO DO EXTENSÔMETRO	82
FIGURA 23 – INFLUÊNCIA DA GEOMETRIA À TENACIDADE A FRATURA	83
FIGURA 24 – A) CHAPA TRACIONADA REPRESENTATIVA DE UM COMPONENTE ESTRUTURAL CONSTITUÍDA DE MATERIAL PLASTICAMENTE DEFORMÁVEL CONTENDO UMA TRINCA; B) CORPO-DE-PROVA CONVENCIONAL SE(B) EM 3 PONTOS À FLEXÃO; C) ZONA DE DOMINÂNCIA J NA REGIÃO DA PONTA DA TRINCA INDICANDO A VALIDADE DA MECÂNICA DA FRATURA MONOPARAMÉTRICA	85
FIGURA 25 – VALIDAÇÃO DOS DADOS DA CURVA J x R PELA NORMA	90
FIGURA 26 - COMPARAÇÃO ENTRE OS FATORES DE INTENSIDADE DE TENSÃO K PARA ESPÉCIMES DE GEOMETRIA SE(T)	92
FIGURA 27 - PREDIÇÃO DO FATOR H PLÁSTICO PARA ESPÉCIMES DE GEOMETRIA SE(T) PELO DESLOCAMENTO DA LINHA DE CARGA	95

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 28A - PREDIÇÃO DO FATOR H PLÁSTICO PARA ESPÉCIMES DE GEOMETRIA SE(T) PELO DESLOCAMENTO DO CMOD PARA CDP'S COM RELAÇÃO $W/B = 2,5$	96
FIGURA 28B - PREDIÇÃO DO FATOR H PLÁSTICO PARA ESPÉCIMES DE GEOMETRIA SE(T) PELO DESLOCAMENTO DO CMOD PARA CDP'S COM RELAÇÃO $W/B = 1,0$	97
FIGURA 29 - MEDIÇÃO DO CMOD E LVDT OU EXTENSÔMETRO NA LINHA DE CARGA, PARA ESPÉCIMES SE(T)....	99
FIGURA 30 - RELAÇÃO GEOMÉTRICA DE VARIÁVEIS USADA NA CORREÇÃO DE ROTAÇÃO DO CMOD	100
FIGURA 31 - RELAÇÃO GEOMÉTRICA DAS VARIÁVEIS USADA PARA CORRETA ROTAÇÃO DA CARGA.....	102
FIGURA 32 – CURVA TENSÃO DEFORMAÇÃO VISTA DURANTE O ENSAIO DE VARIAÇÃO DA FLEXIBILIDADE ELÁSTICA.....	106
FIGURA 33 – DESENHO ESQUEMÁTICO DO SISTEMA DE OBTENÇÃO DE CURVAS J X R POR VARIAÇÃO DA FLEXIBILIDADE ELÁSTICA	108
FIGURA 34 - DISPOSIÇÃO DA EXTRAÇÃO DOS CORPOS-DE-PROVA RETIRADOS DA CHAPA	112
FIGURA 35 - REFERÊNCIA AOS TRÊS PLANOS PREFERENCIAIS: LONGITUDINAL, TRANSVERSAL E AO LONGO DA ESPESSURA DA CHAPA.....	113
FIGURA 36 - GEOMETRIA E DIMENSÕES DO CORPO-DE-PROVA PARA O ENSAIO DE TRAÇÃO	114
FIGURA 37 - GEOMETRIA E DIMENSÕES DO CORPO-DE-PROVA SE(T)	116
A FIGURA 38 APRESENTA A GEOMETRIA E DIMENSÕES DAS FACAS (KNIFES EDGES) UTILIZADAS PARA FIXAÇÃO DO EXTENSÔMETRO PARA MEDIDA DO CMOD.....	116
FIGURA 38 - GEOMETRIA E DIMENSÕES DA FACA UTILIZADA (ASTM, 2005) PARA FIXAR O EXTENSÔMETRO NO CORPO-DE-PROVA SE(T). AÇO INOXIDÁVEL 304.....	117
FIGURA 39 – CORPO-DE-PROVA UTILIZADOS NESTE TRABALHO PARA OBTENÇÃO DAS CURVAS J-R. A) CDP'S A E B JÁ COM ENTALHE LATERAL E “FACA” MONTADA	118
FIGURA 40 – CORPOS-DE-PROVA UTILIZADOS NESTE TRABALHO PARA OBTENÇÃO DAS CURVAS J-R. (B) CORPOS-DE-PROVA C–F. (C) CORPOS-DE-PROVA D–F	118
FIGURA 41 - SISTEMA DE OPERAÇÃO ANALÓGICO DIGITAL MTS FLEX TEST GT. E COMPUTADOR DE CONTROLE E AQUISIÇÃO DE DADOS	119
FIGURA 42 - SISTEMA DE MEDIÇÃO PARA CMOD VIA EXTENSOMETRIA	120
FIGURA 43 - DISPOSITIVO DE FADIGA POR FLEXÃO EM TRÊS PONTOS UTILIZADO NO ENSAIO DE PRÉ-TRINCA DE FADIGA EM ESPÉCIMES SE(T). APARATO UTILIZADO PARA OS CDP'S A_CP E B_CP. EXEMPLO ACIMA ESPÉCIME SE(T) COM W/B=2,5 E A/w=0,2 (A_CP04).....	121
FIGURA 44 - CORPO-DE-PROVA COM ENTALHE LATERAL	122
FIGURA 45 – CORPOS-DE-PROVA AGRUPADOS EM QUATRO GRUPOS PARA EXECUÇÃO DO ENTALHE	125
FIGURA 46 – CORPOS-DE-PROVA AGRUPADOS EM QUATRO GRUPOS JÁ COM A EXECUÇÃO DO ENTALHE	126
FIGURA 47 – MARCAÇÃO DE TRAÇOS INTERMEDIÁRIOS PARA ACOMPANHAMENTO DA PRÉ-TRINCA	126
FIGURA 48 – CADA MARCAÇÃO INTERMEDIÁRIA CONFECCIONADA COM O TRAÇADOR, CORRESPONDE A 1,0MM (EXEMPLO CDP E_CP02).....	127
FIGURA 49 - DISPOSITIVO DE FADIGA POR FLEXÃO EM TRÊS PONTOS UTILIZADO NO ENSAIO DE PRÉ-TRINCA DE FADIGA EM ESPÉCIMES SE(T). APARATO UTILIZADO PARA OS CDP'S C_CP, D_CP, E_CP E F_CP. EXEMPLO ACIMA ESPÉCIME SE(T) COM W/B=1,0 E A/w=0,2 (D_CP02)	128
FIGURA 50 – DETALHE DA MARCAÇÃO INTERMEDIÁRIA DO CORPO-DE-PROVA E_CP02 ONDE A DISTÂNCIA ENTRE CADA TRAÇO VALE 1,0 MM. EQUIPAMENTO UTILIZADO MICROSCÓPIO ÓPTICO OLYMPUS-BX60M - OBJETIVA OLYMPUS MPLAN 5x/0.10 (50X) COMBINADO COM MÁQUINA DIGITAL SONY CIBERSHOT DSC-P93A 5.1 MEGA PIXELS - ZOOM OPTICAL 1,3.....	128
FIGURA 51 – FIXAÇÃO DA “FACAS” (KNIFES EDGES) NOS CORPOS-DE-PROVA PARA POSTERIOR FIXAÇÃO DO EXTENSÔMETRO.....	129
FIGURA 52 – ESQUEMA DO PROCEDIMENTO DE ENSAIO P x CMOD	130
FIGURA 53 – FORNO ELÉTRICO UTILIZADO PARA OXIDAÇÃO DOS CORPOS-DE-PROVA	131
FIGURA 54 – CORPO-DE-PROVA APÓS OXIDAÇÃO COM O AUXÍLIO DO FORNO ELÉTRICO.....	131
FIGURA 55 – RESFRIAMENTO DO CORPO-DE-PROVA PARA FRATURA DO MESMO	131
FIGURA 56 – FRATURA DO CORPO-DE-PROVA APÓS O RESFRIAMENTO	132
FIGURA 57 – MÉTODO DE CÁLCULO DE Δ_{CMOD} E P_{CMOD}	132
FIGURA 58 - IMAGEM DE SUPERFÍCIE DE FRATURA DO ESPÉCIME SE(T) AÇO API 5L X60, CAPTURADA NO ESTEREOSCÓPIO CARL ZEISS JENA CITOVAL II.....	138
FIGURA 59 - MICROESTRUTURA DO AÇO API 5L X70 NAS DIREÇÕES PREFERENCIAIS (A) PLANO S, (B) PLANO L E (C) PLANO T	142
FIGURA 60 - QUEIMA REALIZADA NA CHAPA DE AÇO API 5L X70 PARA REALIZAÇÃO DO ENSAIO DE COMPOSIÇÃO QUÍMICA EM PORCENTAGEM DE PESO DOS PRINCIPAIS ELEMENTOS DE LIGA	143
FIGURA 61 - CURVA TENSÃO DEFORMAÇÃO DO AÇO API-5L X70	144

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 62 - CURVA DA CARGA VERSUS DESLOCAMENTO CMOD DO AÇO API 5LX70, DENOMINADO TRINCA RASA ($A/W=0,2$) DO ESPÉCIME SE(T) A_CP01	147
FIGURA 63 - ASPECTO DA SUPERFÍCIE DE FRATURA DO ESPÉCIME SE(T) A_CP01 DENOMINADO TRINCA RASA, APÓS O ENSAIO DE INTEGRAL J COM PARÂMETROS GEOMÉTRICOS $A/W=0,2$	147
FIGURA 64 - CURVA DA CARGA VERSUS DESLOCAMENTO CMOD DO AÇO API 5LX70, DENOMINADO TRINCA RASA ($A/W=0,2$) DO ESPÉCIME SE(T) A_CP02	148
FIGURA 65 - ASPECTO DA SUPERFÍCIE DE FRATURA DO ESPÉCIME SE(T) A_CP02 DENOMINADO TRINCA RASA, APÓS O ENSAIO DE INTEGRAL J COM PARÂMETROS GEOMÉTRICOS $A/W=0,2$	148
FIGURA 66 - CURVA DA CARGA VERSUS DESLOCAMENTO CMOD DO AÇO API 5LX70, DENOMINADO TRINCA RASA ($A/W=0,2$) DO ESPÉCIME SE(T) A_CP03	149
FIGURA 67 - ASPECTO DA SUPERFÍCIE DE FRATURA DO ESPÉCIME SE(T) A_CP03 DENOMINADO TRINCA RASA, APÓS O ENSAIO DE INTEGRAL J COM PARÂMETROS GEOMÉTRICOS $A/W=0,2$	149
FIGURA 68 - CURVA DA CARGA VERSUS DESLOCAMENTO CMOD DO AÇO API 5LX70, DENOMINADO TRINCA RASA ($A/W=0,2$) DO ESPÉCIME SE(T) A_CP04	150
FIGURA 69 - ASPECTO DA SUPERFÍCIE DE FRATURA DO ESPÉCIME SE(T) A_CP04 DENOMINADO TRINCA RASA, APÓS O ENSAIO DE INTEGRAL J COM PARÂMETROS GEOMÉTRICOS $A/W=0,2$	150
FIGURA 70 - CURVA DA CARGA VERSUS DESLOCAMENTO CMOD DO AÇO API 5LX70, DENOMINADO TRINCA PROFUNDA ($A/W=0,5$) DO ESPÉCIME SE(T) B_CP01	151
FIGURA 71 - ASPECTO DA SUPERFÍCIE DE FRATURA DO ESPÉCIME SE(T) B_CP01 DENOMINADO TRINCA PROFUNDA, APÓS O ENSAIO DE INTEGRAL J COM PARÂMETROS GEOMÉTRICOS $A/W=0,5$	151
FIGURA 72 - CURVA DA CARGA VERSUS DESLOCAMENTO CMOD DO AÇO API 5LX70, DENOMINADO TRINCA PROFUNDA ($A/W=0,5$) DO ESPÉCIME SE(T) B_CP03	152
FIGURA 73 - ASPECTO DA SUPERFÍCIE DE FRATURA DO ESPÉCIME SE(T) B_CP03 DENOMINADO TRINCA PROFUNDA, APÓS O ENSAIO DE INTEGRAL J COM PARÂMETROS GEOMÉTRICOS $A/W=0,5$	152
FIGURA 74 - CURVA DA CARGA VERSUS DESLOCAMENTO CMOD DO AÇO API 5LX70, DENOMINADO TRINCA RASA ($A/W=0,2$) DO ESPÉCIME SE(T) C_CP02	153
FIGURA 75 - ASPECTO DA SUPERFÍCIE DE FRATURA DO ESPÉCIME SE(T) C_CP02 DENOMINADO TRINCA RASA, APÓS O ENSAIO DE INTEGRAL J COM PARÂMETROS GEOMÉTRICOS $A/W=0,2$	153
FIGURA 76 - CURVA DA CARGA VERSUS DESLOCAMENTO CMOD DO AÇO API 5LX70, DENOMINADO TRINCA RASA ($A/W=0,2$) DO ESPÉCIME SE(T) C_CP03	154
FIGURA 77 - ASPECTO DA SUPERFÍCIE DE FRATURA DO ESPÉCIME SE(T) C_CP03 DENOMINADO TRINCA RASA, APÓS O ENSAIO DE INTEGRAL J COM PARÂMETROS GEOMÉTRICOS $A/W=0,2$	154
FIGURA 78 - CURVA DA CARGA VERSUS DESLOCAMENTO CMOD DO AÇO API 5LX70, DENOMINADO TRINCA PROFUNDA ($A/W=0,5$) DO ESPÉCIME SE(T) F_CP02	155
FIGURA 79 - ASPECTO DA SUPERFÍCIE DE FRATURA DO ESPÉCIME SE(T) F_CP02 DENOMINADO TRINCA PROFUNDA, APÓS O ENSAIO DE INTEGRAL J COM PARÂMETROS GEOMÉTRICOS $A/W=0,5$	155
FIGURA 80 - CURVA DA CARGA VERSUS DESLOCAMENTO CMOD DO AÇO API 5LX70, DENOMINADO TRINCA PROFUNDA ($A/W=0,5$) DO ESPÉCIME SE(T) F_CP03	156
FIGURA 81 - ASPECTO DA SUPERFÍCIE DE FRATURA DO ESPÉCIME SE(T) F_CP03 DENOMINADO TRINCA PROFUNDA, APÓS O ENSAIO DE INTEGRAL J COM PARÂMETROS GEOMÉTRICOS $A/W=0,5$	156
FIGURA 82 - CURVA DA CARGA VERSUS DESLOCAMENTO CMOD DO AÇO API 5LX70, DENOMINADO TRINCA PROFUNDA ($A/W=0,5$) DO ESPÉCIME SE(T) F_CP04	157
FIGURA 83 - ASPECTO DA SUPERFÍCIE DE FRATURA DO ESPÉCIME SE(T) F_CP04 DENOMINADO TRINCA PROFUNDA, APÓS O ENSAIO DE INTEGRAL J COM PARÂMETROS GEOMÉTRICOS $A/W=0,5$	157
FIGURA 84 - CURVA DA CARGA VERSUS DESLOCAMENTO CMOD DO AÇO API 5LX70, DENOMINADO TRINCA RASA ($A/W=0,2$) DO ESPÉCIME SE(T) D_CP01	158
FIGURA 85 - ASPECTO DA SUPERFÍCIE DE FRATURA DO ESPÉCIME SE(T) D_CP01 DENOMINADO TRINCA RASA, APÓS O ENSAIO DE INTEGRAL J COM PARÂMETROS GEOMÉTRICOS $A/W=0,2$	158
FIGURA 86 - CURVA DA CARGA VERSUS DESLOCAMENTO CMOD DO AÇO API 5LX70, DENOMINADO TRINCA RASA ($A/W=0,2$) DO ESPÉCIME SE(T) D_CP02	159
FIGURA 87 - ASPECTO DA SUPERFÍCIE DE FRATURA DO ESPÉCIME SE(T) D_CP02 DENOMINADO TRINCA RASA, APÓS O ENSAIO DE INTEGRAL J COM PARÂMETROS GEOMÉTRICOS $A/W=0,2$	159
FIGURA 88 - CURVA DA CARGA VERSUS DESLOCAMENTO CMOD DO AÇO API 5LX70, DENOMINADO TRINCA RASA ($A/W=0,2$) DO ESPÉCIME SE(T) D_CP04 SEM O ENTALHE LATERAL	160
FIGURA 89 - ASPECTO DA SUPERFÍCIE DE FRATURA DO ESPÉCIME SE(T) D_CP04 DENOMINADO TRINCA RASA, APÓS O ENSAIO DE INTEGRAL J COM PARÂMETROS GEOMÉTRICOS $A/W=0,2$ SEM O ENTALHE LATERAL	160
FIGURA 90 - CURVA DA CARGA VERSUS DESLOCAMENTO CMOD DO AÇO API 5LX70, DENOMINADO TRINCA PROFUNDA ($A/W=0,5$) DO ESPÉCIME SE(T) E_CP01 SEM O ENTALHE LATERAL	161

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 91 – ASPECTO DA SUPERFÍCIE DE FRATURA DO ESPÉCIME SE(T) E_CP01 DENOMINADO TRINCA PROFUNDA, APÓS O ENSAIO DE INTEGRAL J COM PARÂMETROS GEOMÉTRICOS $A/W=0,5$ SEM O ENTALHE LATERAL	161
FIGURA 92 - CURVA DA CARGA VERSUS DESLOCAMENTO CMOD DO AÇO API 5LX70, DENOMINADO TRINCA PROFUNDA ($A/W=0,5$) DO ESPÉCIME SE(T) E_CP02	162
FIGURA 93 – ASPECTO DA SUPERFÍCIE DE FRATURA DO ESPÉCIME SE(T) E_CP02 DENOMINADO TRINCA PROFUNDA, APÓS O ENSAIO DE INTEGRAL J COM PARÂMETROS GEOMÉTRICOS $A/W=0,5$	162
FIGURA 94 - CURVA DA CARGA VERSUS DESLOCAMENTO CMOD DO AÇO API 5LX70, DENOMINADO TRINCA PROFUNDA ($A/W=0,5$) DO ESPÉCIME SE(T) E_CP03	163
FIGURA 95 – ASPECTO DA SUPERFÍCIE DE FRATURA DO ESPÉCIME SE(T) E_CP03 DENOMINADO TRINCA PROFUNDA, APÓS O ENSAIO DE INTEGRAL J COM PARÂMETROS GEOMÉTRICOS $A/W=0,5$	163
FIGURA 96 - CURVA DA CARGA VERSUS DESLOCAMENTO CMOD DO AÇO API 5LX70, DENOMINADO TRINCA PROFUNDA ($A/W=0,5$) DO ESPÉCIME SE(T) E_CP04	164
FIGURA 97 – ASPECTO DA SUPERFÍCIE DE FRATURA DO ESPÉCIME SE(T) E_CP04 DENOMINADO TRINCA PROFUNDA, APÓS O ENSAIO DE INTEGRAL J COM PARÂMETROS GEOMÉTRICOS $A/W=0,5$	164
FIGURA 98 - CURVAS J-R DO AÇO API 5L X70 EM ESPÉCIMES SE(T) A_CP02 E A_CP03, PARA RAZÃO DE $A/W=0,2$	165
FIGURA 99 - CURVAS J-R DO AÇO API 5L X70 EM ESPÉCIMES SE(T) B_CP01 E B_CP03, PARA RAZÃO DE $A/W=0,5$	166
FIGURA 100 - CURVAS J-R DO AÇO API 5L X70 EM ESPÉCIMES SE(T) A_CP02 E A_CP03, RAZÃO DE $A/W=0,2$ E ESPÉCIMES SE(T) B_CP01 E B_CP03 RAZÃO DE $A/W=0,5$	167
FIGURA 101 - CURVAS J-R DO AÇO API 5L X70 EM ESPÉCIMES SE(T) C_CP02 E C_CP03, PARA RAZÃO DE $A/W=0,2$	168
FIGURA 102 - CURVAS J-R DO AÇO API 5L X70 EM ESPÉCIMES SE(T) F_CP02 E F_CP04, PARA RAZÃO DE $A/W=0,5$	169
FIGURA 103 - CURVAS J-R DO AÇO API 5L X70 EM ESPÉCIMES SE(T) C_CP02 E C_CP03, RAZÃO DE $A/W=0,2$ E ESPÉCIMES SE(T) F_CP02 E F_CP04, RAZÃO DE $A/W=0,5$	170
FIGURA 104 - CURVAS J-R DO AÇO API 5L X70 EM ESPÉCIMES SE(T) D_CP01, PARA RAZÃO DE $A/W=0,2$	171
FIGURA 105 - CURVAS J-R DO AÇO API 5L X70 EM ESPÉCIMES SE(T) E_CP03, PARA RAZÃO DE $A/W=0,5$	172
FIGURA 106 - CURVAS J-R DO AÇO API 5L X70 EM ESPÉCIMES SE(T) D_CP01, PARA RAZÃO DE $A/W=0,2$ E ESPÉCIMES SE(T) E_CP03, PARA RAZÃO DE $A/W=0,5$	172

LISTA DE TABELAS

TABELA 1 – EVOLUÇÃO DA PRODUÇÃO DE BPD ENTRE OS ANOS DE 54 E 59 E ÍNDICES DE CRESCIMENTO	34
TABELA 2 – PRODUÇÃO DE PETRÓLEO E GÁS NO BRASIL EM MAIO DE 2008	42
TABELA 3 – PRODUÇÃO DE PETRÓLEO E GÁS NO EXTERIOR EM MAIO DE 2008	43
TABELA 4 – TOTAL DA PRODUÇÃO DE PETRÓLEO E GÁS NO BRASIL E NO EXTERIOR EM MAIO DE 2008	43
TABELA 5 – CLASSIFICAÇÃO PARA OS AÇOS API-5L, COM % EM PESO	49
TABELA 6 – CARACTERÍSTICAS DOS AÇOS API 5L COM NÍVEL DE ESPECIFICAÇÃO PSL1	50
TABELA 7 – CARACTERÍSTICAS DOS AÇOS API 5L COM NÍVEL DE ESPECIFICAÇÃO PSL2	51
TABELA 8 – COMPOSIÇÃO QUÍMICA DE AÇOS X70/X80 AVALIADOS QUANTO À SOLDAGEM MECANIZADA	56
TABELA 9 – COMPOSIÇÃO QUÍMICA EM PORCENTAGEM DE PESO DE ELEMENTOS DE LIGA OBTIDO PARA O AÇO API 5L X70, SEGUNDO A API.	111
FONTE: API (2007)	111
TABELA 10 – DIMENSÕES DO CORPOS-DE-PROVA SE(T)	117
TABELA 11 – RELAÇÕES GEOMÉTRICAS DOS CORPOS-DE-PROVA SE(T)	117
TABELA 12 – RELAÇÕES GEOMÉTRICAS DOS CORPOS-DE-PROVA SE(T)	125
TABELA 13 – RELAÇÕES GEOMÉTRICAS DOS CORPOS-DE-PROVA SE(T)	126
TABELA 14 – DENOMINAÇÃO DOS CORPOS-DE-PROVA ENSAIADOS	141
TABELA 15 – COMPOSIÇÃO QUÍMICA EM PORCENTAGEM DE PESO DOS PRINCIPAIS ELEMENTOS DE LIGA OBTIDA POR ANÁLISE QUÍMICA DO AÇO API 5L X70	143
TABELA 16 – PROPRIEDADES MECÂNICAS DE ENSAIO DE TRAÇÃO DO AÇO API-5L X70	144
TABELA 17 – DIFERENÇA ENTRE A TRINCA MEDIDA E A CORRIGIDA EM ESPÉCIMES SE(T) A_CP02 E A_CP03, PARA RAZÃO DE $a/W=0,2$	166
TABELA 18 – DIFERENÇA ENTRE A TRINCA MEDIDA E A CORRIGIDA EM ESPÉCIMES SE(T) B_CP01 E B_CP03, PARA RAZÃO DE $a/W=0,5$	166
TABELA 19 – DIFERENÇA ENTRE A TRINCA MEDIDA E A CORRIGIDA EM ESPÉCIMES SE(T) C_CP02 E C_CP03, PARA RAZÃO DE $a/W=0,2$	168
TABELA 20 – DIFERENÇA ENTRE A TRINCA MEDIDA E A CORRIGIDA EM ESPÉCIMES SE(T) F_CP02 E F_CP04, PARA RAZÃO DE $a/W=0,5$	169
TABELA 21 – DIFERENÇA ENTRE A TRINCA MEDIDA E A CORRIGIDA EM ESPÉCIMES SE(T) D_CP01, PARA RAZÃO DE $a/W=0,2$	171
TABELA 22 – DIFERENÇA ENTRE A TRINCA MEDIDA E A CORRIGIDA EM ESPÉCIMES SE(T) E_CP03, PARA RAZÃO DE $a/W=0,5$	172

LISTA DE SIGLAS

Al – Alumínio;
ANP – Agência Nacional de Petróleo;
API – American Petroleum Institute;
API-5L – Família representativa de aços para confecção de tubos;
ARBL – Aços de alta resistência e baixa liga;
ASTM – American Society for Testing and Materials;
boe – Bilhões de Óleo Equivalentes;
BPD – Barris de Petróleo Dia;
°C – Temperatura em graus Celsius;
C – Carbono;
C(T) – Compact Specimen;
CCT – Diagrama de transformação sob resfriamento contínuo;
CDPs – Corpos-de-prova;
CMOD – Crack Mouth Opening Displacement;
CNP – Conselho Nacional do Petróleo;
Cr – Cromo;
CRENO – Comissão da Rede Nacional de Oleodutos;
CSN – Companhia Siderúrgica Nacional;
CTOD – Crack Tip Opening Displacement;
Curvas R – Curvas de resistência de materiais dúcteis;
Cu – Cobre;
DWTT – Teste de queda livre de peso;
EESC – Escola de Engenharia de São Carlos;
EFSJ – Estrada de Ferro Santos-Jundiaí;
EUA – Estados Unidos da América;

LISTA DE SIGLAS

EXCEL – Software da Microsoft para cálculos das curvas J-R;
Fe – Ferro;
GASEB – Gasoduto interestadual entre Sergipe e Bahia;
GLP – Gás liquefeito de petróleo;
HDD – Perfuração horizontal direcional;
HRR – Campo de tensões e deformações na ponta da trinca de Hutchinson, Rice e Rosengreen;
HTP – (High Temperature Processing);
ISO – International Standardization for Organization;
LCC – Laminação Controlada Convencional;
LE – Limite de escoamento;
LEDGES – Ressaltos, formados a partir do escorregamento de discordâncias;
LLD – Load line Displacement;
LR – Limite de resistência;
LVDT – Linear Variable Differential Transformer;
MA – Martensita-austenita;
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;
NAMEF – Núcleo de Análise de Materiais em Elementos Finitos;
Nb – Nióbio;
NbCr – Aço cromo nióbio;
NEMAF – Núcleo de Ensaio de Materiais e Análise de Falhas;
NLC – Normalização Linear da Carga;
Ni – Níquel;
OPASA – Oleodutos São Sebastião/Guararema/ Paulínia, Paulínia/Barueri;
OPASC – Madre de Deus/Jequié/Itabuna;
ORBEL – Oleoduto Rio/Belo Horizonte;
ORSUB – Oleoduto Madre de Deus/Jequié/Itabuna;
OSBRA – Oleoduto Paulínia/Goiânia/Brasília;
OSPLAN – São Sebastião/Paulínia;

LISTA DE SIGLAS

P – Fósforo;

Pb – Chumbo;

PIGs – Aparelhos/sensores utilizados na limpeza e detecção de imperfeições ou amassamentos na tubulação;

POLI – Universidade de São Paulo

PSL1 e PSL2 – Classificação por níveis da especificação API-5L;

QPE – Queda de Potencial Elétrico;

REDUC – Refinaria Duque de Caxias;

RA – Resfriamento Acelerado;

RFFSA – Rede Ferroviária Federal S.A;

RIOGAS – Companhia de Gás do Rio de Janeiro;

RPBa – Região de Produção da Bahia;

RPBC – Refinaria Presidente Bernardes;

S – Enxofre;

SE(B) – Bend Specimen;

SE(T) – Single Ed Notch Specimen;

Si – Silício;

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

TEBAR – Terminal Marítimo Almirante Barroso;

TEBIG – Guararema/São José dos Campos;

TEDUT – Terminal Marítimo Almirante Soares Dutra;

TEMADRE – Terminal Marítimo Almirante Alves Câmara;

TORGUÁ – Terminal da Guanabara;

Ti – Titânio;

TMCP – Thermo-Mechanical Controlled Processing;

TNR – Temperatura de não recristalização;

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

V – Vanádio;

VFE – Variação da Flexibilidade Elástica;

ZAT – Zona termicamente afetada;

LISTA DE SÍMBOLOS

- a – Comprimento da trinca;
- a_f - Tamanho final de trinca;
- a_i - Tamanho inicial de trinca;
- A - Área total sob o diagrama P - δ , constituída das parcelas elástica e plástica;
- $A_{pl(i)}$ - Área abaixo da linha de carga por deslocamento plástico da curva para o incremento i ;
- Δa – Incrementos de trinca;
- ΔP – Delta de carga dos descarregamentos para cálculos dos compliances;
- ΔV^{CMOD} – Delta de deslocamento por CMOD dos descarregamentos para cálculos dos compliances;
- 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;
- CTOD - Parâmetro de abertura da ponta da trinca, Tenacidade a Fratura Elasto-Plástica, Arredondamento da frente da trinca;
- C - Flexibilidade elástica - Relação linear entre a carga versus deslocamento normalizados;
- C_{ci} - Flexibilidade elástica corrigida fornecendo o comprimento de trinca atualizado a_i ;
- 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;

LISTA DE SÍMBOLOS

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;
 V_0 – Tensão de Referência;
 V_i – Tensão instantânea;
 V_{pli} - Parte plástica do deslocamento na linha de carga;
 W – Largura do Espécime;
 x,y - Coordenadas retangulares;

LISTA DE SÍMBOLOS

Y_0 - Referência inicial do deslocamento da linha de carga ($V_{plLLD}=0$);

α - Parâmetro de ajuste;

β - Coeficiente;

γ - fator de plasticidade, que é função do fator de plasticidade η ;

δ - Deslocamento aplicado;

δ_{ij} - Delta de Kronecker;

ε - Deformação plástica;

ε_0 - Deformação elástica de referência;

ε_{ref} - Deformação real de referência;

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

θ_t - Ângulo total de flexão;

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;

$\vec{u}_i$ - Componentes do vetor deslocamento;

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

θ - Ângulo de rotação;

π - Pi;

W - Largura do Espécime;

α - Parâmetro de ajuste;

δ - Deslocamento aplicado;

u - deslocamento;

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

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

$\bar{n}$ - Expoente de encruamento;

LISTA DE SÍMBOLOS

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;

Δ_{PN} - Gradiente de carga normalizada;

SUMÁRIO

RESUMO.....	8
ABSTRACT	10
1 INTRODUÇÃO	26
2 REVISÃO DA LITERATURA.....	30
2.1 HISTÓRIA DOS DUTOS NO BRASIL	31
2.1.1 Síntese histórica do transporte dutoviário	31
2.1.2 Anos 40: Início da história dos dutos no Brasil	32
2.1.3 Anos 50: Os oleodutos do recôncavo baiano e da rede nacional de oleodutos.....	33
2.1.4 Anos 60: Os primeiros dutos de grande extensão	35
2.1.5 Anos 70: Uma década de grandes obras na área de transporte	36
2.1.6 Anos 80: A década dos gasodutos.....	37
2.1.7 Anos 90: A década dos grandes polidutos e do gasoduto Brasil/Bolívia.....	38
2.2 TRANSPORTE DUTOVIÁRIO	39
2.2.1 Definição.....	39
2.2.2 Tipos de dutovias	39
2.3 CRESCIMENTO DA PRODUÇÃO BRASILEIRA DE GÁS NATURAL.....	41
2.3.1 Mapa do gasbol (Gasoduto Brasil Bolívia).....	43
2.3.2 Mapa de gasodutos em operação	44
2.3.3 Mapa de gasodutos em construção.....	46
2.3.4 Mapa de gasodutos projetados	47
2.3.5 Gasodutos em estudos.....	48
2.4 MATERIAIS PARA CONFECÇÃO DOS DUTOS	48
2.4.1 Aços de alta resistência para dutos de transporte de gás e petróleo.....	52
2.4.2 Aços X70 e X80 modernos	53
2.4.3 Composição química e processamento	54
2.4.4 Propriedades mecânicas e soldabilidade.....	55
2.4.5 Manipulação da microestrutura de aços para tubos de grandes diâmetros	56
2.4.5.1 Controle da microestrutura	58
2.4.5.2 Microestruturas típicas.....	60
2.4.6 Integridade estrutural dos dutos de condução de gás e petróleo	62
2.4.6.1 Defeitos típicos encontrados em dutos	62
2.4.6.2 Análise da mecânica da fratura para defeitos tipo trinca.....	63
2.5. CONCEITOS BÁSICOS DA MECÂNICA DA FRATURA	66
2.5.1 Fratura frágil e fratura dúctil.....	67
2.5.2 Mecânica da fratura elástica linear (MFEL)	68
2.5.3 Mecânica da fratura elasto-plástica (MFEP).....	70
2.5.4 Curvas de resistência ao rasgamento dúctil (curva J- Δa ou curva R)	73
2.6 INTEGRAL J	76
2.6.1 Definição analítica da integral J.....	76
2.6.2 J como uma integral de linha independente do caminho	77

SUMÁRIO

2.6.3 Integral J: Representação física	79
2.6.4 Operacionalização da integral J	80
2.7 INFLUÊNCIA GEOMÉTRICA NA TENACIDADE À FRATURA	82
2.8 MECÂNICA DA FRATURA MONOPARAMÉTRICA	84
2.9 DETERMINAÇÃO DA CURVA J-R	86
2.9.1 Espécimes C(T) de acordo c/ a norma ASTM E1820 - 2005	86
2.9.2 Validação dos dados de propagação de trincas	89
2.9.3 Espécimes não padronizados SE(T)	90
2.9.3.1 Análise da integral J	90
2.9.3.2 Integral J para o corpo-de-prova SE(T)	91
2.9.3.3 Medição do tamanho da trinca com extensômetro na boca da trinca, CMOD	97
2.9.3.4 Determinação de A_{pl} a partir da abertura da ponta da trinca, CMOD	98
2.9.3.5 Fatores de correção para a flexibilidade elástica	100
2.10 DIFERENTES MÉTODOS PARA LEVANTAMENTO DE CURVAS J-R	103
2.10.1 Considerações gerais	103
2.10.2 Múltiplos corpos-de-prova	104
2.10.3 Variação da flexibilidade elástica (VFE)	105
3 MATERIAIS E MÉTODOS	109
3.1 INTRODUÇÃO	109
3.2 MATERIAL	111
3.2.1 Disposição da extração dos corpos-de-prova	111
3.2.2 Amostras para caracterização microestrutural	112
3.3 PROPRIEDADES MECÂNICAS DO AÇO API-X70	113
3.3.1 Ensaio de tração	113
3.4 ENSAIOS DE TENACIDADE	114
3.4.1 Geometria e dimensões do corpo-de-prova SE(T)	115
3.4.2 Equipamentos de ensaio	118
3.4.3 Pré-trinca por fadiga	120
3.4.4 Entalhe lateral (side groove)	122
3.4.5 Metodologia de ensaio	122
3.5 ENSAIO PARA A OBTENÇÃO DE CURVAS J-R CONSIDERANDO A VARIAÇÃO DA FLEXIBILIDADE ELÁSTICA	123
3.5.1 Fluxograma do ensaio	124
3.6 MEDIDAS DE COMPRIMENTO DE TRINCA APÓS RUPTURA DO C.P.	137
3.7 PROCESSAMENTO DOS DADOS	139
4 RESULTADOS E DISCUSSÃO	140
4.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS	140
4.2 CLASSIFICAÇÃO DOS CORPOS-DE-PROVA	141
4.3 ANÁLISE QUÍMICA, MICROESTRUTURA E PROPRIEDADES MECÂNICAS DE TRAÇÃO.	141
4.3.1 Caracterização Microestrutural e Análise Química	142
4.3.2 Ensaio de Tração	143
4.4 CURVAS DE $P \times \Delta$ E ASPECTO GERAL DAS SUPERFÍCIES DE FRATURA	144
4.5 CURVAS J-R PARA O AÇO API 5L X70 UTILIZANDO ESPÉCIMES SE(T)	165
5 CONCLUSÕES	173
REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA	175
ANEXOS	181

1 INTRODUÇÃO

A produção de petróleo e derivados está crescendo constantemente e os cuidados com seu transporte devem ser intensificados. O emprego de novas tecnologias para inspeção de dutos é indispensável para a ampliação e modernização da malha dutoviária brasileira. A legislação ambiental cada vez mais rigorosa, o envelhecimento natural dos dutos e os riscos operacionais inerentes à atividade nos levam a buscar soluções inovadoras para sua inspeção e monitoramento. Isto 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. Acompanhar em tempo real o crescimento de um defeito em regiões críticas de um duto e monitorar expansões e contrações localizadas em reparos de dutos, ainda são desafios, como também a inspeção de trincas à distância. A exploração de petróleo em águas profundas também contribui com desafios na área de inspeção, principalmente devido complexidade geométrica dos dutos flexíveis e a espessura da parede dos dutos rígidos utilizados.

Deste modo o trabalho aqui desenvolvido apresenta uma panorâmica sobre os aços consumidos pela indústria de tubos petrolíferos, analisando as propriedades a tenacidade à fratura dos mesmos, utilizando a Mecânica da Fratura Elasto-Plástica. Isto se deve 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.

Figura 1 – Exemplos construção Dutovias; a) Oleoduto construído na encosta da serra do mar, tendo ao lado os trilhos da ferrovia para transporte de trabalhadores e materiais. b) Mineroduto de Ponta Ubu (ES) a Germano (MG)
Fonte: a) Enciclopédia ... (1973) e b) SICILIANO (2008)

A obtenção do valor de J_{IC} (tenacidade à fratura crítica, referente ao início da propagação da trinca), é de suma importância para o dimensionamento do duto e previsão 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 utilizando 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 $J-\Delta a$.

Para acompanhamento da propagação do defeito foi utilizada a variação da flexibilidade

elástica, ou seja, variação da rigidez do espécime com a propagação. Esta técnica possibilita a reprodução da curva J-R apenas com o ensaio de um único corpo-de-prova, minimizando o tempo despendido na análise da tenacidade à fratura.

A partir destas considerações, pode-se definir os principais objetivos deste trabalho de tese como:

(1) Fazer uma revisão bibliográfica do estado da arte sobre Conceitos Básicos da Mecânica da Fratura tendo em vista o desempenho e a aplicação desejados;

(2) Complementar os estudos recentes sobre o citado assunto, avaliando a Influência do tipo de corpo-de-prova na tenacidade à fratura do aço API 5L X70 utilizado na fabricação de dutos para transporte de gás e petróleo; a partir do desenvolvimento e aplicação de espécimes SE(T)

(3) Ensaiar três espécimes SE(T) distintas onde cada uma possui duas variações dimensionais: trinca rasa $a/W = 0,2$ e trinca profunda $a/W = 0,5$;

(4) Finalmente, propor considerações da influência entre as espécimes e desenvolver uma metodologia de ensaio padrão.

A organização da tese.

Dados os objetivos anteriormente citados propõe-se, além deste capítulo introdutório, o desenvolvimento de mais cinco capítulos com a seguinte estrutura:

Capítulo 2. Revisão da literatura – Neste capítulo, é mostrado um pequeno histórico a respeito dos dutos para transporte de gás e petróleo no Brasil, desde o início, às definições, evolução, materiais utilizados e defeitos críticos. Incluído também conceitos básicos da mecânica da fratura.

Capítulo 3. Materiais e Métodos – 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 às 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-X70.

Capítulo 4. Resultados e Discussão – Neste capítulo, são apresentados os resultados obtidos dos experimentos a partir da obtenção das curvas J-Rs, utilizando corpos-de-prova não padronizados tipo SE(T).

Capítulo 5 e 6. Conclusões e Sugestões para trabalhos futuros – São apresentadas conclusões quanto à finalização do trabalho desenvolvido e feitas algumas sugestões para trabalhos futuros.

2 REVISÃO DA LITERATURA

Apresentam-se a seguir, através de uma revisão analítica, um embasamento das metodologias e técnicas utilizadas para a obtenção dos parâmetros de tenacidade à fratura.

As principais metas são as de revisar o conhecimento existente na área e analisar como o assunto tem sido abordado até o presente momento. 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 às mudanças metodológicas para o atendimento da forma geométrica um tanto particular dos dutos, bem como o tipo de material empregado para a sua fabricação.

Assim, apresenta-se uma breve revisão dos principais conceitos mecânicos associados ao tratamento da fratura em sólidos com comportamento elasto-plástico. O enfoque é dado sob o ponto de vista mecânico sem aprofundar em fenômenos metalúrgicos. 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, denominadas de curvas J-R, com resultados não tão conservativos como o caso de se adotar geometrias de espécimes padronizados conforme as apresentadas em normas, tal como a norma ASTM E1820, 2005.

Assim, como poderá ser visto nos capítulos subseqüentes, diferentes metodologias

existentes podem ser aplicadas para obtenção de curvas de resistências J-R. Faz-se uma breve disposição dos procedimentos já amplamente utilizados na literatura e que correspondem aos ensaios realizados.

2.1 História dos dutos no Brasil

2.1.1 Síntese histórica do transporte dutoviário

O transporte dutoviário surgiu entre os povos antigos, inicialmente para o suprimento do abastecimento de água. Com o passar do tempo e a descoberta do petróleo, este modal passou a transportar também este mineral, de grande importância na economia mundial, na forma bruta entre os campos de extração e as estações processadoras. Apareceram então, os chamados oleodutos (FOGLIATTI; FILIPPO; GOUDARD, 2004).

No Brasil, o transporte dutoviário, teve seu início no ano de 1942, mais precisamente no estado da Bahia, forte na exploração de petróleo, ligando a Refinaria Experimental de Aratu ao Porto de Santa Luzia (FOGLIATTI; FILIPPO; GOUDARD, 2004). A história oficial dos oleodutos no Brasil teve seu início com a criação do Conselho Nacional do Petróleo - CNP, embora a idéia de ligar Santos à São Paulo através de dutos seja bastante antiga, pois vários projetos haviam sido propostos entre 1926 e 1933, entretanto não foram aprovados. Assim, em 23/01/46 foi criada a Comissão de Estudos sobre Oleodutos sob presidência do tenente-coronel Arthur Levy tendo por objeto analisar o anteprojeto dos Oleodutos entre Santos e São Paulo com possibilidade de seguir até Campinas (CENTRO DE TECNOLOGIA EM DUTOS - CTDUT, 2008).

Após a criação do CNP a atividade petrolífera no país teve o seu primeiro impulso, declarando de utilidade pública e regulando a importação, a exportação, o transporte e a

construção de oleodutos, a distribuição e a comercialização de petróleo e seus derivados no território nacional, bem como a indústria de refinação.

Com o crescimento do consumo de energia novas fontes de óleo e gás passaram a ser exploradas, freqüentemente em regiões remotas e com condições climáticas adversas. A necessidade de se transportar economicamente quantidades crescentes destes recursos tornou comum a utilização de dutos de grandes diâmetros e espessuras de paredes grossas, operando sob altas pressões. Isto levou a um aumento de demanda por aços estruturais de alta resistência e boa tenacidade a baixas temperaturas tais como os aços ARBL de classificação API (SILVA, 1986).

A seguir uma breve revisão da história dos dutos no Brasil dos anos 40 a 90 (CTDUT, 2008).

2.1.2 Anos 40: Início da história dos dutos no Brasil

OLEODUTO SANTOS - SÃO PAULO

O anteprojeto aprovado pelo CNP consistia de 2 linhas de 10", para claros e uma de 18" para O.C., podendo alcançar uma vazão de 60.000 BDP de claros e 30.000 BPD de escuros. A linha para Campinas foi postergada até alcançar um consumo mínimo de 6.000 BPD. A comissão foi extinta em dezembro de 1947.

A concessão para construção dos oleodutos foi dada à Estrada de Ferro Santos-Jundiaí (EFSJ), através da Resolução CNP-nº 7 de 17/08/48, que já transportava cerca de 80% dos produtos de petróleo entre Santos e o Planalto, através de sua linha férrea. A execução do projeto de engenharia foi da firma Williams Brothers Co. e custou US\$ 50.000, sendo US\$ 40.000 pelo projeto e US\$ 10.000 pela compra e expedição do material.

O traçado deste oleoduto, embora considerado de pequena extensão, representou um grande desafio, pois além do trecho pantanoso entre Santos e Cubatão, enfrentou pela primeira vez a subida da Serra do Mar - um desnível de 750m em apenas 1,5 km. Esta obra tem sido usada como referência até os dias de hoje. Em 30/10/74 as instalações então pertencentes à RFFSA passaram para a PETROBRÁS.

2.1.3 Anos 50: Os oleodutos do recôncavo baiano e da rede nacional de oleodutos

A partir da criação da PETROBRÁS (lei 2004 de 02/10/53) o transporte por dutos foi intensificado com a construção dos oleodutos na Região de Produção da Bahia (RPBa), necessários ao escoamento dos novos campos de petróleo descobertos, tanto para abastecer a Refinaria de Mataripe como para escoar o excedente da produção de óleo para o Terminal Marítimo Almirante Alves Câmara (TEMADRE).

Figura 2 - Oleoduto operado pela TRANSPETRO
Fonte: PETROBRÁS ... (2008)

A produção de óleo nos primeiros anos após a criação da PETROBRÁS experimentou índices espetaculares de crescimento, dificultando o dimensionamento dos oleodutos.

A evolução da produção entre os anos de 54 e 59, bem como os índices de crescimento foram os seguintes:

Tabela 1 – Evolução da produção de bpd entre os anos de 54 e 59 e índices de crescimento

ANO	PRODUÇÃO MÉDIA (BPD)	ÍNDICE DE CRESCIMENTO (%)
1954	2.720	---
1955	5.540	104
1956	11.120	100
1957	27.688	149
1958	51.843	87
1959	64.630	25

Fonte: CTDUT 2008

Ainda em 1954, o CNP (OS nº 1/54) criou a "Comissão da Rede Nacional de Oleodutos" - CRENO - com a finalidade, entre outras, de realizar estudos técnicos e econômicos para a organização da Rede Nacional de Oleodutos. A comissão iniciou logo estudos de viabilidade do oleoduto Paranaguá/Curitiba, tendo concluído pela conveniência da sua construção. Foram realizados também estudos para construção do oleoduto Rio/Juiz de Fora para uma capacidade de 15.000 BPD.

Os estudos da CRENO sugeriam a construção dos seguintes oleodutos:

OL-1: Oleoduto Santos/São Paulo (construído), com prolongamento até Campinas e ramais para Ribeirão Preto, Uberaba e Goiânia.

OL-2: Oleoduto Paranaguá/Curitiba, com prolongamento a Guarapuava, Foz do Iguaçu e Assunção.

OL-3: Rio de Janeiro/Juiz de Fora, com prolongamento até Belo Horizonte.

OL-4: Torres/Porto Alegre, com prolongamento a Santa Maria e Uruguaiana.

OL-5: Salvador-Mataripe com prolongamento a Feira de Santana, Juazeiro, Paraguaçu, Lençóis e Barreiras.

OL-6: Porto de Itaquí/Teresina

2.1.4 Anos 60: Os primeiros dutos de grande extensão

Logo no início desta década entrou em funcionamento o Terminal da Guanabara (TORGUÁ) construído para atender o suprimento de petróleo e escoamento dos derivados da Refinaria Duque de Caxias (REDUC). Entre o TORGUÁ e a REDUC foi construída uma tubulação para petróleo (26"), uma para produtos claros (14") e uma para óleo combustível (14").

Em 1966 começou a funcionar o primeiro duto de grande extensão no País, o Oleoduto Rio/Belo Horizonte (ORBEL), transferindo produtos refinados provenientes da Refinaria Duque de Caxias (REDUC) para Belo Horizonte, com diâmetro de 18" e 365 km de extensão. Com a entrada em operação da Refinaria Gabriel Passos, em 1968, o oleoduto passou a desempenhar a função para a qual foi construído, ou seja, atender o abastecimento daquela Refinaria com petróleo recebido através do TORGUÁ. O ORBEL foi um grande centro de treinamento em construção de oleodutos.

Em 1968 começaram a operar dois novos oleodutos: o primeiro ligando Terminal Marítimo Almirante Soares Dutra (TEDUT) à Refinaria Alberto Pasqualini, Rio Grande do Sul (16" e 98 km) e o segundo destinado ao abastecimento de petróleo da Refinaria Presidente

Bernardes (RPBC) através do Terminal Marítimo Almirante Barroso (TEBAR) no estado de São Paulo com 24" e 123 km. Com a operação do TEBAR e do oleoduto São Sebastião-Cubatão, a RPBC deixou de ser abastecida através do Porto de Santos.

2.1.5 Anos 70: Uma década de grandes obras na área de transporte

A década de 70 caracteriza-se pela execução de importantes obras na área de terminais e dutos, entre as quais se destacam: a ampliação do Terminal de São Sebastião (TEBAR) e a construção do oleoduto São Sebastião/Paulínia (OSPLAN), oleodutos São Sebastião/Guararema/ Paulínia, Paulínia/Barueri (OPASA) e Guararema/São José dos Campos além do Terminal da Ilha Grande (TEBIG) e o oleoduto Angra dos Reis/Caxias.

Como fato histórico, deve ser registrado o início da produção regular da plataforma continental, em 1973, nos campos de Guaricema e Caiobá, no litoral de Sergipe, através de um oleoduto submarino de 16" para o Terminal de Atalaia.

O nosso primeiro gasoduto interestadual entrou em operação em 1974 ligando os estados de Sergipe e Bahia. O GASEB, como foi denominado, tem seu ponto inicial na Estação de Compressores de Atalaia Velha, em Sergipe, e seu ponto final no Campo de Catu, conectando-se ao sistema de gasodutos do Recôncavo Baiano. A sua extensão é de 235 km, o diâmetro de 14" e capacidade inicial de transferência de 1.500.000 m³/dia. A sua execução ficou sob a responsabilidade da RPBa.

Entretanto, foi em 1977 que entrou em operação o maior terminal marítimo da PETROBRAS: o Terminal da Baía da Ilha Grande, com a sigla coincidentemente de TEBIG, situado em Angra dos Reis, no estado do Rio de Janeiro. Neste Terminal, capaz de receber navios de até 400.000 tpb, a ligação do píer com a área de tanques é através de 3 linhas com

42" e uma extensão de 4,6 km. O oleoduto Angra dos Reis/Refinaria Duque de Caxias tem 40" numa extensão de 125 km.

2.1.6 Anos 80: A década dos gasodutos

A década de 80 caracterizou-se pela construção de um grande número de gasodutos, ampliando o aproveitamento do gás natural produzido no Espírito Santo e principalmente na Bacia de Campos, no litoral do Rio de Janeiro.

No Espírito Santo, em 1981, foi concluído o gasoduto Lagoa Parda/Aracruz com 8" e 38 km de extensão, depois de intensas negociações sobre o preço do gás a ser fornecido àquela indústria. Em 1983 este gasoduto foi prolongado até a cidade de Vitória, numa distância de 55 km e em 1984 entrou em operação a ligação em 6" e com 72 km entre Fazenda Cedro e Lagoa Parda.

No Rio de Janeiro foram concluídos os seguintes gasodutos:

Praia do Furado/Cabiúnas (18" - 70 km) e Cabiúnas/REDUC (16" - 178 km), ambos em 1982. Em 1990 o trecho Casimiro de Abreu/REDUC foi ampliado com a construção de uma linha de 20", numa extensão de 120 km. O trecho entre Casimiro de Abreu e Cabiúnas foi completado em 1997.

A PETROBRAS construiu ainda diversos ramais para fornecimento à várias indústrias, entre elas a CSN, Valesul, Refinaria do Sal e Pirahy. Estas linhas foram posteriormente transferidas para a nova companhia de gás do Rio de Janeiro - RIOGAS.

2.1.7 Anos 90: A década dos grandes polidutos e do gasoduto Brasil/Bolívia

Nesta década foram construídos, e já se encontram em operação, modernos polidutos a partir das Refinarias da Bahia, do Paraná e de São Paulo, em direção aos grandes centros consumidores, tais como:

- Madre de Deus/Jequié/Itabuna (ORSUB) numa extensão de 325 km e diâmetros de 10" e 8".
- Araucária/Itajaí/Florianópolis (OPASC) com 263 km e diâmetros de 10" e 8".
- Paulínia/Goiânia/Brasília (OSBRA) com cerca de 955 km e diâmetros de 20" e 12".

Esses polidutos transferem os produtos claros produzidos naquelas três refinarias, inclusive GLP.

Uma importante linha, iniciando a transferência de produtos químicos (eteno) a grandes distâncias, foi construída entre a Bahia e Alagoas com 490 km de distância e 8" de diâmetro. Nesta linha pioneira foi introduzida também uma nova técnica, no Brasil, na construção de travessia do Rio São Francisco com 2 km de extensão: o emprego da perfuração horizontal direcional (HDD).

Em 1992, teve início a produção e o escoamento do Campo de Merluza, na Bacia de Santos até a RPBC (16" e 28 km) e daí até Capuava (12" e 35 km), integrando-se ao sistema de suprimento de gás para a Grande São Paulo.

No final de 1996, entrou em operação o gasoduto Rio/Juiz de Fora/Belo Horizonte, com 18", permitindo a chegada do gás natural produzido na Bacia de Campos, ao estado de Minas Gerais.

Final de 1998 construção de um gasoduto de grande importância: o gasoduto Brasil/Bolívia, cujo trecho Santa Cruz de La Sierra/São Paulo, com diâmetro de 32" e aproximadamente 2.000 km, prolongado até Porto Alegre (RS).

A produção de petróleo foi de 869.000 BPD e 27 milhões de metros cúbicos por dia de gás com 7.460 poços produtores(774 no mar e 6.443 em terra) e 243 no exterior (150 no mar e 93 em terra). Em dezembro de 1997, a produção superou a marca de 1.000.000 BPD de óleo.

2.2 Transporte dutoviário

2.2.1 Definição

O transporte dutoviário é o modo de transporte que utiliza um sistema de dutos (tubos ou cilindros previamente preparados para determinado tipo de transporte), formando uma linha chamada de dutovia ou via composta por dutos onde se movimentam produtos de um ponto a outro. O transporte de cargas neste modal, ocorre no interior de uma linha de tubos ou dutos e o movimento dos produtos se dá por pressão ou arraste destes por meio de um elemento transportador. Os elementos que constituem uma dutovia são: os terminais, com os equipamentos de propulsão do produto; os tubos e as juntas de união destes.

2.2.2 Tipos de dutovias

Assim como outros modos, o transporte dutoviário possui suas características particulares. Segundo Murta (2003), o transporte dutoviário pode ser classificado em:

— **SUBMARINO**

— **TERRESTRE**

No modo **submarino**, a maior parte da tubulação está submersa, e geralmente é utilizado para o transporte da produção de petróleo das plataformas marítimas para as

refinarias ou tanques de armazenagem situados em terra. Também são utilizadas para atravessar baías ou canais de acesso a portos.

Os **terrestres** operam em terra e se subdividem em:

— **subterrâneos**

— **aparentes**

— **aéreos**

Os **subterrâneos** são os dutos enterrados de forma a serem mais protegidos contra intempéries e acidentes provocados por outros veículos e máquinas agrícolas, e também contra a curiosidade e vandalismo. Os dutos enterrados estão mais seguros em caso de rupturas ou vazamentos do material transportado devido a grande camada de terra que os envolve.

Os dutos **aparentes** são visíveis no solo, o que normalmente acontece nas chegadas e saídas das estações de bombeio, nas estações de carregamento e descarregamento e nas estações de lançamento/recebimento de “PIGs” (aparelhos/sensores utilizados na limpeza e detecção de imperfeições ou amassamentos na tubulação). Dependendo do terreno, se muito acidentado ou rochoso, a instalação de dutos subterrâneos torna-se difícil e até mesmo inviável economicamente. Sendo assim, a linha é fixada em estruturas que servirão de sustentação e amarração para a tubulação.

Os **aéreos** são aqueles dutos visíveis no solo necessários para vencer grandes vales, cursos d’água, pântanos ou terrenos muito acidentados.

Segundo o produto transportado, as dutovias podem ser classificadas em:

- **Oleodutos**, onde os produtos transportados são petróleo, óleo combustível, gasolina, diesel, álcool, GLP, querosene, nafta, e outros.

- **Gasodutos**, onde o produto transportado é o gás natural. O Gasoduto Brasil- Bolívia, com 3.150 Km de extensão, é um dos maiores do mundo.

- **Minerodutos**, onde os produtos transportados são sal-gema, minério de ferro e concentrado fosfático.

- **Polidutos**, onde o produto a ser transportado é variável como vinhos e laranjas.

2.3 Crescimento da produção brasileira de gás natural

A produção média de petróleo e gás natural da Petrobras no País alcançou 2.165.430 barris de óleo equivalente por dia (boe) em maio, indicando um aumento de 7% em relação ao mesmo mês do ano passado e de 0,4% em relação à produção de abril de 2008.

Considerando apenas a produção de petróleo dos campos nacionais, o aumento foi de 5,2% em relação à maio de 2007 e de 0,7% sobre o mês anterior. O acréscimo de 12 mil barris/dia foi proporcionado pela entrada em produção de novos poços na Bacia de Campos, nas plataformas P-52 e P-54, ambas no campo de Roncador.

Com a entrada em operação de mais quatro plataformas, sendo três na Bacia de Campos e uma no Espírito Santo em 2008, a capacidade de produção da Companhia será acrescida de 500 mil barris por dia. Também no decorrer do ano as cinco plataformas que começaram a produzir em 2007 atingirão suas capacidades máximas.

A produção de gás natural dos campos nacionais atingiu 49,554 milhões de metros cúbicos/dia, indicando um aumento de 18,6% sobre os 41,797 milhões de metros cúbicos produzidos em maio de 2007.

Considerados os campos do Brasil e do exterior, a produção total de petróleo e gás natural da Companhia atingiu, em maio deste ano, a média diária de 2.367.192 barris de óleo equivalente. Esse resultado é 4,3% superior à produção registrada no mesmo mês de 2007 e manteve-se no mesmo nível da produção total da Petrobras em maio de 2008.

O volume de petróleo e gás natural proveniente dos oito países onde a Petrobras mantém ativos de produção, em barris de óleo equivalente, chegou a 201.762 barris/dia em maio, indicando uma redução de 9,9% em relação ao mês anterior.

Figura 3 - Sistemas dutoviários

Fonte: Fotosearch ... (2008)

Figura 4 - Sistemas dutoviários oleoduto no Alaska

Fonte: Fotosearch ... (2008)

As tabelas abaixo mostram a produção de petróleo e gás no Brasil e no exterior em maio de 2008, por estado e por país.

Tabela 2 – Produção de petróleo e gás no Brasil em maio de 2008

PRODUÇÃO DE PETRÓLEO E GÁS NATURAL DA PETROBRAS - BRASIL							
MAIO DE 2008 POR ESTADO							
PAÍS	PRODUÇÃO DE PETRÓLEO			PRODUÇÃO DE GÁS			ÓLEO/GÁS em barris
ESTADO	barris/dia			mil metros cúbicos/dia			equivalentes/dia (boe)
	TERRA	MAR	TOTAL	TERRA	MAR	TOTAL	TOTAL BOE/DIA
Rio de Janeiro	---	1.502.409	1.502.409	---	21.389	21.389	1.636.940
Espírito Santo	17.905	102.090	119.996	311	6.926	7.237	165.517
Amazonas	48.835	---	48.835	8.728	---	8.728	103.735
R.G.Norte	54.257	11.959	66.216	925	1.095	2.020	78.922
Bahia	45.382	204	45.586	3.129	2.073	5.202	78.306
Sergipe	38.909	10.868	49.777	253	1.507	1.760	60.849
Alagoas	7.651	311	7.962	1.807	367	2.174	21.636
Ceará	1.781	8.106	9.887	1	179	181	11.023
São Paulo	---	972	972	---	791	791	5.945
Paraná	---	1.320	1.320	---	29	29	1.502
Paraná (xisto)	782	---	782	43	---	43	1.056
Total Brasil	215.503	1.638.240	1.853.743	15.200	34.355	49.554	2.165.430

Fonte: GASNET (2008a)

Tabela 3 – Produção de petróleo e gás no exterior em maio de 2008

PRODUÇÃO DE PETRÓLEO E GÁS NATURAL DA PETROBRAS - EXTERIOR							
MAIO DE 2008 POR PAÍS							
PAÍS	PRODUÇÃO DE PETRÓLEO			PRODUÇÃO DE GÁS			ÓLEO/GÁS em barris
ESTADO	barris/dia			mil metros cúbicos/dia			equivalentes/dia (boe)
	TERRA	MAR	TOTAL	TERRA	MAR	TOTAL	TOTAL BOE/DIA
Argentina	46.304	---	46.304	6.121	---	6.121	82.334
Bolívia	8.572	---	8.572	7.960	---	7.960	55.424
Peru	14.060	---	14.060	368	---	368	16.226
Colômbia	15.274	---	15.274	28	---	28	15.437
Venezuela	12.755	---	12.755	199	---	199	13.927
Equador	10.458	---	10.458	---	---	---	10.458
Estados Unidos	---	2.079	2.079	---	528	528	5.187
Angola	---	2.768	2.768	---	---	---	2.768
Total exterior	107.424	4.847	112.271	14.676	528	15.205	201.762

Fonte: GASNET (2008a)

Tabela 4 – Total da produção de petróleo e gás no Brasil e no exterior em maio de 2008

PRODUÇÃO TOTAL DE PETRÓLEO E GÁS NATURAL DA PETROBRAS							
PETROBRÁS	PRODUÇÃO DE PETRÓLEO			PRODUÇÃO DE GÁS			ÓLEO/GÁS em barris
BRASIL	barris/dia			mil metros cúbicos/dia			equivalentes/dia (boe)
EXTERIOR	TERRA	MAR	TOTAL	TERRA	MAR	TOTAL	TOTAL BOE/DIA
Total Petrobras	322.927	1.643.087	1.966.014	29.876	34.883	64.759	2.367.192

Fonte: GASNET (2008a)

2.3.1 Mapa do gasbol (Gasoduto Brasil Bolívia)

Figura 5 – Mapa gasoduto Brasil Bolívia
Fonte: GASNET (2008b)

Mapa gasoduto Brasil Bolívia – Mato Grosso, São Paulo, Paraná, Santa Catarina, Rio Grande do Sul e São Miguel-Cuíaba. O início deste gasoduto é na estação de medição São Matias. No Brasil passa pelo município de Cáceres, atravessa outros até chegar à capital do Estado, Cuiabá, fornecendo gás natural à Usina Termelétrica Mário Covas

2.3.2 Mapa de gasodutos em operação

Figura 6 - Mapa de gasodutos em operação
Fonte: GASNET (2008b)

– GASODUTOS EM OPERAÇÃO

GASFOR- Gasoduto Guamaré-Pecém. Transporta Gás Natural de Guamaré até os municípios cearenses de: Icapuí, Horizonte, Maracanaú e futuramente, São Gonçalo do Amarante.

NORDESTÃO I - Gasoduto Guamaré-Cabo. Transporta Gás Natural processado em Guamaré/RN aos estados: Rio Grande do Norte, Paraíba e Pernambuco, com pontos de entrega em 11 municípios.

GASALP - Gasoduto Pilar-Cabo (Alagoas-Pernambuco). Em atividade desde 1999, transporta Gás Natural do município de Pilar (AL) até Cabo (PE).

GASEB - Gasoduto Atalaia-Catu. Transporta Gás Natural de Aracaju (SE) até os municípios de: Estância, Esplanada, Araças e Pojuca município de Pilar (AL) até Cabo (PE).

Gasoduto Lagoa Parda-Vitória. Em atividade desde 1984, transporta Gás Natural de Lagoa Parda até os municípios de Aracruz, Serra e Vitória.

Gasoduto Urucu-Coari. Aproximadamente US\$ 142 milhões foram investidos. Foi concluído em 1998.

Gasoduto Cabiúnas-REDUC. Em atividade desde 1982, transporta o Gás Natural da Bacia de Campos para abastecer o Estado do Rio de Janeiro. Começa em Cabiúnas no município de Macaé e segue até Duque de Caxias. *REDUC - Refinaria Duque de Caxias.

GASVOL - Gasoduto REDUC-ESVOL. Em atividade desde 1986, transporta Gás Natural de Duque de Caxias (RJ, ao gasoduto que interliga Volta Redonda (RJ) a São Paulo. *REDUC - Refinaria Duque de Caxias *ESVOL - Estação de Volta Redonda.

GASBEL BH- Gasoduto REDUC-REGAP. Em atividade desde 1996, transporta Gás Natural da Bacia de Campos que é processado na REDUC indo até o estado de Minas Gerais. Passa pelos municípios de Juíz de Fora e Betim.

GASPAL Volta Redonda (ESVOL)-Capuava (RECAP). Em atividade desde 1988, transporta Gás Natural Bacia de Campos a diversos municípios situados no trajeto Volta Redonda e Capuava. *ESVOL - Estação de Volta Redonda.

GASAN Capuava (RECAP)-Cubatão (RPBC). Em atividade desde 1988, transporta Gás Natural Bacia de Campos a diversos municípios situados no trajeto Volta Redonda e Capuava. *ESVOL - Estação de Volta Redonda.

Açu-Serra do Mel (GASFOR). Entrada em operação: Final de 2007. Suprimento para a UTE TermoAçu.

Pilar-Ipojuca (GASALP). Ampliação da Malha Nordeste entre Pernambuco e Bahia.

2.3.5 Gasodutos em estudos

GASPAL II e GASAN II. Ampliação do Sistema Guararema-RPBC

Gasoduto URUCU-Porto Velho. Projeto sendo conduzido pela TNG. MAOP:

100Kgf/cm²g

Gasoduto Meio-Norte. Projeto sendo conduzido pela TMN. MAOP: 100Kgf/cm²g

Gasoduto Venezuela-Brasil (GASVEN). Principais Trechos: Puerto Ordaz (Venezuela)

- Araguatins (Tocantins) Araguatins (Tocantins) - Pecém (Ceará) Araguatins (Tocantins) -
Ribeirão Preto (São Paulo) Ribeirão Preto (São Paulo) – REPLAN Ribeirão Preto (São Paulo)
- Ibitinga (São Paulo) - Santa Maria (RS) Santa Maria (RS) - Durazno (Uruguai) Durazno
(Uruguai) - Buenos Aires (Argentina)

Ampliação do trecho Sul do GASBOL. 15 milhões de m³/dia (A partir da REPLAN
incremento de 8 milhões de m³/dia)

2.4 Materiais para confecção dos dutos

A American Petroleum Institute (API) consiste no órgão que classifica os 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 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 5. 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 5 – Classificação para os aços API-5L, 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 máx.	Não especificado	Máximo para cada grau
Limite de Resistência máx.	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

Fonte: API (2007)

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 6 – Características dos aços API 5L com nível de especificação PSL1

Grau	C	Mn	P	S	Outros	LE [MPa]	LR [MPa]
	%máx	%máx	%máx	%máx		mín	máx
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

Fonte: API (2007)

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 6 e 7, sendo a primeira para os aços PSL1 e a segunda para PSL2.

Tabela 7 – Características dos aços API 5L com nível de especificação PSL2

Grau	C	Mn	P	S	Outros	LE [MPa]		LR [MPa]	
	%máx	%máx	%máx	%máx		mín	máx	mín	máx
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

Fonte: API (2007)

Existe ainda um percentual de alongamento mínimo para cada aço da classificação acima, que é uma função da geometria dos CDP's, 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 e 41J respectivamente para CDP's de orientação transversal e longitudinal a chapa. A exceção é o aço X80 em que a norma especifica níveis de energia de 68J para transversal e 101J para a longitudinal.

2.4.1 Aços de alta resistência para dutos de transporte de gás e petróleo

A primeira vez que se utilizou aços microligados para construção em 1950 de um duto entre Michigan a Wisconsin, nos Estados Unidos. O aço X52 foi produzido pela Great Lakes Steel (MORRISON, 2008) – a primeira empresa a produzir comercialmente um aço microligado ao nióbio. O teor de carbono, baixo para a época, era da ordem de 0,16%. Hoje, aços modernos de resistência elevada contêm usualmente um quarto desse teor. A figura 9 mostra cronologicamente a evolução dos desenvolvimentos de vários graus de aços. Atualmente, o grau de alta resistência mais produzido comercialmente é os X70 e, rapidamente, o grau X80 vem ganhando espaço nos novos projetos. O aumento de resistência permite diminuição da espessura e conseqüente diminuição da quantidade de aço e da quantidade de soldas. Os custos do aço representam aproximadamente metade do custo de um duto e, portanto, a redução de espessura representa uma economia considerável no projeto.

Em projetos recentes de gasodutos, nota-se uma preferência para utilização de diâmetros e pressões maiores que ajudam a transportar gás de forma mais eficiente. Um outro fator a ser observado recentemente é o aumento do projeto, 72% do limite de escoamento (L.E.) para 80% do (L.E.), o que diminui a quantidade de material a ser utilizada.

Um último aspecto introdutório é o projeto dimensionado para que o duto possa acomodar pequenas deformações plásticas (strain base design). Essas deformações seriam provenientes de possíveis movimentos sísmicos, de congelamento e degelo de superfícies e instalação por carretel em dutos submarinos. Ainda existem muitas lacunas a serem

preenchidas até que uma especificação definitiva sobre o assunto seja desenvolvida, muitos trabalhos estão sendo publicados (ISOPE...¹, 2008 *apud* SICILIANO, 2008).

Figura 9 – Períodos de desenvolvimento de diferentes graus de aços para dutos de transporte de gás e petróleo

Fonte: Gray² (2001) *apud* Siciliano (2008, p.209)

2.4.2 Aços X70 e X80 modernos

Desde a primeira aplicação, em 1985, no projeto da companhia MEGAL na Alemanha, o grau X80 tornou-se padrão na Transcanadá na década de 90 (GRAY, 2007). Nos EUA, a aplicação do grau X80 chegou mais tarde, quando a solda circunferencial mecanizada, considerada essencial para soldar graus de alta resistência, ganhou espaço maior no mercado. Em 2005, a Colorado Interstate Gás construiu nos EUA o maior duto X80 até então: Cheyenne Plains, um gasoduto de mais de 600 km entre os estados do Colorado e Kansas. Desde então, o grau X80 vem sendo cada vez mais especificado em projetos de dutos. Atualmente, devido aos altos preços de ferroligas como FeMo e FeV optou-se por uma

¹ ISOPE OFFSHORE AND POLAR ENGINEERING CONFERENCE, Strain BASE DESIGN SYMPOSIUM, 2008.

² GRAY, M. (2001). Niobium Bering Steel in Pipeline Projects. Proc. Niobium Science and Technology, Orlando, FL Dec. 2-5, 2001, TMS, pp889-906.

solução mais econômica para fabricação de graus X70 e X80. Os aços X70/X80 modernos contêm baixo carbono ($\sim 0,04\%$), teores mais elevados de nióbio ($0,08\sim 0,10\%$) e adições de cromo ($\sim 0,30\%$). Esses aços, conhecidos como NbCr ou também como a versão X80 do conceito HTP (High Temperature Processing) atinge grau X80 quando submetidos a resfriamento acelerado. Para isso, a microestrutura conhecida como “ferrita acicular” ou bainita de baixo carbono é produzida durante o resfriamento acelerado, que reúne combinação única de resistência e tenacidade, além de possuir excelente soldabilidade devido ao carbono baixo.

Esses aços de baixo teor de carbono ($0,03\sim 0,06\%$) se mostraram como melhor solução tecnológica ao menor custo. Por esses motivos, rapidamente ganharam espaço no mercado e hoje já são utilizados em vários projetos, dentre eles o Rockies Express (EUA, 2117km, 42 pol de diâmetro) e o segundo Gasoduto Oeste-Leste da China (7.700km, 48 pol de diâmetro).

2.4.3 Composição química e processamento

Com a sedimentação da tecnologia do aço NbCr, a opção pelo inovador ou pelo convencional deve ser feita pelo usuário final. Vários fatores devem ser levados em consideração como, por exemplo, o custo do aço, a soldabilidade e as propriedades mecânicas (os dois últimos serão discutidos adiante).

O conceito do aço NbCr consiste em teor de carbono baixo e conseqüente aumento na tenacidade (valores de Charpy geralmente são maiores de 250J a -20°C) e excelente soldabilidade. As temperaturas de reaquecimento recomendadas são as mesmas que os aços convencionais, uma vez que o carbono é mais baixo, sendo assim possível dissolver os precipitados ricos em nióbio. O aço é estabilizado ao titânio, que combina com o nitrogênio livre, altamente prejudicial à tenacidade.

Para compensar a perda de resistência devido ao abaixamento do teor de carbono, os teores de nióbio e cromo são mais elevados e causam intenso refino de grão (Nb), além de promover a formação de ferrita acicular (Nb e Cr). O aço passa por processamento termomecânico em temperaturas mais altas que o habitual e assim as cargas de laminação são mais baixas. Esse procedimento é necessário para que se obtenha boa tenacidade à fratura. Isso é possível devido ao teor de nióbio mais alto, que aumenta a TNR (temperatura de não recristalização). Dessa forma, esses aços são acabados em temperaturas da ordem de 860-820°C, enquanto o processamento convencional finaliza a laminação em 750-700°C, resultando em cargas mais altas. Nesse desenho de processamento, utiliza-se o resfriamento acelerado para formação da ferrita acicular.

2.4.4 Propriedades mecânicas e soldabilidade

Os aços NbCr grau X80 mostraram propriedades mecânicas excepcionais. A alta resistência, aliada à alta tenacidade, foi possível devido aos teores baixos de carbono utilizados.

Nota-se que as propriedades mecânicas são atendidas com folga. Uma menção especial deve ser feita ao teste de queda livre de peso (DWTT) que obteve 100% de cisalhamento em temperaturas de até -29°C, mostrando a eficiência desse desenho de composição química no quesito tenacidade a fratura.

A soldabilidade é um dos itens mais críticos na construção de um duto. Condições climáticas adversas podem dificultar razoavelmente o processo.

Na figura 10, plotou-se um gráfico mostrando a dureza na ZAT de três aços: dois X80 e um X70, como mostrado na tabela 8. Nota-se que o grau X70 possui composição convencional contendo alto C e microligado ao Nb-Ti. Vê-se também na figura 10, que o grau

X70 apresentou o pior resultado de dureza na ZAT, que ultrapassou 350HV. Isso mostra claramente o bom comportamento em soldagem dos aços do tipo NbCr.

Tabela 8 – Composição química de aços X70/X80 avaliados quanto à soldagem mecanizada

	C	Mn	Si	Nb	V	Ti	Cr	Mo	Cu	Ni	N (ppm)
Nb-V X70	0,104	1,71	0,33	0,041	0,092	0,007	0,04	-----	0,05	0,04	40
Nb-Cr X80	0,040	1,58	0,13	0,098	-----	0,011	0,24	-----	0,20	0,10	40
Nb-Mo X80	0,030	1,68	0,27	0,095	-----	0,019	0,03	0,30	0,30	0,12	40

Fonte: Siciliano (2008)

Figura 10 – Comparação da dureza na ZAT em soldas mecanizadas nos aços NbMo X80, NbCr X80 E NbV X70 STEEL

Fonte: Gray³ (2007) e Fazackerley; Manuel e Christensen⁴ (2006) *apud* Siciliano (2008, p.211)

2.4.5 Manipulação da microestrutura de aços para tubos de grandes diâmetros

A manipulação da microestrutura permite obter aços de ultra-alta resistência mecânica e excelente tenacidade. Os princípios da metalurgia física envolvida no controle da

³ GRAY, M. (2007). Development, specifications and application experience with 80 ksi (552 MPa) linepipe. Apresentado no Workshop Inovações para Desenvolvimento de Aços de Elevado Valor Agregado, Congresso Anual da ABM, Vitória, julho 2007.

⁴ FAZACKERLEY, W.J.; MANUEL, P.A.; CHRISTENSEN, L. (2006). First X80 HSL pipeline in the USA. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM MICROALLOYED STEELS FOR THE OIL & GAS INDUSTRY, 2006, Araxá.

microestrutura, com ênfase nos efeitos das variáveis de processamento por TMCP (Thermo-Mechanical Controlled Processing), consiste na laminação controlada convencional (LCC) seguida do resfriamento acelerado (RA) e que pode ser realizado tanto em linhas de tiras a quente quanto em chapas grossas. Na LCC, os últimos passes são conduzidos em uma determinada faixa de temperaturas em que é impossível a recristalização da austenita no intervalo de tempo entre passes. Portanto, ao final desse processo, a austenita encontra-se bastante deformada (encruada). O processo de RA consiste em promover o resfriamento do aço, com taxas moderadas à rápidas, ao longo da faixa de temperaturas de transformação, empregando-se sistemas especiais de aplicação de água ou misturas ar-água.

Historicamente, o maior estímulo ao progresso da tecnologia TMCP deve-se ao contínuo avanço das propriedades requeridas para a fabricação de oleodutos e gasodutos. Como já dito anteriormente os aços para essas aplicações são especificados pela normas API-5L, (API, 2007) sendo que o grau de alta resistência mais utilizado atualmente é o X70, de limite de escoamento mínimo de 485 MPa, com alguma participação do X80 (555 MPa), cujo emprego vem crescendo continuamente nos últimos anos. A tendência é que, em médio prazo, comecem a ser rotineiramente utilizados aços de ultra-alta resistência, dos graus X90 (625 MPa) e X100 (690 MPa), podendo chegar ao grau X120 (830 MPa). Além da elevada resistência mecânica, esses aços devem exibir alta tenacidade e boa soldabilidade, que requer a utilização de projetos de liga com os menores teores possíveis de carbono e de elementos de liga. O endurecimento desses aços, portanto, é obtido pela manipulação de sua microestrutura, através da redução do tamanho de grão efetivo e da alteração dos constituintes microestruturais, substituindo a tradicional mistura de ferrita e perlita por microestruturas mais complexas, predominantemente bainíticas.

2.4.5.1 Controle da microestrutura

Em essência, o processamento por TMCP deve cumprir os objetivos citados a seguir.

— Na LCC: maximizar a formação de sítios para a transformação de austenita.

— No RA: (i) maximizar a taxa de nucleação durante a transformação por meio da imposição de adequado grau de super-resfriamento da austenita; (ii) obter uma combinação ótima entre os constituintes microestruturais presentes.

A figura 11 mostra, de forma esquemática, os efeitos do tipo de laminação e da taxa de resfriamento sobre a transformação da austenita. Na laminação a quente convencional, a nucleação da ferrita ocorre sempre nos contornos de grão da austenita recristalizada. No caso da austenita deformada, obtida por LCC, tomam lugar três mecanismos que aumentam a taxa de nucleação durante a transformação e, conseqüentemente, promovem o refino da microestrutura final, (TANAKA, 1995). O primeiro mecanismo é o aumento da área dos contornos dos grãos austeníticos. O segundo é o aumento do potencial de nucleação nos contornos devido à introdução de ressaltos (LEDGES). Os ressaltos, formados a partir do escorregamento de discordâncias ao longo de determinados planos de escorregamento durante a deformação, exibem energia de ativação para nucleação bem inferior à de regiões planas do contorno. Por último, ocorre a formação de sítios adicionais de nucleação associados à subestrutura de deformação da austenita. Essas subestruturas, caracterizadas por uma elevada densidade de discordâncias emaranhadas, favorecem a nucleação devido ao seu campo de tensões. Os principais sítios desse tipo são as bandas de deformação e os contornos de maclas.

Quando a austenita deformada é submetida a resfriamento acelerado, a transformação passa também a ocorrer a partir de outros tipos de defeitos da rede, tais como discordâncias, contornos de subgrãos e interfaces matriz-inclusões, refinando ainda mais a microestrutura (figura 11). O principal objetivo da LCC é, portanto, a maximização da formação de sítios no

interior dos grãos, os quais são operacionalizados com o emprego do RA.

O aumento da taxa de resfriamento resulta em redução das temperaturas de transformação e em aumento da fração de constituintes formados em temperaturas mais baixas. Controlando-se a taxa de resfriamento e as temperaturas de início e de final de resfriamento, é possível selecionar os constituintes que serão formados e, conseqüentemente, obter as propriedades mecânicas desejadas. Até o grau X80, o RA é interrompido a uma determinada temperatura, na taxa de 400 a 500°C, visando evitar a formação de martensita. Para graus superiores, é necessário um resfriamento mais intenso e a interrupção é feita em temperaturas bem mais baixas.

Figura 11 – Efeitos da laminação e do resfriamento sobre os sítios de nucleação na transformação da austenita
Fonte: Siciliano (2008)

Uma ferramenta fundamental para o sucesso no estabelecimento das condições de processamento por TMCP é o diagrama de transformação sob resfriamento contínuo (diagrama CCT). Os diagramas, no entanto, devem ser levantados para a austenita encruada, o que requer o emprego de simuladores termomecânicos especiais, tais como o dilatômetro com deformação e a máquina Gleeble.

2.4.5.2 Microestruturas típicas

Em contraste com as microestruturas convencionais, do tipo ferrita-perlita equiaxiais, a microestrutura formada pela decomposição da austenita de aços TMCP normalmente assume morfologias não-equiaxiais, para as quais não existe terminologia consensual. Nos aços TMCP de baixo e ultra-baixo teor de carbono, esses constituintes são primariamente ferríticos. Sua faixa de temperaturas de formação é intermediária entre a ferrita-perlita equiaxiais e a martensita, ou seja, é a mesma que a da bainita nos aços médios de carbono. No entanto, para aços baixo carbono, as microestruturas formadas nessa faixa de temperatura diferem em variedade e forma em relação à bainita convencional. Para efeitos práticos, a bainita (superior e inferior), a ferrita acicular e a bainita granular são identificadas separadamente, em função das diferenças de morfologia e de propriedades. Contudo, se forem considerados o mecanismo de formação e as características cristalográficas, esses constituintes são classificados como diferentes tipos de bainita (BHADESHIA, 2001). Em macroestruturas bainíticas de aços submetidos ao resfriamento contínuo, uma porção da austenita permanece invariavelmente não transformada, podendo permanecer como austenita residual à temperatura ambiente ou então sofrer transformação parcial para martensita, dando origem ao constituinte MA (martensita-austenita). A morfologia desse constituinte varia de acordo com o tipo de bainita formada, refletindo a morfologia assumida pelos cristais de ferrita da bainita. O aumento da resistência mecânica, proporcionado pela presença dos constituintes aciculares, deve-se ao somatório das seguintes contribuições (YAKUBTSOV, 2000):

- (i) elevada densidade de discordâncias, associada à sua baixa temperatura de formação;
- (ii) reduzido tamanho de grão efetivo desse tipo de estrutura;

(iii) presença de MA.

Além desses fatores, a ferrita poligonal formada antes dos constituintes aciculares exibe uma densidade de discordâncias anormalmente elevada, cerca de uma a duas (1 – 2) ordens de grandeza acima da encontrada na ferrita de aços resfriados ao ar. Esse fato deve-se alteração de volume e à natureza cisalhante da reação bainítica, fatores que contribuem para a geração de discordâncias na ferrita.

A figura 12 indica os constituintes microestruturais predominantes em diferentes graus de aços API. Também se pode observar o projeto de liga e a forma de processamento mais usual em cada caso. Para aços até o grau X80, a melhor combinação entre resistência mecânica e tenacidade é obtida para uma matriz constituída por ferrita acicular, com ilhas de ferrita poligonal como segunda fase. Por sua vez, a obtenção de graus mais elevados requer a formação de quantidade significativa de bainita.

Figura 12 – Constituintes microestruturais predominantes em aços API
Fonte: Siciliano (2008)

Pode-se concluir, portanto, que a obtenção de uma microestrutura final que atenda ao conjunto de propriedades mecânicas requeridas em cada caso, passa pelo completo controle da microestrutura durante a deformação a quente e no resfriamento subsequente do aço. O

entendimento do efeito das variáveis de processamento e da relação microestrutura-propriedade é, dessa forma, a chave para o domínio da tecnologia de produção dos aços de alta e de ultra-alta resistência mecânica.

2.4.6 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 obtêm 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).

2.4.6.1 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).

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... (CIVALLERO, 1980; CIVALLERO; MIRABILE, 1980; MAXEY; EIBER, 1984; KNOTT; HARRISON, 1984).

2.4.6.2 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 subsequentes.

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 13 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; YAN; MAI, 2000). CDP's 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; PAVANKUMAR et al., 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 CDP's 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 14 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 13 - (a) Conceito de transferabilidade da estrutura para corpos-de-prova, (b) Efeito do tamanho relativo de trinca (A/W) sobre as curvas R

Fonte: Hippert (2004)

Figura 14 - Esquema seqüencial de falhas em dutos
Fonte: Hippert (2004)

2.5. Conceitos básicos da mecânica da fratura

Os desenvolvimentos ocorridos nos processos de fabricação de aços para dutos os tornaram mais resistentes a defeitos, fazendo com que os mesmos sustentem significativo crescimento estável de trincas acompanhado por deformação plástica antes da falha. Deste modo, torna-se necessário prever e controlar o crescimento estável de trinca, para que seja possível providenciar os devidos reparos em tempo hábil, a fim de evitar rompimentos ou possíveis vazamentos que seriam catastróficos sob o ponto de vista econômico e ecológico. (SILVA, 1986).

Até a primeira metade do século XX o estudo de fratura dos 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).

2.5.1 Fratura frágil e fratura dúctil

Há duas formas principais de fratura em materiais estruturais. A primeira delas é a fratura frágil, caracterizada pela súbita separação das faces do defeito e pelo aspecto granular. Este tipo de faturamento pode produzir falhas catastróficas em estruturas em operação porque a velocidade de propagação do defeito é muito elevada (muitas vezes ultrapassando uma fração da velocidade de propagação do som). A fratura frágil pode ser transgranular (clivagem), a qual é a mais comum em aços ferríticos e o crescimento do defeito ocorre devido à separação do material de acordo com os planos cristalográficos preferenciais. Outro tipo de fratura frágil (bastante menos comum em aplicações típicas de aços) é a fratura intergranular na qual o defeito cresce devido à separação do material nos contornos de grãos. A segunda forma de fratura é denominada de dúctil e é característica de aços de alta tenacidade. Este tipo de fratura apresenta grande deformação plástica na frente de trinca antes da propagação do defeito o qual, inicialmente, cresce de forma estável.

A temperatura de operação, características metalúrgicas e o estado tensional são os principais fatores que determinam o modo de fratura (dúctil ou frágil). A fratura frágil é característica de um elevado estado hidrostático de tensões na zona de processo de fratura⁵. Entretanto, a fratura dúctil é associada a um estado triaxial menor e elevadas deformações

⁵ ZONA DE PROCESSO DE FRATURA É A DENOMINAÇÃO DADA À REGIÃO NA FRENTE DA TRINCA QUE APRESENTA ELEVADO NÍVEL DE TENSÕES (TENSÕES E DEFORMAÇÕES NO CASO DE FRATURA DÚCTIL) AS QUAIS SÃO RESPONSÁVEIS PELO CRESCIMENTO (ESTÁVEL OU NÃO) DO DEFEITO (CRAVERO, 2007).

plásticas as quais produzem o crescimento de microcavidades e conseqüente coalescência das mesmas devido ao deslizamento e ruptura dos planos cristalográficos. As condições existentes em defeitos planares contidos em dutos e vasos de pressão (carregamentos trativos e trincas rasas) favorecem o crescimento dúctil do defeito antes da ruptura. Efetivamente, observações experimentais revelam que tais estruturas com trincas superficiais apresentam colapso geralmente precedido por um significativo crescimento estável do defeito. O processo de rasgamento dúctil assim como sua caracterização mecânica por intermédio de curvas de resistência (curvas R) será explicado com maior detalhamento na seção 2.5.4.

2.5.2 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 (1948), 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:

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{(2\pi)r}} \left[\cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \right] \quad (01)$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{(2\pi)r}} \left[\cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \right] \quad (02)$$

$$\sigma_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{(2\pi)r}} \left[\sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right] \quad (03)$$

Essas expressões descrevem, de forma única, 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 a 3 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 imersa 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 plastificada (IRWIN, 1948), Dugdale (*strip-yield* e *Barenblatt*), 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:

$$a, B, (W - a) \geq 2,5 \left(\frac{K_I}{\sigma_Y} \right)^2 \quad (04)$$

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 15 - Campo de tensões elásticas na ponta da trinca
Fonte: Anderson (1995)

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.

2.5.3 Mecânica da fratura elasto-plástica (MFEP)

O aumento da plasticidade na região da ponta da trinca com o aumento do carregamento da estrutura representa, em termos genéricos, a dissipação do trabalho das forças externas na

forma de energia de deformação plástica. Consequentemente, uma estrutura dúctil contendo um defeito suporta elevados níveis de carga, mesmo após a iniciação e propagação estável da fratura. Por isso, em muitos materiais é virtualmente impossível caracterizar o comportamento à fratura através da Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL).

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 os 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 se pode 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, portanto, adotar-se-á a Integral J para avaliação deste trabalho (ANDERSON, 1994).

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 16). 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); 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:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (05)$$

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 e Rosengreen (1968) definiram a singularidade que descreve o campo de tensões na frente da trinca, na forma de:

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left[\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right]^{n/(n+1)} \bar{\sigma}_{ij}(\theta, n) \quad (06)$$

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 e 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 – Crack Mouth Opening Displacement) caracterize univocamente o campo de tensões e as condições de fratura nas vizinhanças da trinca para sólidos contendo defeitos com diversas configurações geométricas.

Figura 16 - Condições para crescimento de trinca descrito pela integral J
Fonte: Anderson (1995)

2.5.4 Curvas de resistência ao rasgamento dúctil (curva J - Δa ou curva R)

Uma vez que uma trinca em sólido elasto-plástico pode propagar de forma estável, é importante uma metodologia ou procedimento para quantificar essa propagação. A metodologia empregada para descrever o crescimento estável de trincas é a curva de resistência ao rasgamento dúctil (curva J - Δa ou curva R). Esta curva representa, no eixo das abscissas, o crescimento de trinca (Δa) e, no eixo das ordenadas, o carregamento aplicado. Normalmente o eixo das ordenadas é representado em valores de integral J ou de CTOD (δ) (WELLS, 1961).

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 17 apresenta de forma esquemática uma curva de resistência ao rasgamento dúctil. Nesta figura é indicado o ponto de iniciação de crescimento (J_{Ic}); até este ponto, o incremento de trinca Δa é aparentemente devido ao arredondamento inicial da mesma. Entretanto, é praticamente impossível determinar exatamente o valor de J que inicia o crescimento do defeito (J_{Ic}) e, dependendo do procedimento, podem ser obtidos resultados muito diferentes. A citada curva 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.

Desta forma, foram estabelecidos critérios padronizados para determinar este valor (ANDERSON, 1995). Por exemplo, o critério empregado pela norma ASTM E1820-05, de alguma forma, é análogo ao critério de 0,2% de deformação plástica para determinar a tensão de escoamento em ensaios à tração.

Embora J_{Ic} forneça alguns dados sobre o comportamento à fratura do material, este valor isolado não caracteriza a fratura após o início do crescimento (fase de propagação da trinca). Portanto, a curva R toda fornece uma descrição mais geral do comportamento do material. Por exemplo, a inclinação da curva (após o início de crescimento) fornece uma idéia da estabilidade relativa do crescimento da trinca. Curvas R com inclinação maior indicam uma estabilidade maior (PARIS et al., 1979).

Algumas normas referentes à obtenção de curvas J-R foram desenvolvidas pela ASTM (American Society for Testing and Materials), sendo as normas ASTM-E1152, 1995 e ASTM-E1820-05, 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 17 - Esquema de curva de resistência indicando os diferentes estágios de crescimento do defeito

Fonte: Anderson (1995)

2.6 Integral J

2.6.1 Definição analítica da integral J

A integral J é definida com um parâmetro da MFEP que pode ser interpretada de duas maneiras. Como uma taxa de liberação de energia para materiais elásticos não-lineares ou uma escala que caracterize a intensidade dos campos de tensão e deformação a frente da trinca para materiais elasto-plásticos (ANDERSON, 1994).

Em Rice e Rosengreen (1968), o mesmo prova que a taxa de liberação de energia não-linear, J, poderia se expressa como a integral independente do caminho (definição original de J) para sólidos elásticos não lineares. Ainda não era possível, entretanto, aplicar a teoria da integral J a materiais reais, elasto-plásticos. Idealizando o comportamento elasto-plástico de metais por um comportamento elástico não-linear, conforme figura 18 (onde o caminho de deformação é constante no carregamento e no descarregamento), Rice e Rosengreen (1968) forneceram as bases para estender a mecânica da fratura muito além dos limites de validade da MFEL (ANDERSON, 1995).

Figura 18 – Comparação esquemática do comportamento tensão-deformação de materiais elasto-plásticos e elasto não-lineares

2.6.2 J como uma integral de linha independente do caminho

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 (1968a), dada pela equação 7 assumirá diferentes formas conforme a geometria do corpo-de-prova que se deseja ensaiar.

De acordo com Rice (1968a), 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.

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 completamente dentro do corpo-de-prova, esta terá um valor único para todos os contornos Γ , isto é, independente do caminho de integração, Rice (1968a), como mostrado na figura 19.

Hutchinson e Paris (1979), foram os primeiros a levarem em consideração a necessidade de se eliminar, a parcela de propagação de trinca computada no valor J para garantir a validade da Teoria da Plasticidade, que é obtida através do fator γ , que multiplica os incrementos de trinca, relacionada diretamente com o deslocamento da linha de carregamento, como pode ser visto na figura 20.

Figura 19 – Contorno arbitrário em torno da ponta da trinca
Fonte: Anderson (1995)

A integral j é definida como (ANDERSON, 1995):

$$J = \int_{\Gamma} \left(\rho \cdot dy - \vec{T}_i \cdot \frac{\partial \vec{u}_i}{\partial x} ds \right) \quad (07)$$

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

$$\rho(x, y) = \rho(\varepsilon_{ij}) = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} \times d\varepsilon_{ij} \quad (08)$$

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

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

$\vec{u}_i \rightarrow$ 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.

Figura 20 - Eliminação da parcela de propagação de trinca computada no valor J
 Fonte: Hutchinson e Paris (1979)

2.6.3 Integral J: Representação física

Quando se obtém um comportamento essencialmente elástico, segundo Rice (1968a), 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:

$$J = -\frac{dU}{da}; \delta \text{ ou } P \text{ constantes} \quad (09)$$

$U \rightarrow$ energia potencial elástica acumulada não-linear;

$a \rightarrow$ comprimento de trinca;

$\delta \rightarrow$ deslocamento aplicado;

$P \rightarrow$ carga aplicada;

Esta singularidade pode ser vista na figura 21 à seguir:

$$J = -\frac{dU}{da};$$

δ ou P constante

Figura 21 - Energia acumulada para a fratura por unidade de espessura, de acordo com a aplicação de carga e deslocamento, sendo estas constantes

Fonte: Anderson (1995)

2.6.4 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 e Paris (1973), e independentemente por Sumpter e Turner, (1979), que tomaram a definição básica da Integral J e a integraram (expressão 10) para o caso especial de uma barra trincada fletida sob três pontos, tal como ilustrado na figura 22.

$$J = \frac{2}{W-a} \cdot \int_0^{\theta_c} M' \cdot d\theta_c \quad (10)$$

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 22).

$$J = \frac{2 \cdot A}{B \cdot b_0} \quad (11)$$

Onde:

A → área total sob o diagrama $P-\delta$, constituída das parcelas elástica e plástica;

B → espessura do espécime;

b_0 → ligamento original do corpo-de-prova.

Na sequência, 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 22 – A energia referente a integral j, representada pela área abaixo da curva de carregamento versus deslocamento do extensômetro

Fonte: Rice et al., (1973)

2.7 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 (consequência 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 23.

Figura 23 – Influência da geometria à tenacidade a fratura
Fonte: 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 $CTOD$ obtidos experimentalmente (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 23 este corpo-de-prova é o que mais se assemelha a condição de trabalho do duto contendo um defeito longitudinal.

2.8 Mecânica da Fratura Monoparamétrica

A mecânica da fratura monoparamétrica ou clássica emprega um parâmetro único para descrever as condições de propagação instável da fratura. Sob condições de plasticidade restrita nas vizinhanças da trinca ou fissura (i.e., escoamento em pequena escala ou, como é usualmente conhecido na literatura, *small scale yielding* (SSY) conditions), estabelece uma correlação direta entre valores de tenacidade medidos experimentalmente (K_{Ic} , J_c) e o comportamento à fratura de um componente estrutural em serviço. O conceito fundamental que permite o emprego deste procedimento (mecânica da fratura correlativa) é a existência de

similaridade dos campos de tensões entre corpos-de-prova (i.e., com dimensões reduzidas) e o componente estrutural em serviço (WILLIAMS, 1957).

A figura 24 representa esquematicamente as condições de similaridade de tensões para validade da mecânica da fratura monoparamétrica. As condições à fratura devem ser iguais no componente estrutural (figura 24 (a)) e no corpo-de-prova (figura 24 (b)); a condição de similaridade implica que a zona plástica deve ser pequena. Para caracterizar as condições à fratura no caso monoparamétrico, podem ser empregados diversos parâmetros, sendo os mais conhecidos o parâmetro K_I e o parâmetro J . O parâmetro K_I é baseado em considerações elásticas lineares, o que limita muito a sua aplicação. O parâmetro J é baseado em considerações não-lineares elásticas e elasto-plásticas e tem um campo de aplicação maior. Uma vez que a utilização de J é de interesse central neste trabalho, a seção seguinte apresentará uma descrição detalhada deste parâmetro.

Figura 24 – a) Chapa tracionada representativa de um componente estrutural constituída de material plasticamente deformável contendo uma trinca; b) Corpo-de-prova convencional SE(B) em 3 pontos à flexão; c) Zona de dominância J na região da ponta da trinca indicando a validade da mecânica da fratura monoparamétrica

Fonte: Cravero (2007)

2.9 Determinação da curva J-R

2.9.1 Espécimes C(T) de acordo c/ a norma ASTM E1820 - 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 da extensão dúctil da trinca.

Os diagramas $P \times \delta$ 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 American Society for Testing and Materials – ASTM (2005):

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

$$J_{(total)i} = J_{(el)i} + J_{(pl)i} \quad (12)$$

Sendo que as componentes elástica e plástica são dadas pelas expressões 13 e 14 respectivamente:

$$J_{(el)i} = \frac{K_i^2 \times (1 - \nu^2)}{E} \quad (13)$$

Onde:

K → fator de intensidade de tensão;

v → coeficiente de Poisson;

E → módulo de elasticidade do material.

$$J_{(pl)i} = \left[J_{pl(i-1)} + \left(\frac{\eta_{(i-1)}}{b_{(i-1)}} \right) \frac{(P_i + P_{(i-1)}) \times (v_{pli} - v_{pl(i-1)})}{2} \right] \times \left[1 - \gamma_{(i-1)} \times \frac{a_i - a_{(i-1)}}{b_{(i-1)}} \right] \quad (14)$$

Os coeficientes da equação (14) são dados por:

$$\eta_{(i-1)} = 2 + \frac{0.522 \times b_{(i-1)}}{W} \quad (15)$$

$$\gamma_{(i-1)} = 1 + \frac{0.76 \times b_{(i-1)}}{W} \quad (16)$$

$$v_{pli} = v_i - (P_i \times Cc_i) \quad (17)$$

Onde:

Vpl_i → parte plástica do deslocamento na linha de carga;

Cc_i → 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:

$$K_{(i)} = \left(\frac{P_{(i)}}{B_N \times \sqrt{W}} \right) \times f\left(\frac{a_i}{W}\right) \quad (18)$$

e:

$$f\left(\frac{a_i}{W}\right) = \frac{\left[\left(2 + \left(\frac{a_i}{W} \right) \right) \times \left(0,886 + 4,64 \times \left(\frac{a_i}{W} \right) \right) - 13,32 \times \left(\frac{a_i}{W} \right)^2 + 14,72 \times \left(\frac{a_i}{W} \right)^3 - 5,6 \times \left(\frac{a_i}{W} \right)^4 \right]}{\left(1 - \frac{a_i}{W} \right)^{3/2}} \quad (19)$$

Os limites máximos para a validade dos valores de J e do crescimento de trinca Δa , de acordo com a norma ASTM (2005), são afixados em relação à espessura do corpo-de-prova e ao ligamento original, ou seja:

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

$$\Delta a_{\max} \leq 0,10 \times b_0 \quad (21)$$

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 (2005). Para tanto há algumas alterações, em relação ao CDP adotado, que possui geometria diferenciada, como poderá ser visto em materiais e métodos.

2.9.2 Validação dos dados de propagação de trincas

A norma ASTM (1995) para obtenção da curva J-R estabelece que seja requerido 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 25 ilustra estes requerimentos.

$$J_{\max} = \sigma_y \cdot B_N \cdot b_0 / 20 \quad (22)$$

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 25 – Validação dos dados da curva J x R pela norma
Fonte: ASTM (1995)

2.9.3 Espécimes não padronizados SE(T)

2.9.3.1 Análise da integral J

Como já mostrado no item 2.9.1, 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 . Uma nova formulação para os fatores K, η e γ , será apresentada a seguir, de acordo com a norma ASTM (2005), segundo Joyce; Hacekt e Roe (1993) e Cravero (2007). Sabe-se que em nosso caso apresentaremos as equações para a espécie SE(T).

2.9.3.2 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; Hacekt e Roe (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, Paris e Irwin (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 foram desenvolvidas para um intervalo de a/W , 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:

$$K_{(i)} = \sqrt{\pi a} \times \frac{P}{WB} \times f\left(\frac{a_i}{W}\right) \quad (23)$$

E a função $f\left(\frac{a}{W}\right)$ segundo Cravero (2007) é dada através de uma função polinomial:

$$f\left(\frac{a_i}{W}\right) = \left[\begin{aligned} &-0,0917 + 22,392 \times (a/W) - 141,96 \times (a/W)^2 + 449,72 \times (a/W)^3 \\ &- 645,59 \times (a/W)^4 + 363,52 \times (a/W)^5 \end{aligned} \right] \quad (24)$$

Essa equação é obtida por elementos finitos e difere com mais ou menos 2% se comparado com a experimental. Como pode ser visto na figura 26, a comparação entre os resultados obtidos pelo ABAQUS e pela teoria desenvolvida por Tada, Paris e Irwin (1985) apresenta a maioria dos resultados semelhantes para $0,12 \leq a/W \leq 0,80$. Assim, a equação 24 de $f(a/W)$ será utilizada para o cálculo do fator de intensidade de tensão para espécimes SE(T).

Figura 26 - Comparação entre os fatores de intensidade de tensão K para espécimes de geometria SE(T)

Fonte: Joyce; Hacekt e Roe (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, German e Shih (1981) e com estimativas adicionais de η apresentadas por, Sharobeam, Landes e Herrera (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 . 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; HACEKT; ROE, 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 27.

De acordo com Kumar, German e Shih (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 e considerando os deslocamentos na linha de carga tem-se:

$$\eta = \frac{\sigma_0 b^2}{P_0 W} \left(\frac{(n+1)}{n} \right) \frac{h_1}{h_3} \quad (25)$$

Onde:

P_0 → carga limite do corpo-de-prova;

σ_0 → tensão de ruptura do material;

n → expoente de encruamento;

a → comprimento da trinca;

W → largura do espécime;

b → ligamento remanescente; $b = (W - a)$ (25a)

h_1, h_3 → funções de a/W de acordo com a geometria do corpo-de-prova, dado por Kumar, German e Shih (1981).

Para o modo plano de deformação vem:

$$\frac{\sigma_0}{P_0} = \frac{1}{1,455 \beta b} \quad (26)$$

Adotando-se um coeficiente β com a seguinte expressão:

$$\beta = \left[1 + \left(\frac{a}{b} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} - \frac{a}{b} \quad (27)$$

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

$$\eta = \frac{0,687b}{\beta W} \left(\frac{(n+1)}{n} \right) \frac{h_1}{h_3} \quad (28)$$

Um termo adicional é introduzido pelo modelo de (SHAROBEAM et al., 1991), para corrigir a equação do fator de plasticidade, devido ao deslocamento do ponto de carga fora da frente da trinca.

Assim, vem:

$$\eta = \frac{0,687b}{\beta W} \left(\frac{(n+1)}{n} \right) \left(\frac{h_1}{h_3 + h_{30}} \right) \quad (29)$$

com:

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

As predições de η obtidas por Kumar et al., (1981) são comparadas com o método de elementos finitos, figura 27 com os resultados alcançados experimentalmente por Sharobeam, Landes e Herrera (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, Hacekt e Roe (1993), mostrado na figura 27, compreende na avaliação de η_i instantâneo, com cada razão a_i/W , resultando em expressões para este coeficiente, equações 31 e 32.

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 29. Assim as equações apresentadas por Joyce, Hacekt e Roe (1993) para o espécime SE(T) utilizam os fatores η e γ , sendo η obtido de acordo com o gráfico da figura 27.

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:

$$\eta_i = 5,71 \left(\frac{a_i}{W} \right) \quad 0 < a_i/W \leq 0,417 \quad (31)$$

$$\eta_i = 2,38 \quad 0,417 < a_i/W \leq 1,0 \quad (32)$$

$$\gamma_i = \eta_i - 1 - \left(\frac{b_i}{W} \right) \times \left(\frac{5,71}{\eta_i} \right) \quad 0 < a_i/W \leq 0,417 \quad (33)$$

$$\gamma_i = 1,38 \quad 0,417 < a_i/W \leq 1,0 \quad (34)$$

Figura 27 - Predição do fator η plástico para espécimes de geometria SE(T) pelo deslocamento da linha de carga

Fonte: Joyce; Hacekt e Roe (1993)

No caso da medida do deslocamento na boca da trinca, CMOD, Cravero (2007),

mostrou que os resultados de η ficam aproximadamente constantes, em torno de 1, como pode ser visto na equação 35. Esses resultados são semelhantes aos obtidos por Kim e Budden (2001) apresentados na figura 28. Fornecendo, assim, um parâmetro comparativo com a metodologia de Joyce, Hacekt e Roe (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 35 e 36 (CRAVERO, 2007).

$$\eta_i^{CMOD} = 0,9095 + 0,1227\left(\frac{a}{W}\right) \quad (35)$$

$$\gamma_i^{CMOD} = -0,091 + 0,12\left(\frac{a}{W}\right) + \left(\frac{-0,012 + 0,012\left(\frac{a}{W}\right)}{0,9095 + 0,012\left(\frac{a}{W}\right)} \right) \quad (36)$$

Estas serão as relações utilizadas neste trabalho.

Figura 28a - Predição do fator η plástico para espécimes de geometria SE(T) pelo deslocamento do CMOD para CDP's com relação $W/B = 2,5$

Fonte: Kim e Budden (2001)

Figura 28b - Predição do fator η plástico para espécimes de geometria SE(T) pelo deslocamento do CMOD para CDP's com relação $W/B = 1,0$

Fonte: Cravero (Artigo não publicado)

2.9.3.3 Medição do tamanho da trinca com extensômetro na boca da trinca, CMOD

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 flexibilidade elástica 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, Hacekt e Roe (1993), é dada pela equação 37 e a segunda desenvolvida por Cravero (2007), equação 38 e dado como segue:

$$a/W = 1,012525 - 2,92323u + 6,68u^2 - 17,195u^3 + 25,3571u^4 - 12,9747u^5 \quad (37)$$

e

$$a/W = 1,0056 - 2,8744u + 5,442u^2 - 12,51u^3 + 16,102u^4 - 7,0642u^5 \quad (38)$$

$$u = \frac{1}{1 + \sqrt{E' B_e C_{c(i)}}} \quad \text{sendo } u \text{ flexibilidade normalizada} \quad (39)$$

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

$$J_{ELÁSTICO} = \frac{K_{(i)}^2}{E'}$$

$$E' = E / (1 - \nu^2) \quad \text{para estado plano de deformações} \quad (39a)$$

$$E' = E \quad \text{para estado plano de tensões} \quad (39b)$$

onde: E é o módulo de elasticidade longitudinal do material e ν é o coeficiente de Poisson.

$$B_e \rightarrow \text{espessura efetiva do espécime, dado por } B_e = B - \frac{(B - B_N)^2}{B} \quad (40)$$

2.9.3.4 Determinação de A_{pl} a partir da abertura da ponta da trinca, CMOD

A forma mais utilizada para se medir a A_{pl} é apresentada nas normas (ASTM 2005) 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 29. Portanto, para usarmos os coeficientes de η e γ de Joyce, Hacekt e Roe (1993), seria necessário considerar o deslocamento na linha de carga, aplicando um sistema de medição que nos forneça esta extensão.

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^{CMOD} e γ^{CMOD} Cravero (2007) para a obtenção da porção plástica de J, como discutido o item 2.9.3.3.

Portanto, consideraremos somente a medida com o extensômetro na boca da trinca, CMOD e a carga. A figura 29 mostra a posição de colocação do extensômetro e a posição da linha de carregamento.

Figura 29 - Medição do CMOD e LVDT ou extensômetro na linha de carga, para espécimes SE(T)

Assim, tem-se no caso da medição:

$$A_{pl(i)} = A_{pl(i-1)} + \left[(P_{(i)} + P_{(i-1)}) \cdot (V_{pl(i)}^{CMOD} - V_{pl(i-1)}^{CMOD}) \right] / 2 \quad (41)$$

2.9.3.5 Fatores de correção para a flexibilidade elástica

Uma correção da rotação deve ser desenvolvida para espécime SE(T) como mostra a figura 30. 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 32.

Figura 30 - Relação geométrica de variáveis usada na correção de rotação do CMOD
Fonte: Cravero (2007)

Utilizando a geometria da figura 30 temos:

$$\frac{d_c/2 + D}{R_G} = \tan(\theta + \tan^{-1} \frac{D}{R_G}) \quad (42)$$

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

$$d_{c/2} = R_G \tan \theta \quad (43)$$

da norma ASTM (2005) temos que:

$$\theta = \sin^{-1} \left[\frac{(d_{m/2} + D)}{(D^2 + R_G^2)^{1/2}} \right] - \tan^{-1} \frac{D}{R_G} \quad (44)$$

Correlacionando com a figura 31:

$$\frac{d_{m/2} + D}{\sqrt{(D^2 + R_G^2)}} = \sin \left(\theta + \tan^{-1} \frac{D}{R_G} \right) \quad (45)$$

e outra vez utilizando a equação de identidade para $\sin(x+y)$, temos:

$$d_{m/2} = R_G \sin \theta + R_G \cos \theta - D \quad (46)$$

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

$$\frac{d_{c/2}}{d_{m/2}} = \frac{1}{\left(\cos \theta - \frac{D \tan \theta}{2R_G} \right)} \quad (47)$$

A correção de rotação da carga pode ser obtida da figura 31:

$$P_c R_L = P_m R_m \quad (48)$$

na qual P_m é a carga medida e P_c é a carga corrigida, da figura 31 temos:

$$R_m = R_L \cos \theta - H^* \sin \theta \quad (49)$$

Substituindo e simplificando, temos:

$$\frac{P_c}{P_m} = \left(\cos \theta - \frac{H^* \sin \theta}{R_L} \right) \quad (50)$$

Figura 31 - Relação geométrica das variáveis usada para correta rotação da carga
Fonte: Joyce; Link (1995)

Combinando esses fatores de correção temos:

$$C_c^{CMOD} = \frac{C_m^{CMOD}}{\left(\cos \theta - \frac{D \tan \theta}{2R_G} \right) \left(\cos \theta - \frac{H \sin \theta}{R_L} \right)} \quad (51)$$

Portanto, a equação 51 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 relativa a variação da linha de carregamento na correção de CMOD.

Para usar esta análise é necessário assumir a posição do centro de rotação do espécime SE(T). A norma ASTM (1995) 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; LINK, 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_i/W de 0,5 e de 0,9 a 1,1 para a_i/W de 0,2, (CRAVERO, 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 e Link (1995). Portanto, para o caso específico do CDPs SE(T) deve-se utilizar o raio de rotação em função do raio plástico, (CRAVERO, 2007).

2.10 Diferentes métodos para levantamento de curvas J-R

2.10.1 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, será descrita no item 2.10.2.

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.

2.10.2 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 e 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 utiliza somente um único CDP para o levantamento de uma curva J-R completa, sendo um deles citado a seguir, no tópico 2.10.3.

2.10.3 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 al., 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 32.

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 32 – Curva tensão deformação vista durante o ensaio de variação da flexibilidade elástica.

Fonte: 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, a super-estimativa de J e a sub-estimativa dos valores de propagação dúctil da trinca (VASSILAROS; JOYCE; GUDAS, 1980). 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 conseqüentemente 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; JOYCE; GUDAS, 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; TOBLER; PURTSCCHER, 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, por meio 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 33 podemos visualizar um sistema de ensaio para variação da flexibilidade.

Figura 33 – Desenho esquemático do sistema de obtenção de curvas $j \times r$ por variação da flexibilidade elástica
Fonte: Tarpani (1995)

3 MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 Introdução

Este capítulo descreve as atividades laboratoriais para uma breve caracterização microestrutural, determinação de algumas propriedades mecânicas, e dos ensaios para a obtenção e avaliação das curvas de resistência à propagação dúctil de trincas, J- Δa (CURVAS J-R) do material.

Como já comentado, para uma aplicação análise das curvas J-R, existe a necessidade do emprego de corpos-de-prova apresentando as condições de restrição plástica na frente da trinca, similares às presentes na estrutura que se deseja avaliar a integridade estrutural utilizando procedimentos de avaliação de defeitos. No caso particular de dutos contendo trincas longitudinais, há interesse na predição do comportamento à fratura utilizando corpos-de-prova SE(T) carregado em tração através de pinos (NYHUS, 2001). A principal motivação para o uso de espécimes SE(T) na avaliação de defeitos em dutos é a grande similaridade dos campos de tensões e de deformações, que por sua vez determinam as condições de fratura, entre ambas as configurações. Isto motiva estudos sobre a aplicabilidade de espécimes de fratura SE(T) em procedimentos de engenharia para a avaliação de defeitos neste tipo de estrutura. Embora espécimes SE(T) apresentem grande plastificação durante a propagação

estável da trinca, o que potencialmente invalida as condições de dominância J apresentadas na seção 2.5, a similitude dos campos de tensões e de deformações entre esta geometria e dutos contendo defeitos superficiais justificam o uso dos citados corpos-de-prova SE(T) (CRAVERO, 2007).

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 CDP's padronizados pela ASTM, ocasionando em duas medições distintas: na boca da trinca (CMOD) e na linha de carga (LLD).

Portanto, um grupo de trabalho foi constituído, voltado a desenvolver um projeto teórico/analítico e experimental para se obter as curvas J-R em corpos-de-prova (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, e o da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC), NEMAF, do Departamento de Materiais, Aeronáutica e Automobilística, sendo esses, responsáveis pelo desenvolvimento de uma metodologia experimental que forneça valores consistentes de curvas J-R.

Serão também apresentadas às dimensões geométricas desenvolvidas que melhor representem a realidade dos dutos empregados na condução de gás e petróleo possuindo defeito do tipo trinca disposto longitudinalmente, assim como, os procedimentos de ensaio para se obter as propriedades mecânicas do material API 5L X70. Finalmente, ensaios para medir os deslocamentos na boca da trinca CMOD e as equações para obtenção da curva J-R.

A seção 3.2 descreve o material ensaiado, sua análise química e caracterização microestrutural bem como a direções de retiradas dos CDP's usados na realização dos ensaios.

A seção 3.3 descreve o procedimento experimental empregado no ensaio de tração, bem como geometria e as dimensões do corpo-de-prova utilizado para o mesmo.

A seção 3.4 descreve os ensaios referentes à obtenção dos resultados de tenacidade à fratura elasto-plástica, para aquisição das curvas J-R, bem como geometria e as dimensões do corpo-de-prova utilizado.

3.2 Material

O material utilizado neste estudo é um aço microligado (Composição química ver tabela 9) denominado, segundo a American Petroleum Institute API, aço API 5L X70, de fabricação da USIMINAS, obtido por laminação controlada na faixa de temperatura de 690 °C a 700 °C, e fornecido em chapas de espessuras variadas, sendo removidos corpos-de-prova a partir de duas chapas com as seguintes dimensões: 16 x 500 x 500 mm. No Brasil, este aço é utilizado na produção de tubos pelo processo de fabricação UOE (Processo de conformação de chapas para fabricação de dutos soldados). A tabela 9 apresenta a composição nominal de um aço API 5L X70.

Tabela 9 – Composição química em porcentagem de peso de elementos de liga obtido para o aço API 5L X70, segundo a API.

Parâmetros	PSL1	PSL2
Máxima %C para tubos sem costura	0,28% para grau B e superiores	0,240%
Máxima %C para tubos com costura	0,26% para grau B e superiores	0,220%
Máxima %P	0,03% para grau A e superiores	0,025%
Máxima %S	0,03%	0,015%

Fonte: API (2007)

3.2.1 Disposição da extração dos corpos-de-prova

Os corpos-de-prova foram removidos das chapas, conforme mostrado na figura 34 e receberam as seguintes denominações:

- 1 - AMOSTRA PARA CARACTERIZAÇÃO MICROESTRUTURAL;
- 2 – CORPO-DE-PROVA CILINDRÍCOS DE TRAÇÃO RETIRADOS NA ORIENTAÇÃO TRANSVERSAL DO SENTIDO DE LAMINAÇÃO T;
- 3 – CORPO-DE-PROVA CILINDRÍCOS DE TRAÇÃO RETIRADOS NA ORIENTAÇÃO LONGITUDINAL DO SENTIDO DE LAMINAÇÃO L;
- 4 – CORPO-DE-PROVA SE(T) GRANDE $W/B=2,5$ e variações de $a/W = 0,2$ e $a/W = 0,5$;
- 5 – CORPO-DE-PROVA SE(T) PEQUENO $W/B=2,5$, $W/B=1,0$, $a/W=0,2$ e $a/W=0,5$;
- 6 – AMOSTRA PARA REALIZAÇÃO DA ANÁLISE DE ELEMENTOS QUÍMICOS.

Figura 34 - Disposição da extração dos corpos-de-prova retirados da chapa.

As setas indicam o sentido de laminação.

3.2.2 Amostras para caracterização microestrutural

A caracterização foi feita de acordo com a norma ASTM (2001), retirando amostras referentes aos três planos preferenciais: longitudinal, transversal e ao longo da espessura da chapa, (conforme mostrado na figura 34 região 1 e na figura 35). Inicialmente, as amostras foram desbastadas em uma lixadeira elétrica para, posteriormente, serem embutidas em baquelite. A seguir, as amostras foram submetidas a uma sequência de lixas de granulometria

#80, #120, #360, #400, #600, #800, #1200 e #2000, possibilitando uma superfície isenta de riscos profundos. Em seguida as amostras foram submetidas ao polimento final, em solução aquosa de alumina de 1 μm e em pasta de diamante de até $\frac{1}{4}$ de μm . As microestruturas foram reveladas com o uso de uma solução de Nital 2%.

A observação da microestrutura do material foi realizada em um Microscópio Óptico OLYMPUS-BX60M acoplado a uma máquina digital SONY CIBERSHOT DSC-P93A 5.1M PIXELS.

Figura 35 - Referência aos três planos preferenciais: Longitudinal, Transversal e ao Longo da Espessura da Chapa

3.3 Propriedades mecânicas do aço API-X70

3.3.1 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 dois tipos de corpos-de-prova retirados na orientação transversal do

sentido de laminação chamados de T e retirados na orientação longitudinal do sentido de laminação chamados de L. Assim, foram realizados ensaios à temperatura ambiente conforme a norma ASTM (2004) para a obtenção dos dados da curva tensão-deformação, como limite de escoamento e de resistência e módulo de elasticidade, que serviram de base para o dimensionamento do sistema de garras e pinos para os ensaiados de tenacidade e para certificar a sua conformidade. A figura 36 apresenta a geometria e as dimensões do corpo-de-prova utilizado.

Figura 36 - Geometria e dimensões do corpo-de-prova para o ensaio de tração

3.4 Ensaios de tenacidade

Como já mencionado, o ensaio referente à obtenção dos resultados de tenacidade à fratura elasto-plástica, para aquisição das curvas J-R foi embasado na metodologia da variação da flexibilidade elástica. Para tanto, foram utilizados espécimes SE(T), “*Single Edge Notch Specimen*”, extraídos da orientação transversal do sentido de laminação da placa de

aço API 5L X70, resultando espécimes de orientação TL (conforme mostrado na figura 34).

3.4.1 Geometria e dimensões do corpo-de-prova SE(T)

Ao final deste estudo espera-se validar o uso de espécimes SE(T) mais adequados às dimensões dos tubos empregados no setor e extração de petróleo e que possuam condições de restrição plástica na iniciação da fratura e propagação dúctil de trinca, semelhantes as existentes em dutos pressurizados internamente. Ainda os CDP's devem atender as condições de fratura sob condição de deformação plana.

Desta forma, baseado na literatura foi inicialmente desenvolvido um corpo-de-prova SE(T) (PIOVATO, 2007), cuja relações geométricas foram as sugeridas por Joyce, Hacekt e Roe (1993), onde $W/B = 2,5$; $H/W = 3,34$; $H/B = 8,36$. Entretanto, este corpo-de-prova possuía dimensões que somente poderiam ser obtidas a partir de chapas e não diretamente de dutos. Neste trabalho, dois novos corpos-de-prova foram utilizados, um com as mesmas relações anteriores, mas de tamanho tal que pudesse ser removido diretamente de um duto e outro com $W/B = 1,0$; $H/W = 3,34$; $H/B = 3,34$. A razão para esta relação foi a de aumentar a dominância do estado de deformação plana na frente da trinca.

A figura 37 apresenta a geometria do corpo-de-prova SE(T) utilizado neste trabalho, sendo que as suas dimensões e relações geométricas são apresentadas respectivamente nas tabelas 10 e 11. Deve ser observado que em quase todos os espécimes foram usinados entalhes laterais com valor de 20%B conforme será descrito no tópico 3.4.4. Com exceção para os corpos-de-prova com $W/B = 1,0$, onde dois CDP's foram inicialmente ensaiados sem entalhe lateral.

Figura 37 - Geometria e dimensões do corpo-de-prova SE(T)

A figura 38 apresenta a geometria e dimensões das facas (knives edges) utilizadas para fixação do extensômetro para medida do CMOD.

Figura 38 - Geometria e dimensões da faca utilizada (ASTM, 2005) para fixar o extensômetro no corpo-de-prova SE(T). Aço Inoxidável 304

Tabela 10 – Dimensões do corpos-de-prova SE(T)

Medidas mm	B	H	W	entalhe	$\varnothing$ +0,1 -0	Δa	C	D	F	L	G
Nome CDP											
A - SE(T) grande	12,8	107,0	32,0	4,4	19,7	2,0	276	50	31	55	214
B - SE(T) grande	12,8	107,0	32,0	14,0	19,7	2,0	276	50	31	55	214
C - SE(T) pequeno	6,4	53,5	16,0	2,0	12,5	1,2	147	30	20	30	107
D - SE(T) pequeno	16,0	53,5	16,0	2,0	12,5	1,2	147	30	20	30	107
E - SE(T) pequeno	16,0	53,5	16,0	6,0	12,5	2,0	147	30	20	30	107
F - SE(T) pequeno	6,4	53,5	16,0	6,0	12,5	2,0	147	30	20	30	107

Tabela 11 – Relações geométricas dos corpos-de-prova SE(T)

Medidas mm	H/W	W/B	$a_0 = \text{entalhe} + \Delta a$	a/W	CODIFICAÇÃO C D P
Nome CDP					
A - SE(T) grande	3,34	2,5	6,4	0,2	A – CP (01, 02, 03, 04)
B - SE(T) grande	3,34	2,5	16,0	0,5	B – CP (01, 02, 03, 04)
C - SE(T) pequeno	3,34	2,5	3,2	0,2	C – CP (01, 02, 03, 04)
D - SE(T) pequeno	3,34	1,0	3,2	0,2	D – CP (01, 02, 03, 04)
E - SE(T) pequeno	3,34	1,0	8,0	0,5	E – CP (01, 02, 03, 04)
F - SE(T) pequeno	3,34	2,5	8,0	0,5	F – CP (01, 02, 03, 04)

As figuras 39 e 40 apresentam fotos dos tipos de corpos-de-prova utilizados neste trabalho para obtenção das curvas J-R.

Figura 39 – Corpo-de-prova utilizados neste trabalho para obtenção das curvas J-R. a) CDP's A e B já com entalhe lateral e “faca” montada

Figura 40 – Corpos-de-prova utilizados neste trabalho para obtenção das curvas J-R. (b) Corpos-de-prova C –F. (c) Corpos-de-prova D –F

3.4.2 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 Engenharia de Materiais, Aeronáutica e Automobilismo. Os procedimentos de ensaio de tenacidade à fratura foram realizados em uma máquina servo-hidráulica, com capacidade de carga de 250 kN e um controlador MTS Flex Test GT. Este controlador possui um módulo de

programação que permite executar ensaios em CDP's não padronizados. Isto feito pela programação da rotina de ensaio. Entretanto, todos os cálculos devem ser executados em planilha eletrônica (Excel), tomando como dados as dimensões dos CDP's e os valores de carga P e o deslocamento Δ do ensaio.

A célula de carga utilizada foi de 250 kN devido ao fato de as cargas de ensaio chegarem até valores tão alto quanto 190 kN, também foi usado um extensômetro com variação de abertura no intervalo de 6 e 18 mm para medição do CMOD utilizado para obtenção da variação de comprimentos de trinca e para o cálculo da área plástica da curva $P \times \Delta$.

A aquisição e armazenamento dos dados experimentais foram feitas através de um computador externo, o qual registrava os valores de carga, deslocamento do pistão e abertura do extensômetro.

As figuras 41 e 42 mostram respectivamente o equipamento utilizado no ensaio e a montagem dos dispositivos no corpo-de-prova montado no sistema MTS.

Figura 41 - Sistema de operação analógico digital MTS Flex Test GT. E computador de controle e aquisição de dados

Figura 42 - Sistema de medição para CMOD via extensometria

3.4.3 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 (2005). As pré-trincas foram realizadas por flexão três pontos, utilizando o dispositivo mostrado na figura 43, sendo que o máximo carregamento de fadiga foi definido como uma fração da carga no ligamento remanescente, através da equação 52a e 52b, com uma razão de carregamento R, de aproximadamente 0,1.

$$P_{MÉD} = 0.5 \frac{B \cdot b_f^2 \cdot \sigma_Y}{S} \quad (52)$$

$$P_0 = 0.5 \frac{B b_0^2 \sigma_Y}{S} \quad P_f = 0.5 \frac{B b_f^2 \sigma_Y}{S} \quad (52a)$$

$$a_0 = \text{entalhe} \quad b_o = W - a_o \quad (53a)$$

$$a_f = \text{entalhe} + \Delta_a \quad b_f = W - a_f \quad (53b)$$

$$\sigma_Y = \frac{\sigma_{YS} + \sigma_{TS}}{2} \quad (54)$$

Onde:

- σ_{YS} → limite de escoamento - API X70;
- σ_{TS} → limite de resistência - API X70;
- σ_Y → limite de escoamento efetivo do material - API X70;
- B → espessura;
- W → comprimento do espécime;
- b_o → ligamento remanescente inicial;
- b_f → ligamento remanescente final;
- a_o → comprimento inicial da pré-trinca;
- a_f → comprimento final da pré-trinca;
- S → Espaçamento entre os rolos externos;
- R_c → Razão de carga $R=0,1$
- P_o → pré-carga inicial;
- P_f → pré-carga final.

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 43 - Dispositivo de fadiga por flexão em três pontos utilizado no ensaio de pré-trinca de fadiga em espécimes SE(T). Aparato utilizado para os CDP's A_CP e B_CP. Exemplo acima espécime SE(T) com $W/B=2,5$ e $a/w=0,2$ (A_CP04)

3.4.4 Entalhe lateral (side groove)

Após a pré-trinca, são usinados entalhes laterais nos corpos-de-prova de tenacidade a fratura, conforme a figura 44. O primeiro propósito do entalhe lateral é manter uma frente de trinca em um plano durante o teste de curva J-R. Um corpo-de-prova sem o entalhe lateral está sujeito a grande tunelamento da trinca e a formação dos lábios de cisalhamento, pois o material próximo da superfície externa encontra-se num baixo estado de triaxilidade de tensão. A redução da espessura não deve ser maior que $0,25B$. Uma redução de $0,2B$ tem se mostrado muito adequada para os metais. O ângulo interno do entalhe lateral deve ser menor do que 90° . O raio de raiz deve ser menor do que $0,5 \text{ mm}$ ($\approx 0,2 \text{ mm}$) (ASTM 2005). Os entalhes laterais típicos de corpos-de-prova de tenacidade à fratura reduzem a espessura total do corpo-de-prova (B) a uma espessura líquida (B_N) e esta fica em torno de 80% da espessura total (ANDERSON, 1995). No caso de corpo-de-prova sem entalhe $B=B_N$.

Figura 44 - Corpo-de-prova com entalhe lateral

3.4.5 Metodologia de ensaio

A metodologia de ensaio seguiu a mesma utilizada por Piovato (2007). Os testes foram

conduzidos utilizando um único corpo-de-prova, realizando o monitoramento do comprimento da trinca pelo método de VFE para, posteriormente, aplicar o equacionamento para obtenção da Integral J. As equações apresentadas no item 2.9.3 têm por objetivo a determinação do parâmetro K e dos fatores η e γ , que serão utilizados para o cálculo das partes elástica e plástica da integral J, considerando a medida da abertura da boca da trinca, CMOD e do carregamento aplicado P.

3.5 Ensaio para a obtenção de curvas J-R considerando a variação da flexibilidade elástica

Utilizando os equipamentos do item 3.3.2 e corpos-de-prova pré-trincado, com dois diferentes tamanhos iniciais de trinca, isto é, razões a_0/W de 0,2 e 0,5 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, bem como CDP's com 20%B de entalhes laterais. O novo controlador MTS GT possibilitou o controle e registro das variáveis do ensaio, pelo uso do programa da MTS denominado multipropose testware (MPT). Para obtenção da curva J-R, cálculos foram feitos, posteriormente, em Excel, conforme descrito por Piovato (2007).

Após conhecido o nível de carga máxima suportada pelos espécimes, obtido previamente no ensaio de tração, um primeiro carregamento foi realizado até aproximadamente 55% de $P_{m\acute{a}x}$ (valor absoluto). Após isto foram realizados em média 10 ciclos com incrementos de 2% até chegar até 75% de $P_{m\acute{a}x}$. Cada ciclo possuía dois carregamento e descarregamento em controles de carga (como pode ser visto na figura 52), sendo que os mesmos foram de valores relativos de 15%.

A partir deste ponto, o controle para se obter os incrementos entre cada descarregamento deve ser feito através do CMOD, com incrementos pré-estabelecidos que variassem de 0,05 a 0,20 mm de deslocamento nos casos de $a_0/W = 0,5$ e de 0,025 a 0,075 mm para os casos de $a_0/W = 0,2$. Os descarregamentos e carregamentos para obtenção da flexibilidade elástica foram feitos por controle de carga, a uma taxa de 0,5 kN/s, respeitando a porcentagem em torno de 15% da carga atual. Uma ressalva deve ser feita quanto a carga no recarregamento, que deve ser a baixo da carga atingida antes do descarregamento, sendo cerca de 2 a 3 kN abaixo. Isso é necessário, para evitar que o corpo-de-prova rompa por disparo instável da trinca.

O parâmetro para término do ensaio foi de que sempre que possível deixar no mínimo cinco ciclos de carregamentos e descarregamentos após atingir a carga máxima.

3.5.1 Descrição do ensaio

1 – Ensaio de tração

Necessário para comprovar a conformidade do material utilizado com a norma API 5X 70. Também a estimativa da carga máxima, procedimento descrito no item 3.3, corpos-de-prova foram confeccionados de acordo com a norma ASTM (2004) figura 36. Definido a disposição de retirada dos corpos-de-prova de tração nas seguintes orientações: transversal do sentido de laminação e longitudinal do sentido de laminação conforme item 3.2.1 e figura 34. Os resultados e o gráfico estão mostrados respectivamente na tabela 16 e na figura 61.

2 – Extração dos corpos-de-prova SE(T)

Foi definido a quantidade e a disposição de como serão retirados os corpos-de-prova

SE(T) das chapas API 5L X70 totalizando 24 corpos-de-prova, conforme já descrito no item 3.2.1. Retirada e preparação dos mesmos com a utilização de máquinas: de corte laser e torno de controle numérico.

3 – Definição da pré-trinca

Definir o comprimento do entalhe e da pré-trinca de acordo com a tabela 12 abaixo, seguindo dimensões e relações geométricas apresentadas anteriormente nas tabelas 10 e 11.

Tabela 12 – Fluxograma das relações geométricas dos corpos-de-prova SE(T)

4 – Execução do Entalhe

Após definido o tamanho do entalhe conforme tabelas 10 e 12, definiu-se quatro tamanhos de entalhes em função do tamanho do CDP's: (14,0 – 6,0 – 4,4 e 2,0 mm) conforme mostrado na figura 45 a seguir.

Figura 45 – Corpos-de-prova agrupados em quatro grupos para execução do entalhe

Prendeu-se em quatro grupos para a execução da eletro-erosão conforme figuras 45 e 46.

Figura 46 – Corpos-de-prova agrupados em quatro grupos já com a execução do entalhe

5 – Marcação da pré-trinca

Foram realizadas marcações intermediárias para acompanhamento da pré-trinca, utilizando traçador milimétrico conforme mostrado na figura 47 e graduação de escala para acompanhamento da pré-trinca de acordo com a tabela 13.

Figura 47 – Marcação de traços intermediários para acompanhamento da pré-trinca

Tabela 13 – Relações geométricas dos corpos-de-prova SE(T)

Nome CDP	CODIFICAÇÃO C D P	entalhe	Δa	GRADUAÇÃO INTERMEDIÁRIA
A - SE(T) grande	A – CP (01, 02, 03, 04)	4,4	2,0	1,0
B - SE(T) grande	B – CP (01, 02, 03, 04)	14,0	2,0	1,0
C - SE(T) pequeno	C – CP (01, 02, 03, 04)	2,0	1,2	0,6
D - SE(T) pequeno	D – CP (01, 02, 03, 04)	2,0	1,2	0,6
E - SE(T) pequeno	E – CP (01, 02, 03, 04)	6,0	2,0	1,0
F - SE(T) pequeno	F – CP (01, 02, 03, 04)	6,0	2,0	1,0

Como pode se notar na figura 48 e 50 (exemplo CDP E_CP02) cada graduação intermediária corresponde a 1,0 mm conforme foi detalhado na tabela 13.

Figura 48 – Cada marcação intermediária confeccionada com o traçador, corresponde a 1,0mm (Exemplo CDP E_CP02)

6 – Execução da pré-trinca

Foram realizadas pré-trincas por flexão três pontos submetido à carregamentos cíclicos de acordo com a norma ASTM (2005), conforme descrito no item 3.4.3 e mostrado nas figura 43 e 49.

Deve-se primeiro saber o valor de $a_0 = \text{entalhe}$ para que se possa calcular $b_0 = W - a_0$ para posteriormente calcular $P_0 = 0,5 \frac{B \cdot b_0^2 \cdot \sigma_Y}{S}$. Da mesma forma sabendo o valor de $a_f = \text{entalhe} + \Delta_a$ para que se possa calcular $b_f = W - a_f$ para posteriormente calcular $P_f = 0,5 \frac{B \cdot b_f^2 \cdot \sigma_Y}{S}$

As escolhas de P_{f_0} e P_{f_f} são importantes para que se possa atingir o valor exato da pré-trinca, sendo que P_{f_0} possui um valor maior que P_{f_f} devido a b_0 (ligamento remanescente inicial) ser maior que b_f (ligamento remanescente final), desta forma as cargas para o caminhamento da pré-trinca vão se reduzindo de acordo a propagação da pré-trinca, no intuito de manter Δk

Isto pode ser observado na figura 50 onde mostra a pré-trinca atingida após 2 mm com o citado ensaio.

Figura 49 - Dispositivo de fadiga por flexão em três pontos utilizado no ensaio de pré-trinca de fadiga em espécimes SE(T). Aparato utilizado para os CDP's. Exemplo acima espécime SE(T) com $W/B=1,0$ e $a/W=0,2$ (D_CP02)

Figura 50 – Detalhe da marcação intermediária do corpo-de-prova E_CP02 onde a distância entre cada traço vale 1,0 mm. Equipamento utilizado MICROSCÓPIO ÓPTICO OLYMPUS-BX60M - OBJETIVA OLYMPUS MPlan 5x/0.10 (50X) acoplado à MÁQUINA DIGITAL SONY CIBERSHOT DSC-P93A 5.1 MEGA PIXELS - ZOOM OPTICAL 1,3

7 – Execução dos entalhes laterais

Após a execução da pré-trinca foram executados entalhes laterais em todos os CDP's para redução da deformação plástica proveniente das laterais. Assim, fora executados em

fresa com controle numérico entalhes com 10%B de cada lado. Desta forma, pode-se então calcular o valor de B_e (espessura efetiva do espécime), equação 40, utilizado posteriormente para obtenção do valor de u (flexibilidade normalizada do CDP) dado pela equação 39.

8 – Curva $P \times \Delta$

Foram utilizadas “facas” (knives edges) para fixação do extensômetro na medida do CMOD, cuja geometria e dimensões utilizada segue norma (ASTM, 2005). Para fixar o extensômetro no corpo-de-prova SE(T), prende-se no corpo-de-prova com abertura de 6,0 mm que corresponde a metade do intervalo de medição do CMOD utilizado (figura 51).

Figura 51 – Fixação da “facas” (knives edges) nos corpos-de-prova para posterior fixação do extensômetro

O corpo-de-prova foi fixado nas garras da MTS e colocado também o extensômetro, conforme mostrado na figura 42.

Para execução dos ensaios e obtenção da curva $P \times \Delta$ foi necessário gerar um programa no controlador MTS Flex Test GT sendo que os passos são resumidos a seguir: (No anexo A segue um exemplo do procedimento).

- Obter o nível de carga máxima suportada pelos espécimes após isto o ensaio se faz em

três etapas;

01 - O carregamento inicial foi até aproximadamente 55% de $P_{\text{máx}}$ (valor absoluto);

02 - Controle por carga;

- 10 ciclos com incrementos de 2% até chegar até 75% de $P_{\text{máx}}$;

- Carregamento e descarregamento valores relativos de 15%.

03 - Controle por abertura do extensômetro;

- (0,050 a 0,200) mm para os casos de $a/W = 0,5$

- (0,025 a 0,075) mm para os casos de $a/W = 0,2$

04 - Término do mínimo de 10 ciclos de carregamentos e descarregamentos após atingir a carga máxima.

Figura 52 – Esquema do procedimento de ensaio P x CMOD

9 – Fratura dos corpos-de-prova

Após o ensaio o corpo-de-prova foi submetido a um processo de oxidação com a utilização de um forno elétrico pré aquecido a uma temperatura de 450°C e o corpo-de-prova e colocado dentro do forno e mantido por 45 minutos. As figuras 53 e 54 a seguir mostram respectivamente o forno e o corpo-de-prova após a oxidação.

Figura 53 – Forno elétrico utilizado para oxidação dos corpos-de-prova

Figura 54 – Corpo-de-prova após oxidação com o auxílio do forno elétrico

Após o resfriamento do corpo-de-prova o mesmo foi submergido em um recipiente contendo nitrogênio líquido e após equilíbrio térmico, observado com a diminuição das bolhas apresentadas pelo nitrogênio líquido figura 55, o mesmo foi rompido com o auxílio de uma morsa e de um martelo figura 56.

Figura 55 – Resfriamento do corpo-de-prova para fratura do mesmo

Figura 56 – Fratura do corpo-de-prova após o resfriamento

Com a fratura do corpo-de-prova pode-se obter os valores iniciais e finais das trincas, a superfície de fratura é visualizada em um microscópio estereoscópico, e as imagens capturadas por uma câmera digital acoplada ao mesmo. Por sua vez, as imagens são visualizadas no aplicativo apropriado. Nove valores de a_i e a_f são medidos, conforme será mostrado na figura 58. Com estes valores obtêm-se os valores médios utilizando as equações 55, 56 e 57. Estes valores serão utilizados no tratamento dos dados.

10 – Aquisição dos dados

Com o ensaio descrito no item 8 ($P \times \Delta$) obtêm-se uma curva (figura 52) para cada corpo-de-prova a partir deste ponto temos os dados iniciais para o tratamento dos mesmos, retirados da figura 52 e mostrado mais em detalhe na figura 57.

Figura 57 – Método de cálculo de Δ_{CMOD} e P_{CMOD}

Conforme descrito no item 2.10.3 e na figura 32, calcularemos:

$$\Delta_{CMOD} = \frac{(D_2 - D_1) + (D_4 - D_3)}{2}$$

$$P_{CMOD} = \frac{(P_2 - P_1) + (P_4 - P_3)}{2}$$

11 – Tratamento dos dados em planilha Excel

Com as dimensões, relações geométricas do corpo-de-prova, trincas iniciais e finais descritas no item 9 (Fratura dos corpos-de-prova) e os valores de Δ_{CMOD} e P_{CMOD} descritos no item 10 (Aquisição dos dados), podemos iniciar o tratamento dos dados em planilha eletrônica sendo que os cálculos são iterativos.

11.1 – Dados de entrada

a	– Comprimento da Trinca;
$a_{M(i)}$	– Tamanho Inicial Médio da Trinca;
$a_{M(f)}$	– Tamanho Final Médio da Trinca;
B	– Espessura do Espécime;
B_N	– Espessura Líquida;
B_e	– Espessura efetiva do espécime;
W	– Largura do Espécime;
$b_{M(inicial)}$	– Ligamento Inicial do Corpo-de-prova (MÉDIO);
$b_{M(final)}$	– Ligamento Final do Corpo-de-prova (MÉDIO);
Δa	– Incrementos de Trinca;
E	– Módulo de elasticidade do material (Estado Plano de Tensões);
ν	– Coeficiente de Poisson;
E'	– Módulo de elasticidade do material (Estado Plano de deformações);
S_E	– Limite de escoamento;
S_R	– Limite de resistência;
D	– Distância da faca ou clipe da linha de centro do corpo-de-prova;
H	– Distância entre o ponto de aplicação da carga e o plano da trinca;
r_p	– Raio Plástico, variável conforme o tamanho inicial da trinca;
E_F	– Espessura da faca;

$$b_{M(inicial)} = W - a_{M(inicial)}$$

$$b_{M(final)} = W - a_{M(final)}$$

$$\Delta a = a_{M(final)} - a_{M(inicial)}$$

$$B_e = \left\{ B - \left[\frac{(B - B_N)^2}{B} \right] \right\}$$

$$E' = \frac{E}{(1 - \nu^2)}$$

(Anexo – B) Imagem da planilha eletrônica.

11.2 – Cálculo da flexibilidade elástica e deslocamento da boca da trinca

C_m	– Flexibilidade Elástica (COMPLIANCE);
Δ_{CMOD}	– Delta de CMOD;
Δ_{CARGA}	– Delta de CARGA;
$V_{pl(i)}^{CMOD}$	– Descolamento Plástico obtido através da abertura da Boca da Trinca (EXTENSÔMETRO) corrigido.
$CMOD_{(i)}$	– Parâmetro de abertura da ponta da trinca, Tenacidade a Fratura Elasto-Plástica;
P	– Carga Aplicada;
Cc_i	– Flexibilidade Elástica (COMPLIANCE) corrigida fornecendo o comprimento de trinca atualizado a_i ;

$$C_m = \Delta_{CMOD} / \Delta_{CARGA}$$

$$V_{pl(i)}^{CMOD} = CMOD - (P \cdot C_{c(i)})$$

(Anexo – C) Imagem da planilha eletrônica.

11.3 – Raio de rotação do corpo-de-prova R_G , distância entre a linha de aplicação de carga corrigida do espécime e o raio de rotação R_L e cálculo da coordenada polar θ

$CMOD_{(i)}$	– Parâmetro de abertura da ponta da trinca, Tenacidade a Fratura Elasto-Plástica;
$a_{M(i)}$	– Tamanho Inicial Médio da Trinca;
W	– Largura do Espécime;
E_F	– Espessura da faca;
r_p	– Raio Plástico, variável conforme o tamanho inicial da trinca;
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;
$d_{m(i)/2}$	– Metade do incremento do extensômetro ($CMOD_{(i)}$);
θ	– Coordenada Polar;

$$R_G = a_{Mi} - r_p(W - a_{Mi})$$

$$R_L = R_G - W/2 - E_F$$

$$d_{m(i)/2} = CMOD_{(i)} / 2$$

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

(Anexo – D) Imagem da planilha eletrônica.

11.4 – Correção do tamanho da trinca

C_m	– Flexibilidade Elástica (COMPLIANCE);
D	– Distância da faca ou clipe da linha de centro do corpo-de-prova;
θ	– Coordenada Polar;
H	– Distância entre o ponto de aplicação da carga e o plano da trinca;
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;
C_{c_i}	– Flexibilidade Elástica (COMPLIANCE) corrigida fornecendo o comprimento de trinca atualizado a_i ;
E'	– Módulo de Elasticidade do Material (Tensão Plana);
B_e	– Espessura Efetiva do Espécime;
u	– Flexibilidade Elástica do Corpo-de-Prova;

$$C_c^{CMOD} = \frac{C_m^{CMOD}}{\left(\cos \theta - \frac{D \tan \theta}{2R_G} \right) \left(\cos \theta - \frac{H \sin \theta}{R_L} \right)} \quad u = \frac{1}{1 + \sqrt{E' \cdot B_e \cdot C_{c(i)}}}$$

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

$$a = W \cdot (a/W)$$

(Anexo – E) Imagem da planilha eletrônica.

11.5 – Cálculo da área plástica

$V_{pl(i)}^{CMOD}$	– Descolamento Plástico obtido através da abertura da Boca da Trinca (EXTENSÔMETRO) corrigido.
P	– Carga Aplicada;
$A_{pl(i)}$	– Área abaixo da linha de carga por deslocamento plástico da curva para o incremento i ;
a	– Comprimento da Trinca;
W	– Largura do Espécime;
b	– Ligamento Remanescente;

$$A_{pl(i)} = A_{pl(i-1)} + \left[(P_{(i)} + P_{(i-1)}) \cdot (V_{pl(i)}^{CMOD} - V_{pl(i-1)}^{CMOD}) \right] / 2$$

$$b = W - a$$

(Anexo – F) Imagem da planilha eletrônica.

11.6 – Cálculo de $J_{\text{elástico}}$, $J_{\text{plástico}}$ e J_{total}

- a – Comprimento da Trinca;
 P – Carga Aplicada;
 W – Largura do Espécime;
 B – Espessura do Espécime;
 $K_{(i)}$ – Tenacidade do Material;
 $f\left(\frac{a_i}{W}\right)$ – Função a/W ;

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

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

$$J_{\text{ELÁSTICO}} = \frac{K_{(i)}^2}{E'}$$

(Anexo – G) Imagem da planilha eletrônica.

$$\eta_i^{\text{CMOD}} = 0,9095 + 0,1227\left(\frac{a}{W}\right) \quad \gamma_i^{\text{CMOD}} = -0,091 + 0,12\left(\frac{a}{W}\right) + \left(\frac{-0,012 + 0,012\left(\frac{a}{W}\right)}{0,9095 + 0,012\left(\frac{a}{W}\right)} \right)$$

Conforme mostrado nas figuras 28a e 28b, a curva $\eta \times \frac{a}{W}$ respectivamente para as relações $\frac{W}{B} = 2,5$ e $\frac{W}{B} = 1,0$ apresenta semelhança portanto na planilha eletrônica utilizaremos as equações 35 e 36 para ambas as relações.

$$\text{Termo}_1 = \left[\left(\frac{\eta_{(i-1)}}{b_{(i-1)}} \right) \frac{(P_i + P_{(i-1)}) \times (v_{pli} - v_{pl(i-1)})}{2 B_N} \right] \quad \text{Termo}_2 = \left[1 - \gamma_{(i-1)} \times \frac{a_i - a_{(i-1)}}{b_{(i-1)}} \right]$$

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

(Anexo – H) Imagem da planilha eletrônica.

11.7 – Cálculo de Δa

$$J_{(total)i} = J_{(elástico)i} + J_{(plástico)i}$$

$$\Delta a_i = a_i + a_{(i-1)}$$

(Anexo – I) Imagem da planilha eletrônica.

3.6 Medidas de comprimento de trinca após ruptura do C.P.

Para a obtenção das curvas J-R, é necessário obter os valores iniciais e finais das trincas. Para tanto, o espécime não deve ser rompido completamente durante o ensaio. Após a retirada do sistema de ensaio, o espécime é colocado 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 58.

O procedimento das medidas do comprimento de trinca inicial e final diretamente da superfície de fratura foi de acordo com a equação 55 da norma (ASTM 2005), onde primeiramente a superfície de fratura é visualizada em um microscópio estereoscópio, como ilustra a figura 58 e, em seguida, as imagens são capturadas por uma câmera digital acoplada ao mesmo. Por sua vez, as imagens são visualizadas no aplicativo apropriado para tratamento de imagens, na qual a_i e a_f são medidos.

$$a_{o,f} = \frac{1}{8} \left[\frac{(a_1 + a_9)}{2} + \sum_{i=2}^8 a_i \right] \quad (55)$$

$$pa_{o,f} = \frac{1}{8} \left[\frac{(pa_1 + pa_9)}{2} + \sum_{i=2}^8 pa_i \right] \quad (56)$$

$$e_i = \frac{1}{9} \left(\sum_{i=1}^9 e_i \right) \quad (57)$$

onde:

$a_{o,f}$ → comprimento médio da extensão estável da trinca;

$pa_{o,f}$ → comprimento médio da pré trinca;

e_i → comprimento médio do entalhe feito por eletroerosão;

Figura 58 - Imagem de superfície de fratura do espécime SE(T) aço API 5L X60, capturada no ESTEREOSCÓPIO CARL ZEISS JENA CITOVAL II

3.7 Processamento dos 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 programa Excel dos ensaios de Variação da Flexibilidade Elástica.

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 programa fornece automaticamente os valores desejados da curva J-R.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 Considerações Gerais

Neste capítulo, são apresentados os resultados obtidos dos experimentos aplicando a metodologia para a obtenção das curvas J-Rs, utilizando corpos-de-prova não padronizados tipo SE(T). Foi feita uma análise fractográfica da superfície de fratura do aço API 5L X70 para a caracterização do modo de fratura, bem como a influência do entalhe lateral nos valores de J.

No capítulo 2, foram apresentados os parâmetros para o cálculo da integral J (K , η e γ) 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 obter J, dependendo se está utilizando a medição do deslocamento na linha de carga (JOYCE; HACEKT; ROE, 1993), ou na boca da trinca (KIM; BUDDEN, 2001) e (CRAVERO, 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} (CMOD). Conforme concluído por PIOVATO (2007), a obtenção de curvas J-R'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.

4.2 Classificação dos Corpos-de-prova

Os corpos-de-prova foram divididos em classes, dependendo das razões W/B e a/W . Duas razões de W/B e a/W foram utilizadas, classificando os espécimes em trincas rasas ($a/W=0,2$) e profundas ($a/W=0,5$). A tabela 14 mostra a identificação de cada corpo-de-prova ensaiado.

Tabela 14 – Denominação dos Corpos-de-prova ensaiados

NOMENCLATURA	H/W	W/B	a/W
A CP01	3,343	2,5	0,2
A CP02	3,343	2,5	0,2
A CP03	3,343	2,5	0,2
A CP04	3,343	2,5	0,2
B CP01	3,343	2,5	0,5
B CP02	3,343	2,5	0,5
B CP03	3,343	2,5	0,5
B CP04	3,343	2,5	0,5
C CP01	3,343	2,5	0,2
C CP02	3,343	2,5	0,2
C CP03	3,343	2,5	0,2
C CP04	3,343	2,5	0,2
D CP01	3,343	1,0	0,2
D CP02	3,343	1,0	0,2
D CP03	3,343	1,0	0,2
D CP04	3,343	1,0	0,2
E CP01	3,343	1,0	0,5
E CP02	3,343	1,0	0,5
E CP03	3,343	1,0	0,5
E CP04	3,343	1,0	0,5
F CP01	3,343	2,5	0,5
F CP02	3,343	2,5	0,5
F CP03	3,343	2,5	0,5
F CP04	3,343	2,5	0,5

4.3 Análise química, microestrutura e propriedades mecânicas de tração.

4.3.1 Caracterização Microestrutural e Análise Química.

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

Nota-se também, a partir da tabela 15 que os teores de fósforo e enxofre, causadores de inclusões não metálicas, estão abaixo dos valores máximos permitidos pela norma API, pois aços para tubulações devem apresentar o menor teor possível desses elementos (KNOTT; HARRISON, 1984; FELDMANN, 1984). A figura 59 apresenta o aspecto geral da microestrutura da chapa que é composta por ferrita e perlita, alinhadas nas direções transversal e longitudinal, com morfologia de grãos praticamente semelhante.

Figura 59 - Microestrutura do aço API 5L X70 nas direções preferenciais (a) plano S, (b) plano L e (c) plano T

Na figura 60 vemos uma imagem do material após queima para realização da análise química. Da tabela 15 comparando com as tabelas 6 e 7 conclui-se que o material atende as características dos aços API 5L X70.

Figura 60 - Queima realizada na chapa de aço API 5L X70 para realização do ensaio de composição química em porcentagem de peso dos principais elementos de liga

Tabela 15 – Composição química em porcentagem de peso dos principais elementos de liga obtida por análise química do aço API 5L X70

Elemento	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu	Sn	Mo	Fe	Al
%em peso	0,06	1,37	0,23	<0,03	0,013	<0,002	0,029	0,045	0,003	0,009	98,07	0,042

4.3.2 Ensaio de Tração

Os resultados obtidos do ensaio de tração são apresentados na tabela 16 e figura 61 abaixo.

A partir das informações da análise química e dos valores de limite de escoamento $LE \approx 514$ Mpa e limite de ruptura $LR \approx 606$ Mpa obtidos no ensaio de tração, quando comparados

com os da tabela 7, levam a conclusão que o material ensaiado atende às exigências de classificação de aços API 5L X70, nível PSL2.

Tabela 16 – Propriedades mecânicas de ensaio de tração do aço API-5L X70

ENSAIO TRAÇÃO DIREÇÃO LONGITUDINAL								
Nº C.P.	ϕ [mm]	Área [mm ²]	FORÇA ESC. [kgf]	FORÇA MÁXIMA [kgf]	LIMITE ESCOAMENTO [kgf/mm ²]	LIMITE ESCOAMENTO [MPa]	LIMITE RUPTURA [kgf/mm ²]	LIMITE RUPTURA [MPa]
CP01	5,90	27,34	1412	1646,9	51,65	506,5	60,24	590,7
CP02	5,87	27,06	1444	1708,4	53,36	523,3	63,13	619,1
CP03	5,87	27,06	1416	1698,9	52,32	513,1	62,78	615,6
MEDIA	5,88	27,18	1424	1679,60	52,44	514,3	61,81	606,1

Figura 61 - Curva tensão deformação do aço API-5L X70

4.4 Curvas de P x Δ e aspecto geral das superfícies de fratura.

As figuras 62, 64, 66, 68, 70, 72, 74, 76, 78, 80, 82, 84, 86, 88, 90, 92, 94 e 96 apresentam as curvas de carga versus deslocamento e as figuras 63, 65, 67, 69, 71, 73, 75, 77, 79, 81, 83, 85, 87, 89, 91, 93, 95 e 97 apresentam as macrografias das superfícies de fratura

após os ensaios dos CDP's utilizados neste trabalho.

A partir das curvas de carga-deslocamento nota-se que, à medida que a trinca avança, (após $P_{máx}$) ocorre uma diminuição da carga, devido a propagação do defeito, isto em decorrência da redução do ligamento remanescente.

Durante o ensaio, ocorreram dois problemas. O primeiro foi que em vários corpos-de-prova ocorreu um fenômeno em forma de cavidades chamado delaminação (*split*) no interior do espécime, como mostrado nas figuras 63, 67, 69, 73, 81, 87 e 93. Essa particularidade ocorre durante o processo de fratura, paralelamente à direção de laminação da chapa original e perpendicularmente ao plano de propagação da trinca. Ele também pode ocorrer 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 (HIPPERT, 2004). A ocorrência de delaminações durante o processo de fratura por rasgamento dúctil é consequência da ocorrência de tensões perpendiculares à direção de propagação da fratura, as quais geram restrição plástica no material à frente da trinca, isto é, tensões perpendiculares à tensão principal atuam durante o processo de dano, favorecendo a clivagem de grãos grandes ou fratura discoesa 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 (HIPPERT, 2004). Espécime de geometria retangular submetido a tração uniaxial, normalmente exhibe preferencialmente uma delaminação central. Esta característica pode ser notada nas figuras 69, 73 e 81. 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.

Com isso, uma delaminação central pode efetivamente dividir o espécime em dois (figura 62 e 63) 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; GUO, 2002). Conseqüentemente, pode ocorrer delaminações em decorrência a contorno de grãos e as do tipo clivagem, (HIPPERT, 2004).

No presente trabalho, observou-se que as delaminações ocorridas na superfície de fratura, tinham característica de delaminações de origem estrutural. A ocorrência de delaminações formam frentes de propagação de trincas anômalas como nas figuras 63 e 73, tornando impossível a mensuração de um tamanho de trinca. Observa-se também a partir das figuras 62, 68, 72, 86 e 92 que o momento da ocorrência da delaminação pode ser determinado, pois acontece uma queda brusca da carga. As fractografias das figuras 63, 65, 67, 69, 71, 73, 75, 77, 79, 81, 83, 85, 87, 89, 91, 93, 95 e 97 apresentam as superfícies de fratura de cada corpo-de-prova ensaiado, mostrando o entalhe realizado por eletro erosão a pré-trinca por fadiga e a região de propagação estável da trinca.

Observa-se que no caso dos corpos-de-prova denominados A_CP e B_CP, que todos corpos-de-prova ensaiados produziram trincas com extremidades de comprimento muito menor do que no centro do espécime. Assim, conclui-se que estes não foram capazes de produzir propagação de trincas com dominância de um estado plano de deformação.

Ou seja, nas bordas destes corpos-de-prova, o crescimento da trinca foi reduzido devido a ocorrência de grande quantidade de deformação plástica, o que acarretou um grande tunelamento da trinca.

Figura 62 - Curva da CARGA versus deslocamento CMOD do aço API 5LX70, denominado trinca rasa ($a/W=0,2$) do espécime SE(T) A_CP01

Figura 63 - Aspecto da superfície de fratura do espécime SE(T) A_CP01 denominado trinca rasa, após o ensaio de integral J com parâmetros geométricos $a/W=0,2$

Figura 64 - Curva da CARGA versus deslocamento CMOD do aço API 5LX70, denominado trinca rasa ($a/W=0,2$) do espécime SE(T) A_CP02

Figura 65 – Aspecto da superfície de fratura do espécime SE(T) A_CP02 denominado trinca rasa, após o ensaio de integral J com parâmetros geométricos $a/W=0,2$

Figura 66 - Curva da CARGA versus deslocamento CMOD do aço API 5LX70, denominado trinca rasa ($a/W=0,2$) do espécime SE(T) A_CP03

Figura 67 – Aspecto da superfície de fratura do espécime SE(T) A_CP03 denominado trinca rasa, após o ensaio de integral J com parâmetros geométricos $a/W=0,2$

Figura 68 - Curva da CARGA versus deslocamento CMOD do aço API 5LX70, denominado trinca rasa ($a/W=0,2$) do espécime SE(T) A_CP04

Figura 69 - Aspecto da superfície de fratura do espécime SE(T) A_CP04 denominado trinca rasa, após o ensaio de integral J com parâmetros geométricos $a/W=0,2$

Figura 70 - Curva da CARGA versus deslocamento CMOD do aço API 5LX70, denominado trinca profunda ($a/W=0,5$) do espécime SE(T) B_CP01

Figura 71 – Aspecto da superfície de fratura do espécime SE(T) B_CP01 denominado trinca profunda, após o ensaio de integral J com parâmetros geométricos $a/W=0,5$

Logo no início do ensaio dos corpos-de-prova B_CP02 e B_CP04, nos mesmos ocorreu fratura instável, devido à presença de grandes delaminações impossibilitando assim qualquer análise, pois não se pôde realizar a fase de oxidação do CDP.

Figura 72 - Curva da CARGA versus deslocamento CMOD do aço API 5LX70, denominado trinca profunda ($a/W=0,5$) do espécime SE(T) B_CP03

Figura 73 - Aspecto da superfície de fratura do espécime SE(T) B_CP03 denominado trinca profunda, após o ensaio de integral J com parâmetros geométricos $a/W=0,5$

Logo no início do ensaio do corpo-de-prova C_CP01 no mesmo ocorreu fratura instável, devido à presença de grandes delaminações. Já nos corpos-de-prova C_CP04 e F_CP01 houve um problema com a programação do controlador MTS Flex Test GT. Desta forma nos citados CDP's ficou impossível qualquer análise.

Com relação aos outros corpos-de-prova C_CP e F_CP, observa-se que na maioria dos casos, estes também produziram frentes de trincas com ocorrência de grande tunelamento.

Figura 74 - Curva da CARGA versus deslocamento CMOD do aço API 5LX70, denominado trinca rasa ($a/W=0,2$) do espécime SE(T) C_CP02

Figura 75 – Aspecto da superfície de fratura do espécime SE(T) C_CP02 denominado trinca rasa, após o ensaio de integral J com parâmetros geométricos $a/W=0,2$

Exceção neste caso foram os CDP's C_CP03 ($a/W = 0,2$) e F_CP02 ($a/W = 0,5$).

Entretanto em todos estes espécimes observa-se uma grande quantidade de deformação plástica nas extremidades da trinca como se na frente da trinca tivesse ocorrido estricção (Ver seta nas figuras 77 e 79). Assim, ainda que fosse obtido frentes de trinca com baixo tunelamento, o processo de crescimento não ocorreu com dominância de um estado de deformação plana.

Figura 76 - Curva da CARGA versus deslocamento CMOD do aço API 5LX70, denominado trinca rasa ($a/W=0,2$) do espécime SE(T) C_CP03

Figura 77 – Aspecto da superfície de fratura do espécime SE(T) C_CP03 denominado trinca rasa, após o ensaio de integral J com parâmetros geométricos $a/W=0,2$

Figura 78 - Curva da CARGA versus deslocamento CMOD do aço API 5LX70, denominado trinca profunda ($a/W=0,5$) do espécime SE(T) F_CP02

Figura 79 – Aspecto da superfície de fratura do espécime SE(T) F_CP02 denominado trinca profunda, após o ensaio de integral J com parâmetros geométricos $a/W=0,5$

Figura 80 - Curva da CARGA versus deslocamento CMOD do aço API 5LX70, denominado trinca profunda ($a/W=0,5$) do espécime SE(T) F_CP03

Figura 81 – Aspecto da superfície de fratura do espécime SE(T) F_CP03 denominado trinca profunda, após o ensaio de integral J com parâmetros geométricos $a/W=0,5$

No caso do corpo-de-prova F_CP04, observa-se a ocorrência de tunelamento na frente da trinca. Quando comparado o crescimento de trinca deste CDP com o obtido para o CDP F_CP02, pode ser visto que para o CDP F_CP04 ocorreu um maior crescimento de trinca e que os níveis de carga neste CDP foram muito inferiores ($P_{\max} \approx 15\text{kN}$) do que os observados para o CDP F_CP02 ($P_{\max} \approx 21\text{kN}$). As implicações nos valores da integral J serão discutidos posteriormente.

Figura 82 - Curva da CARGA versus deslocamento CMOD do aço API 5LX70, denominado trinca profunda ($a/W=0,5$) do espécime SE(T) F_CP04

Figura 83 – Aspecto da superfície de fratura do espécime SE(T) F_CP04 denominado trinca profunda, após o ensaio de integral J com parâmetros geométricos $a/W=0,5$

Como já mensurado todo o desenvolvimento do procedimento é válido para curvas J-R obtidas em condições de dominância de um estado de deformação plana. Neste sentido, foi sugerido neste trabalho o uso de uma relação $W/B = 1$. Inicialmente foram ensaiados corpos-de-prova sem o entalhe lateral, e o resultado continuou insatisfatório como observado nas figuras 88, 89, 90 e 91. Com a colocação do entalhe lateral pode ser observado que efetivamente ocorreu um crescimento de trinca com dominância de um estado de deformação plana com pode ser visto nas figuras 84, 85, 94 e 95.

Figura 84 - Curva da CARGA versus deslocamento CMOD do aço API 5LX70, denominado trinca rasa ($a/W=0,2$) do espécime SE(T) D_CP01

Figura 85 – Aspecto da superfície de fratura do espécime SE(T) D_CP01 denominado trinca rasa, após o ensaio de integral J com parâmetros geométricos $a/W=0,2$

Como mencionado anteriormente o caso do corpo-de-prova D_CP02, durante o ensaio ocorreu fratura instável, após um dado crescimento dúctil de trinca figuras (86 e 87). Após fratura total do corpo-de-prova, observou-se que a razão da fratura instável foi a ocorrência de múltiplas delaminações o que de certa forma contraria o exposto por outros autores (THAULOW, 1986), de que as delaminações aumentam a resistência a propagação dúctil. Entretanto, novas análises deveram ser realizadas em MEV (Microscopia eletrônica de varredura) para determinação do modo de fratura, o que não é o escopo de presente trabalho.

Figura 86 - Curva da CARGA versus deslocamento CMOD do aço API 5LX70, denominado trinca rasa ($a/W=0,2$) do espécime SE(T) D_CP02

Figura 87 – Aspecto da superfície de fratura do espécime SE(T) D_CP02 denominado trinca rasa, após o ensaio de integral J com parâmetros geométricos $a/W=0,2$

As figuras 88, 89, 90 e 91 são relativas aos corpos-de-prova com $W/B = 1,0$ sem entalhes laterais onde se observa um grande tunelamento das trincas o que não ocorre com a colocação dos entalhes laterais figuras 85, 93, 95 e 97. Nos casos das figuras 85 e 95 ocorreu aceleração da trinca na superfície.

Figura 88 - Curva da CARGA versus deslocamento CMOD do aço API 5LX70, denominado trinca rasa ($a/W=0,2$) do espécime SE(T) D_CP04 sem o entalhe lateral

Figura 89 – Aspecto da superfície de fratura do espécime SE(T) D_CP04 denominado trinca rasa, após o ensaio de integral J com parâmetros geométricos $a/W=0,2$ sem o entalhe lateral

Logo no início do ensaio do corpo-de-prova D_CP03 houve um problema com a programação do controlador MTS Flex Test GT impossibilitando assim qualquer análise.

Figura 90 - Curva da CARGA versus deslocamento CMOD do aço API 5LX70, denominado trinca profunda ($a/W=0,5$) do espécime SE(T) E_CP01 sem o entalhe lateral

Figura 91 – Aspecto da superfície de fratura do espécime SE(T) E_CP01 denominado trinca profunda, após o ensaio de integral J com parâmetros geométricos $a/W=0,5$ sem o entalhe lateral

Figura 92 - Curva da CARGA versus deslocamento CMOD do aço API 5LX70, denominado trinca profunda ($a/W=0,5$) do espécime SE(T) E_CP02

Figura 93 – Aspecto da superfície de fratura do espécime SE(T) E_CP02 denominado trinca profunda, após o ensaio de integral J com parâmetros geométricos $a/W=0,5$

Figura 94 - Curva da CARGA versus deslocamento CMOD do aço API 5LX70, denominado trinca profunda ($a/W=0,5$) do espécime SE(T) E_CP03

Figura 95 – Aspecto da superfície de fratura do espécime SE(T) E_CP03 denominado trinca profunda, após o ensaio de integral J com parâmetros geométricos $a/W=0,5$

Figura 96 - Curva da CARGA versus deslocamento CMOD do aço API 5LX70, denominado trinca profunda ($a/W=0,5$) do espécime SE(T) E_CP04

Figura 97 – Aspecto da superfície de fratura do espécime SE(T) E_CP04 denominado trinca profunda, após o ensaio de integral J com parâmetros geométricos $a/W=0,5$

Em todos os experimentos, conforme a trinca começa a propagar, os incrementos de CMOD aumentam drasticamente. 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, Hacekt e Roe, (1993) para a linha de carregamento e Kin e Budden (2001) ou Cravero (2007) para abertura do extensômetro (CMOD).

4.5 Curvas J-R para o aço API 5L X70 utilizando espécimes SE(T)

As figuras 98, 99, 100, 101, 102, 103, 104, 105 e 106 mostram as curvas J-Rs obtidas utilizando corpos-de-prova SE(T) para o aço API 5LX70. No caso dos corpos-de-prova grandes com $W/B = 2,5$ observa-se que duas curvas J-R obtidas para valores de $a_0/W = 0,2$ são similares.

Figura 98 - Curvas J-R do aço API 5L X70 em espécimes SE(T) A_CP02 e A_CP03, para razão de $a/W=0,2$

Entretanto, como pode ser observado na tabela 17, o método da VFE, não fornece valores de a_i e a_f compatíveis com os medidos. Este pode estar associado as trincas altamente tuneladas que foram observadas nestes corpos-de-prova. Ou seja, o processo de crescimento da trinca não aconteceu sob dominância de um estado plano de deformação.

Tabela 17 – Diferença entre a trinca medida e a corrigida em espécimes SE(T) A_CP02 e A_CP03, para razão de $a/W=0,2$

DADOS DO CORPO DE PROVA TRINCA RASA (A_CP02)				DADOS DO CORPO DE PROVA TRINCA RASA (A_CP03)			
	MEDIDO [mm]	FLEXIBILIDADE [mm]	Δ [mm]		MEDIDO [mm]	FLEXIBILIDADE [mm]	Δ [mm]
$a_{M(i)} =$	7,3924	9,1696	-1,77725	$a_{M(i)} =$	7,3843	8,9823	-1,59802
$a_{M(f)} =$	9,8783	10,4703	-0,59202	$a_{M(f)} =$	10,3137	10,7746	-0,46084
$\Delta_a =$	2,4859	1,3007	1,18523	$\Delta_a =$	2,9294	1,7923	1,13718

Figura 99 - Curvas J-R do aço API 5L X70 em espécime SE(T) B_CP01 para razão de $a/W=0,5$

Tabela 18 – Diferença entre a trinca medida e a corrigida em espécimes SE(T) B_CP01 e B_CP03, para razão de $a/W=0,5$

DADOS DO CORPO DE PROVA TRINCA PROFUNDA (B_CP01)			
	MEDIDO [mm]	FLEXIBILIDADE [mm]	Δ [mm]
$a_{M(i)} =$	17,1552	17,5346	-0,37938
$a_{M(f)} =$	22,6795	19,4368	3,24263
$\Delta_a =$	5,5242	1,9022	3,62201

A figura 100 compara as curvas J-R para os CDP's A_CP ($a/W = 0,2$) e B_CP ($a/W = 0,5$) e estas são similares.

Figura 100 - Curvas J-R do aço API 5L X70 em espécimes SE(T) A_CP02 e A_CP03, razão de $a/W=0,2$ e espécime SE(T) B_CP01 razão de $a/W=0,5$

Nos casos dos corpos-de-prova menores, mas com $W/B = 2,5$ observa-se que os ensaios pararam e as trincas não haviam crescido o suficiente, isto é um $\Delta a \cong 2,0\text{ mm}$.

Neste caso, para $a/W = 0,2$ foram obtidas curvas J-R somente até um valor de Δa de aproximadamente 1 mm. Ainda se comparados com os espécimes A_CP e B_CP, observa-se uma curva J-R mais alta.

Figura 101 - Curvas J-R do aço API 5L X70 em espécimes SE(T) C_CP02 e C_CP03, para razão de $a/W=0,2$

Da tabela 19, observa-se que ainda que se tenha uma frente de trinca reta (sem tunelamento) trinca esta que foi obtida para o corpo-de-prova C_CP03, a VFE não conseguiu fornecer valores corretos de a_i e a_f . Isto é um indicativo que as formulações adotadas não tem bom desempenho se a propagação não ocorrer em uma dominância de estado de deformação plana.

Tabela 19 – Diferença entre a trinca medida e a corrigida em espécimes SE(T) C_CP02 e C_CP03, para razão de $a/W=0,2$

DADOS DO CORPO DE PROVA TRINCA RASA (C_CP02)				DADOS DO CORPO DE PROVA TRINCA RASA (C_CP03)			
	MEDIDO [mm]	FLEXIBILIDADE [mm]	Δ [mm]		MEDIDO [mm]	FLEXIBILIDADE [mm]	Δ [mm]
$a_{M(i)}$	3,9625	5,4023	-1,43980	$a_{M(i)}$	3,8971	5,2074	-1,31038
$a_{M(f)}$	5,9433	6,1361	-0,19280	$a_{M(f)}$	5,0584	5,9290	-0,87059
Δ_a	1,9808	0,7338	1,24700	Δ_a	1,1613	0,7215	0,43978

Com relação corpos-de-prova pequenos, $W/B=2,5$ com $a/W=0,5$ observou-se que em

um dos CDP's, obteve-se trinca sem tunelamento significativo F_CP02 e a trinca não propagou o esperado. No caso do CDP F_CP04, o mesmo teve uma grande propagação mas a técnica da VFE não avaliou corretamente o tamanho da trinca (Ver tabela 20).

Figura 102 - Curvas J-R do aço API 5L X70 em espécimes SE(T) F_CP02 e F_CP04, para razão de $a/W=0,5$

Tabela 20 – Diferença entre a trinca medida e a corrigida espécimes SE(T) F_CP02 e F_CP04, para razão de $a/W=0,5$

DADOS DO CORPO DE PROVA TRINCA PROFUNDA (F_CP02)				DADOS DO CORPO DE PROVA TRINCA PROFUNDA (F_CP04)			
	MEDIDO [mm]	FLEXIBILIDADE [mm]	Δ [mm]		MEDIDO [mm]	FLEXIBILIDADE [mm]	Δ [mm]
$a_{M(i)}$	8,9826	9,5092	-0,52660	$a_{M(i)}$	9,0772	9,3692	-0,29201
$a_{M(f)}$	10,6298	10,8335	-0,20370	$a_{M(f)}$	11,4427	11,0542	0,38850
Δa	1,6472	1,3243	0,32290	Δa	2,3654	1,6849	0,68051

Desta forma, no caso do corpo-de-prova F_CP04 obteve-se um curva J-R com os mais baixos valores de J.

Com relação às curvas obtidas com diferentes valores de a/W , estas são similares como

pode se ver na figura 103.

Figura 103 - Curvas J-R do aço API 5L X70 em espécimes SE(T) C_CP02 e C_CP03, razão de $a/W=0,2$ e espécimes SE(T) F_CP02 e F_CP04, razão de $a/W=0,5$

Nos casos dos corpos-de-prova pequenos e com $W/B=1,0$ observa-se que em ambos os casos de tamanho de trinca ($a/W=0,2$ e $0,5$) foi possível obter curvas J-R, sem a ocorrência de uma excessiva deformação plástica na frente da trinca e desta forma, as formulações desenvolvidas para um estado de deformação plana, foram capazes de produzir valores de a_i e a_f compatíveis com os observados na superfície da fratura.

Quando comparados com as curvas J-R obtidas utilizando corpos-de-prova A_CP, B_CP, C_CP e F_CP ($W/B=2,5$), observa-se que as curvas obtidas com estes corpos-de-prova apresentam valores menos conservativos. As razões para este fato, podem estar associadas simplesmente ao fato, da não aplicabilidade das equações para determinação dos

valores de a_i , bem como o uso de valores de r_p inadequados. Ou seja, os corpos-de-prova com $\left(W/B = 2,5\right)$ estariam sujeitos a dominância de carregamentos fletores e menos trativos do que aqueles com $\left(W/B = 1,0\right)$ onde r_p seria menor.

Figura 104 - Curvas J-R do aço API 5L X70 em espécimes SE(T) D_CP01, para razão de $a/W=0,2$

Tabela 21 – Diferença entre a trinca medida e a corrigida em espécimes SE(T) D_CP01, para razão de $a/W=0,2$

DADOS DO CORPO DE PROVA TRINCA RASA (D_CP01)			
	MEDIDO [mm]	FLEXIBILIDADE [mm]	Δ [mm]
$a_{M(i)} =$	4,1661	5,8069	-1,64083
$a_{M(f)} =$	7,0099	8,2293	-1,21949
$\Delta_a =$	2,8438	2,4224	0,42134

Figura 105 - Curvas J-R do aço API 5L X70 em espécimes SE(T) E_CP03, para razão de $a/W=0.5$

Tabela 22 – Diferença entre a trinca medida e a corrigida em espécimes SE(T) E_CP03, para razão de $a/W=0.5$

DADOS DO CORPO DE PROVA TRINCA PROFUNDA (E_CP03)			
	MEDIDO [mm]	FLEXIBILIDADE [mm]	Δ [mm]
$a_{M(i)}$	9,5758	9,8875	-0,31171
$a_{M(f)}$	12,1133	12,3857	-0,27248
Δa	2,5375	2,4983	0,03923

Figura 106 - Curvas J-R do aço API 5L X70 em espécimes SE(T) D_CP01, para razão de $a/W=0.2$ e espécimes SE(T) E_CP03, para razão de $a/W=0.5$

5 CONCLUSÕES

Um dos principais objetivos deste trabalho foi o de definir e comparar as geometrias e dimensões de corpos-de-prova do tipo SE(T) que pudessem adequadamente fornecer as curvas de resistência a propagação dúctil de trincas, curvas J-R, válidas, ou seja, onde a propagação de trinca se dessem com dominância de um estado plano de deformação. Assim, a partir dos resultados as seguintes conclusões são obtidas.

— Independente dos CDP's adotados neste trabalho, não foi observada diferenças significativas quando considerada a razão de a/W de 0,2 e 0,5.

— No caso dos CDP's com $W/B = 2,5$ nas diferentes dimensões (A_CP/B_CP e C_CP/F_CP) obtêm-se curvas J-R similares, onde na grande maioria dos CDP's foi obtido uma propagação dúctil de trinca anômala, ou seja, trincas que apresentam um tunelamento acentuado, decorrente de um elevado estado de tensão plana próximo das laterais, mesmo com o entalhe lateral de 20%B. Desta forma observa-se que os valores médios de trinca (a_i e a_f) medidos, não conferem com os valores obtidos pelo método da variação de flexibilidade elástica como mostrado nas tabelas 17, 18, 19 e 20, o que impossibilita obter curvas J-R representativas, pois este é um forte indicativo de ensaios realizados em dominância de um estado de tensão plana, que não é aceito pela norma (ASTM, 2005) usando corpos-de-prova padronizados, com exceção do ensaio dos corpos-de-prova, C_CP03 figura 77, F_CP02 figura

79.

— Observa-se que os corpos-de-prova com $W/B = 1,0$ foram capazes de produzir curvas J-R, onde os valores observados de J foram superiores aos observados para os corpos-de-prova com $W/B = 2,5$. Neste caso, observa-se que a frente da trinca não apresenta tunelamento e que os valores médios de trinca (a_i e a_f) medidos conforme a norma (ASTM, 2005).

— O fato dos CDP's com $W/B = 1,0$ apresentarem curvas J-R acima dos CDP's com $W/B = 2,5$ reside no fato que os CDP's com $W/B = 2,5$ desenvolvem uma zona plástica maior que os corpos-de-prova com maior restrição plástica e que se encontram no estado plano de deformação que são os casos dos CDP's com $W/B = 1,0$. Desta forma, o raio de rotação plástica nestes CDP's são diferentes do previsto.

— De um modo geral as delaminações, quando existente, não permitem uma correta medição do tamanho de trinca. Ainda, contrário à observação de outros pesquisadores, neste trabalho, foi observado que em vários casos as delaminações induziram fratura instável.

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE (2007). **Specification for line pipe**. ANSI/API specification 5L. 44.ed. Chicago.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (1995). **E1152**: Standard test method for measurement of fracture toughness. Philadelphia.

_____. (2001). **E3**: Standard guide for preparation of metallographic specimens. Philadelphia.

_____. (2004). **E8M**: Standard test methods for tension testing of metallic materials [metric]. Philadelphia.

_____. (2005). **E1820**: Standard test method for measurement of fracture toughness. Philadelphia.

ANDERSON, T.L. (1995). **Fracture mechanics**: fundamentals and applications. 2nded. Boca Raton: CRC Press.

BEGLEY, J.A.; LANDES, J.D. (1974). Serendtrity and the J integral. **International Journal of Fracture**, Berlin, v.12, n.5, p.764-766, Oct.

BHADESHIA, H.K.D.H. (2001). **Bainite in steels**: transformations, microstructure end properties. 2nded. London: IOM Communications.

CHAWLA, K.K. (1983). The Phenomenon of separations in microalloyed controlrolled pipeline steels. In: MAY, I.L.; MONTEIRO, S.N. (Ed.). **Fracture prevention in energy and transport systems**. Warley: E.M.A.S. p.101-108.

CHIESA, M. et al. (2001). Efficient fracture assessment ol pipelines. A Constraint corrected SENT specimen approach. **Engineering Fracture Mechanics**, New York, v.68, n.5, p.527-547, Mar.

CIVALLERO, M. (1980). Future demands of pipeline steels and associated research problems. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ANALYTICAL AND EXPERIMENTAL FRACTURE MECHANICS, 1980, Rome. **Increase safety of gás-**

transmission pipelines through fracture mechanics concepts... Rome: ITALSIDER/SIDERIUM.

CIVALLERO, M.; MIRABILE, M.; SIH, G.C. (1980). Fracture mechanics in pipeline technology. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON ANALYTICAL AND EXPERIMENTAL FRACTURE MECHANICS, 1980, Rome. **Increase safety of gás-transmission pipelines through fracture mechanics concepts...** Rome: ITALSIDER/SIDERIUM.

CLARKE, G.A. (1991). Single specimen test for JIC determination revisited fracture mechanics. In: ROBERTS, R. (Ed.). **Fracture mechanics**. Philadelphia: ASTM. p.553-575. (ASTM-STP-743).

CLARKE, G.A. et al. (1976). Single specimen tests for JIC determination mechanics of crack growth. In: RICE, J.R.; PARIS, P.C. **Mechanics of crack growth**. Philadelphia: ASTM. p.27-42. (ASTM-STP-590).

CRAVERO, S. (2007). **Desenvolvimento de procedimentos para avaliação de curvas J-R em espécimes à fratura SE(T) utilizando o método de flexibilidade**. 157 f. Dissertação (Doutorado) - Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2007.

CENTRO DE TECNOLOGIA EM DUTOS (2008). **História dos dutos no Brasil - eng. Adailo Sant'Anna**. Disponível em:<<http://www.ctdut.org.br/historiadedutos/historiadedutos.aspx>>. Acesso em: 15 jun. 2008.

ENCICLOPÉDIA Barsa. (1973). Rio de Janeiro: Enciclopédia Britânica, 1973. v.3.

FALESKOG, J.; GAO, S.H.I.H., C.F. (1998). Cell model for nonlinear fracture analysis - micromechanics calibration. **International Journal of Fracture**, Berlin, v.89, n.4, p.355-373, Feb.

FELDMANN, U. (1984). Metallurgical and technological considerations of producing fracture resistant pipe. In: INTERNATIONAL SEMINAR ON FRACTURE IN GAS PIPELINES, 1984, Moscou. **Proceedings...** São Paulo: CBMM. p.245-266.

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

FOGLIATTI, M.C.; FILIPPO, S.; GOUDARD, B. (2004). **Avaliação de impactos ambientais**. Rio de Janeiro: Interciência.

FOTOSEARCH: Stock phography and stock footage. (2008). Disponível em:<<http://www.fotosearch.com>>. Acesso em: 10 aug. 2008.

GASNET. O site do gás natural. (2008a). **A Produção média de petróleo e gás natural da Petrobras**. Gerência de Imprensa Petrobras. Disponível em:<http://www.gasnet.com.br/novo_atualidades.asp?cod=528>. Acesso em: 21 jun. 2008.

_____. (2008b). **Mapas de gasodutos**. Disponível em: <http://www.gasnet.com.br/novo_gasoduto.asp>. Acesso em: 21 jun. 2008.

GRIFFITH, A.A. (1920). The Phenomena of rupture and flow in solids. **Philosophical Transactions of the Royal Society**, London, v.221, p.163-198.

GUO, W. et al. (2002). The Coupled effects of thickness and delamination on cracking resistance of X70 pipeline steel. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, Barking Essex, v.79, n.6, p.403-412, June.

HILLEBRAND, H.G.; HECKMANN, C.J.; NIEDERHOFF, K.A. (2002). X80 linepipe for large-diameter high strength pipelines. In: ANNUAL CONFERENCE X80 PIPELINE WORKSHOP, 2002, Hobort. **Proceedings...** Rotingen: Europipe. EP-TP47-02.

HIPPERT JR., E. (2004). **Investigação experimental do comportamento dúctil de aços API-X70 e aplicação de curvas de resistência J- Δa para previsão de colapso em dutos**. 167 f. Tese (Doutorado) - Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2004.

HUTCHINSON, J.W. (1968). Singular behavior at end of tensile crack in a hardening material. **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, Oxford, v.16, n.1, p.13-31, Jan.

HUTCHINSON, J.W.; PARIS, P.C. (1979). Stability analysis of J controlled crack growth. In: LANDES, J.D.; BEGLEY, J.A.; CLARKE, G.A. **Elastic - plastic fracture**. Philadelphia: ASTM. (ASTM-STP-668). p.37-64.

IRWIN, G.R. (1948). Fracture dynamics fracturing of metals. In: AMERICAN SOCIETY FOR METALS. **Metals handbook**. Cleveland: ASM. p.147-166.

JOYCE, J.A.; LINK, R.E. (1995). Effects of constraint on upper shelf fracture toughness. In: REUTER, W.G.; UNDERWOOD, J.H.; NEWMAN, J.C. (Ed.). **Fractures mechanics**: 26th volume. Philadelphia: ASTM. p.142-177. (ASTM-STP-1256).

JOYCE, J.A.; HACEKTT, E.M.; ROE, C. (1993). Effects of crack depth and mode of loading on the J-R curve behavior of a high-strength steel. In: HACKETT, E.M.; SCHWALBE, K.H.; DODDS JR., R.H. (Ed.). **Constraint effects in fracture**. Philadelphia: ASTM. p.239-263. (ASTM-STP-1171).

KIM, Y.J.; BUDDEN, P.J. (2001). Plastic η factor solutions of homogeneous and bi-material SE(T) specimens for toughness and creep crack growth testing. **Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures**, Malden, v.24, n.11, p.751-760, Nov.

KNOTT, J.F.; HARRISON, J.D. (1984). Fundamentals of fracture in pipelines. In: INTERNATIONAL SEMINAR ON FRACTURE IN GAS PIPELINES, 1984, Moscou. **Proceedings...** São Paulo: CBMM. p.1-26.

KUMAR, V.; GERMAN, M.D.; SHIH, D.F. (1981). **An Engineering approach for fracture analysis**. Palo Alto: Electric Research Power Institute. EPRI Report NP-1931, Sections 4.2/4.3.

LAMPMAN, S.R. (1996). Fatigue and fracture. In: AMERICAN SOCIETY FOR METALS.

Metals handbook. 10.ed. Ohio: Metals Park. v.19.

MAXEY, W.A.; EIBER, R.J. (1984). Fracture in pipelines: main influencing factors. In: INTERNATIONAL SEMINAR ON FRACTURE IN GAS PIPELINES, 1984, Moscou. **Proceedings...** São Paulo: CBMM. p.49-81.

MERKLE, J.G.; CORTEN, H.T. (1974). A J integral analysis for the compact specimen, considering axial force as well as bending effects. **Journal of Pressure Vessel Technology**, New York, p.286-92.

MORRISON, W.B. (2008). Microalloy steels-the beginning. **Materials Science and Technology**, London,

MURTA, A.L.S. (2003). **Subsídios para o desenvolvimento de estudos de impactos ambientais para projetos de transporte dutoviário.** Dissertação (Mestrado) – Instituto Militar de Engenharia, Rio de Janeiro, 2003.

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

PARIS, P.C. et al. (1979). The Theory of instability investigation of tearing mode of elastic-plastic crack growth. In: LANDES, J.D.; BEGLEY, J.A.; CLARKE, G.A. **Elastic - plastic fracture.** Philadelphia: ASTM. (ASTM-STP-668). p.251-265.

PAVANKUMAR, T.V. et al. (2002). Transferability of specimen J-R curves to straight pipes with through-wall circumferential flaws. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, Barking Essex, v.79, n.2, p.127-134, Feb.

PETRÓLEO BRASILEIRO S/A (2008). **Relatório anual de 2005, 2006 e 2007.** Rio de Janeiro: PETROBRÁS. Disponível em: <<http://www.petrobras.com.br>>. Acesso em: 16 jun. 2008.

PIOVATO, R.R. (2007). **Desenvolvimento de metodologia experimental para aplicação de espécimes SE(T) para avaliação de integridade estrutural em dutos.** Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2007.

RICE, J.R. (1968a). A Path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. **Journal of Applied Mechanics**, New York, v.35, n.2, p.379-386, June.

_____. (1968b). Mathematical analysis in the mechanics of fracture. In: LIEBOWITZ, H. (Ed.). **Fracture – an advanced treatise.** London: Academic Press. v.2, p.191-311.

RICE, J.R.; ROSENGREEN, C.F. (1968). Plane strain deformation near crack tip in a power law hardening material. **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, Oxford, v.16, n.1, p.1-12, Jan.

RICE, J.R.; PARIS, P.C.; MERKLE, J.G. (1973). Progress in flaw growth and fracture

testing. In: _____. **Some further results of J-integral analysis and estimates**. Philadelphia: ASTM. p.231-245. (ASTM-STP-536).

ROSENTHAL, Y.A.; TOBLER, R.L.; PURTSCCHER, P.T. (1990). JIC data analysis methods with a “negative crack growth” correction procedure. **Journal of Testing and Evaluation**, Philadelphia, v.18, n.4, p.301-304.

SHAROBEAM, M.H.; LANDES, J.D. (1991). The Load separation criterion and methodology in ductile fracture mechanics. **International Journal of Fracture**, Berlin, v.47, n.2, p.81-104, Jan.

SHAROBEAM, M.H.; LANDES, J.D.; HERRERA, R. (1991). Development of eta factors in elastic-plastic fracture testing using a load separation technique. In: JOYCE, J.A. (Ed.). **Elastic-plastic fracture tests methods: the user's experience**. Philadelphia: ASTM. v.2, p.114-132. (ASTM-STP-1114).

SICILIANO, F. (2008). Materiais para gasodutos aços de alta resistência para dutos de transporte de gás e petróleo – tendências atuais. **Metalurgia e Materiais**, v.64, n.588, p.208-214, maio.

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

SUMPTER, J.D.G.; TURNER, C.E. (1979). **International Journal of Fracture Mechanics**, Groningen, v.9, n.3, p.315-323.

TADA, H.; PARIS, P.C.; IRWIN, G.R. (1985). **The Stress analysis of crack handbook**. St.Louis: Paris Productions.

TANAKA, T. (1995). Science and technology of hot rolling process of steel. In: INTERNATIONAL CONFERENCE MICROALLOYING, 1995, Warrendale. **Proceedings...** Ann Arbor: Iron & Steel. p.165-181.

TARPANI, J.R. (1995). **Avaliação da estabilidade de trincas em componentes elasto-plástico integral – J e comparação com resultados obtidos via mecânica da fratura elástica linear**. 2v. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 1995.

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

VASSILAROS, M.G.; JOYCE, J.A.; GUDAS, J.P. (1980). Effects of specimen geometry on the J-R curve for ASTM A533B steel. In: PARIS, P.C. **Fracture mechanics**. Philadelphia: ASTM. p.251-270. (ASTM-STP-700).

WELLS, A.A. (1961). Unstable crack propagation in metals: cleavage and fast fracture. In: SYMPOSIUM ON CRACK PROPAGATION, 1961, Cranfield. **Proceedings...** Cranfield: [s.n.]. v.1, p.210-230.

WILLIAMS, M. (1957). On The Stress distribution at the base of a stationary crack. **Journal of Applied Mechanics**, New York, v.24, n.1, p.109-114, Mar.

YAN, C.; MAI, Y.W. (2000). Effect of crack depth and specimen width on fracture toughness of carbon steel in the ductile-brittle transition region. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, Barking Essex, v.77, n.6, p.313-319, May.

YAKUBTSOV, I.A. et al. (2000). Stengthening mechanism in dual-phase acicular ferrite + m/a microstructures. In: MECHANICAL WORKING AND STEEL PROCESSING CONFERENCE, 42., 2000, Toronto. **Proceedings...** [S.l.:s.n.]. v38, p.429-439.

ANEXOS

ANEXO - A

DADOS DO CORPO DE PROVA TRINCA RASA (C. CP02)				
ETAPA	Carregamento [kN]	Drop Off [kN]	Comentário	Rate [kN/sec]
1	20		Carregamento inicial absoluto de 0 até 20 kN	0.3
1	17	-3	Descarregamento relativo de 15%	0.3
1	20	3	Carregamento relativo de 15%	0.3
1	17	-3	Descarregamento relativo de 15%	0.3
1	20	3	Carregamento relativo de 15%	0.3
2	21.5		Carregamento inicial absoluto de 20 até 21,5 kN	0.3
2	18.275	-3.225	Descarregamento relativo de 15%	0.3
2	21.5	3.225	Carregamento relativo de 15%	0.3
2	18.275	-3.225	Descarregamento relativo de 15%	0.3
2	21.5	3.225	Carregamento relativo de 15%	0.3
3	23		Carregamento inicial absoluto de 21,5 até 23 kN	0.3
3	19.55	-3.45	Descarregamento relativo de 15%	0.3
3	23	3.45	Carregamento relativo de 15%	0.3
3	19.55	-3.45	Descarregamento relativo de 15%	0.3
3	23	3.45	Carregamento relativo de 15%	0.3
4	24.5		Carregamento inicial absoluto de 23 até 24,5 kN	0.3
4	20.825	-3.675	Descarregamento relativo de 15%	0.3
4	24.5	3.675	Carregamento relativo de 15%	0.3
4	20.825	-3.675	Descarregamento relativo de 15%	0.3
4	24.5	3.675	Carregamento relativo de 15%	0.3
5	26		Carregamento inicial absoluto de 24,5 até 26 kN	0.3
5	22.1	-3.9	Descarregamento relativo de 15%	0.3
5	26	3.9	Carregamento relativo de 15%	0.3
5	22.1	-3.9	Descarregamento relativo de 15%	0.3
5	26	3.9	Carregamento relativo de 15%	0.3
6	27.5		Carregamento inicial absoluto de 26 até 27,5 kN	0.3
6	23.375	-4.125	Descarregamento relativo de 15%	0.3
6	27.5	4.125	Carregamento relativo de 15%	0.3
6	23.375	-4.125	Descarregamento relativo de 15%	0.3
6	27.5	4.125	Carregamento relativo de 15%	0.3
7	29		Carregamento inicial absoluto de 27,5 até 29 kN	0.3
7	24.65	-4.35	Descarregamento relativo de 15%	0.3
7	29	4.35	Carregamento relativo de 15%	0.3
7	24.65	-4.35	Descarregamento relativo de 15%	0.3
7	29	4.35	Carregamento relativo de 15%	0.3
8	30.5		Carregamento inicial absoluto de 29 até 30,5 kN	0.3
8	25.925	-4.575	Descarregamento relativo de 15%	0.3
8	30.5	4.575	Carregamento relativo de 15%	0.3
8	25.925	-4.575	Descarregamento relativo de 15%	0.3
8	30.5	4.575	Carregamento relativo de 15%	0.3
9	32		Carregamento inicial absoluto de 30,5 até 32 kN	0.3
9	27.2	-4.8	Descarregamento relativo de 15%	0.3
9	32	4.8	Carregamento relativo de 15%	0.3
9	27.2	-4.8	Descarregamento relativo de 15%	0.3
9	32	4.8	Carregamento relativo de 15%	0.3
10	33.5		Carregamento inicial absoluto de 32 até 33,5 kN	0.3
10	28.475	-5.025	Descarregamento relativo de 15%	0.3
10	33.5	5.025	Carregamento relativo de 15%	0.3
10	28.475	-5.025	Descarregamento relativo de 15%	0.3
10	33.5	5.025	Carregamento relativo de 15%	0.3
11	35		Carregamento inicial absoluto de 33,5 até 35 kN	0.3
11	29.75	-5.25	Descarregamento relativo de 15%	0.3
11	35	5.25	Carregamento relativo de 15%	0.3
11	29.75	-5.25	Descarregamento relativo de 15%	0.3
11	35	5.25	Carregamento relativo de 15%	0.3
12	36.5		Carregamento inicial absoluto de 35 até 36,5 kN	0.3
12	31.025	-5.475	Descarregamento relativo de 15%	0.3
12	36.5	5.475	Carregamento relativo de 15%	0.3
12	31.025	-5.475	Descarregamento relativo de 15%	0.3
12	36.5	5.475	Carregamento relativo de 15%	0.3
13	38		Carregamento inicial absoluto de 36,5 até 38 kN	0.3
13	32.3	-5.7	Descarregamento relativo de 15%	0.3
13	38	5.7	Carregamento relativo de 15%	0.3
13	32.3	-5.7	Descarregamento relativo de 15%	0.3
13	38	5.7	Carregamento relativo de 15%	0.3

ETAPA	Deslocamento [mm]	Drop Off [kN]	Comentário	Rate [kN/sec]
14	0.04		Deslocamento relativo de 0,04 mm	0,0075 [mm/sec]
14		-8	Descarregamento relativo de 20%	0.5
14		6	Carregamento relativo de 15%	0.5
14		-6	Descarregamento relativo de 15%	0.5
14		6	Carregamento relativo de 15%	0.5
15	0.04		Deslocamento relativo de 0,04 mm	0,0075 [mm/sec]
15		-8	Descarregamento relativo de 20%	0.5
15		6	Carregamento relativo de 15%	0.5
15		-6	Descarregamento relativo de 15%	0.5
15		6	Carregamento relativo de 15%	0.5
16	0.04		Deslocamento relativo de 0,04 mm	0,0075 [mm/sec]
16		-8	Descarregamento relativo de 20%	0.5
16		6	Carregamento relativo de 15%	0.5
16		-6	Descarregamento relativo de 15%	0.5
16		6	Carregamento relativo de 15%	0.5
17	0.04		Deslocamento relativo de 0,04 mm	0,0075 [mm/sec]
17		-8	Descarregamento relativo de 20%	0.5
17		6	Carregamento relativo de 15%	0.5
17		-6	Descarregamento relativo de 15%	0.5
17		6	Carregamento relativo de 15%	0.5
18	0.04		Deslocamento relativo de 0,04 mm	0,0075 [mm/sec]
18		-8	Descarregamento relativo de 20%	0.5
18		6	Carregamento relativo de 15%	0.5
18		-6	Descarregamento relativo de 15%	0.5
18		6	Carregamento relativo de 15%	0.5
19	0.04		Deslocamento relativo de 0,04 mm	0,0075 [mm/sec]
19		-8	Descarregamento relativo de 20%	0.5
19		6	Carregamento relativo de 15%	0.5
19		-6	Descarregamento relativo de 15%	0.5
19		6	Carregamento relativo de 15%	0.5
20	0.04		Deslocamento relativo de 0,04 mm	0,0075 [mm/sec]
20		-8	Descarregamento relativo de 20%	0.5
20		6	Carregamento relativo de 15%	0.5
20		-6	Descarregamento relativo de 15%	0.5
20		6	Carregamento relativo de 15%	0.5
21	0.04		Deslocamento relativo de 0,04 mm	0,0075 [mm/sec]
21		-8	Descarregamento relativo de 20%	0.5
21		6	Carregamento relativo de 15%	0.5
21		-6	Descarregamento relativo de 15%	0.5
21		6	Carregamento relativo de 15%	0.5
22	0.04		Deslocamento relativo de 0,04 mm	0,0075 [mm/sec]
22		-8	Descarregamento relativo de 20%	0.5
22		6	Carregamento relativo de 15%	0.5
22		-6	Descarregamento relativo de 15%	0.5
22		6	Carregamento relativo de 15%	0.5
23	0.04		Deslocamento relativo de 0,04 mm	0,0075 [mm/sec]
23		-8	Descarregamento relativo de 20%	0.5
23		6	Carregamento relativo de 15%	0.5
23		-6	Descarregamento relativo de 15%	0.5
23		6	Carregamento relativo de 15%	0.5

ETAPA	Deslocamento [mm]	Drop Off [kN]	Comentário	Rate [kN/sec]
24	0.06		Deslocamento relativo de 0,06 mm	0,0075 [mm/sec]
24		-7.5	Descarregamento relativo de 20%	0.5
24		5.5	Carregamento relativo de 15%	0.5
24		-5.5	Descarregamento relativo de 15%	0.5
24		5.5	Carregamento relativo de 15%	0.5
25	0.06		Deslocamento relativo de 0,06 mm	0,0075 [mm/sec]
25		-7.5	Descarregamento relativo de 20%	0.5
25		5.5	Carregamento relativo de 15%	0.5
25		-5.5	Descarregamento relativo de 15%	0.5
25		5.5	Carregamento relativo de 15%	0.5
26	0.06		Deslocamento relativo de 0,06 mm	0,0075 [mm/sec]
26		-7.5	Descarregamento relativo de 20%	0.5
26		5.5	Carregamento relativo de 15%	0.5
26		-5.5	Descarregamento relativo de 15%	0.5
26		5.5	Carregamento relativo de 15%	0.5
27	0.06		Deslocamento relativo de 0,06 mm	0,0075 [mm/sec]
27		-7.5	Descarregamento relativo de 20%	0.5
27		5.5	Carregamento relativo de 15%	0.5
27		-5.5	Descarregamento relativo de 15%	0.5
27		5.5	Carregamento relativo de 15%	0.5
28	0.06		Deslocamento relativo de 0,06 mm	0,0075 [mm/sec]
28		-7.5	Descarregamento relativo de 20%	0.5
28		5.5	Carregamento relativo de 15%	0.5
28		-5.5	Descarregamento relativo de 15%	0.5
28		5.5	Carregamento relativo de 15%	0.5
29	0.06		Deslocamento relativo de 0,06 mm	0,0075 [mm/sec]
29		-7.5	Descarregamento relativo de 20%	0.5
29		5.5	Carregamento relativo de 15%	0.5
29		-5.5	Descarregamento relativo de 15%	0.5
29		5.5	Carregamento relativo de 15%	0.5
30	0.06		Deslocamento relativo de 0,06 mm	0,0075 [mm/sec]
30		-7.5	Descarregamento relativo de 20%	0.5
30		5.5	Carregamento relativo de 15%	0.5
30		-5.5	Descarregamento relativo de 15%	0.5
30		5.5	Carregamento relativo de 15%	0.5
31	0.06		Deslocamento relativo de 0,06 mm	0,0075 [mm/sec]
31		-7.5	Descarregamento relativo de 20%	0.5
31		5.5	Carregamento relativo de 15%	0.5
31		-5.5	Descarregamento relativo de 15%	0.5
31		5.5	Carregamento relativo de 15%	0.5
32	0.06		Deslocamento relativo de 0,06 mm	0,0075 [mm/sec]
32		-7.5	Descarregamento relativo de 20%	0.5
32		5.5	Carregamento relativo de 15%	0.5
32		-5.5	Descarregamento relativo de 15%	0.5
32		5.5	Carregamento relativo de 15%	0.5
33	0.06		Deslocamento relativo de 0,06 mm	0,0075 [mm/sec]
33		-7.5	Descarregamento relativo de 20%	0.5
33		5.5	Carregamento relativo de 15%	0.5
33		-5.5	Descarregamento relativo de 15%	0.5
33		5.5	Carregamento relativo de 15%	0.5

ETAPA	Deslocamento [mm]	Drop Off [kN]	Comentário	Rate [kN/sec]
34	0.08		Deslocamento relativo de 0,08 mm	0,0075 [mm/sec]
34		-7	Descarregamento relativo de 20%	0.5
34		5	Carregamento relativo de 15%	0.5
34		-5	Descarregamento relativo de 15%	0.5
34		5	Carregamento relativo de 15%	0.5
35	0.08		Deslocamento relativo de 0,08 mm	0,0075 [mm/sec]
35		-7	Descarregamento relativo de 20%	0.5
35		5	Carregamento relativo de 15%	0.5
35		-5	Descarregamento relativo de 15%	0.5
35		5	Carregamento relativo de 15%	0.5
36	0.08		Deslocamento relativo de 0,08 mm	0,0075 [mm/sec]
36		-7	Descarregamento relativo de 20%	0.5
36		5	Carregamento relativo de 15%	0.5
36		-5	Descarregamento relativo de 15%	0.5
36		5	Carregamento relativo de 15%	0.5
37	0.08		Deslocamento relativo de 0,08 mm	0,0075 [mm/sec]
37		-7	Descarregamento relativo de 20%	0.5
37		5	Carregamento relativo de 15%	0.5
37		-5	Descarregamento relativo de 15%	0.5
37		5	Carregamento relativo de 15%	0.5
38	0.08		Deslocamento relativo de 0,08 mm	0,0075 [mm/sec]
38		-7	Descarregamento relativo de 20%	0.5
38		5	Carregamento relativo de 15%	0.5
38		-5	Descarregamento relativo de 15%	0.5
38		5	Carregamento relativo de 15%	0.5
39	0.08		Deslocamento relativo de 0,08 mm	0,0075 [mm/sec]
39		-7	Descarregamento relativo de 20%	0.5
39		5	Carregamento relativo de 15%	0.5
39		-5	Descarregamento relativo de 15%	0.5
39		5	Carregamento relativo de 15%	0.5
40	0.08		Deslocamento relativo de 0,08 mm	0,0075 [mm/sec]
40		-7	Descarregamento relativo de 20%	0.5
40		5	Carregamento relativo de 15%	0.5
40		-5	Descarregamento relativo de 15%	0.5
40		5	Carregamento relativo de 15%	0.5
41	0.08		Deslocamento relativo de 0,08 mm	0,0075 [mm/sec]
41		-7	Descarregamento relativo de 20%	0.5
41		5	Carregamento relativo de 15%	0.5
41		-5	Descarregamento relativo de 15%	0.5
41		5	Carregamento relativo de 15%	0.5
42	0.08		Deslocamento relativo de 0,08 mm	0,0075 [mm/sec]
42		-7	Descarregamento relativo de 20%	0.5
42		5	Carregamento relativo de 15%	0.5
42		-5	Descarregamento relativo de 15%	0.5
42		5	Carregamento relativo de 15%	0.5
43	0.08		Deslocamento relativo de 0,08 mm	0,0075 [mm/sec]
43		-7	Descarregamento relativo de 20%	0.5
43		5	Carregamento relativo de 15%	0.5
43		-5	Descarregamento relativo de 15%	0.5
43		5	Carregamento relativo de 15%	0.5

ANEXO - B

DADOS DO CORPO DE PROVA TRINCA RASA (A_CP02)			
a	– Comprimento da Trinca;	E	– Módulo de elasticidade do material (Estado Plano de Tensões);
a _{M (i)}	– Tamanho Inicial Médio da Trinca;	ν	– Coeficiente de Poisson;
a _{M (f)}	– Tamanho Final Médio da Trinca;	E'	– Módulo de elasticidade do material (Estado Plano de deformações);
B	– Espessura do Espécime;	S _E	– Limite de escoamento;
B _N	– Espessura Líquida;	S _R	– Limite de resistência;
B _e	– Espessura efetiva do espécime;	D	– Distância da faca ou clipe da linha de centro do corpo de prova;
W	– Largura do Espécime;	H	– Distância entre o ponto de aplicação da carga e o plano da trinca;
b _{M (inicial)}	– Ligamento Inicial do Corpo de Prova (MÉDIO)	r _p	– Raio Plástico, variável conforme o tamanho inicial da trinca;
b _{M (final)}	– Ligamento Final do Corpo de Prova (MÉDIO)	E _F	– Espessura da faca;
Δa	– Incrementos de Trinca		

MATERIAL	API 5L- X70	
B =	1.31E-02	[m]
B_N =	1.05E-02	[m]
W =	3.20E-02	[m]
a_{M (i)} =	7.392E-03	[m]
a_{M (f)} =	9.878E-03	[m]
Δ_a =	2.486E-03	[m]
b_{M (inicial)} =	2.46E-02	[m]
b_{M (final)} =	2.21E-02	[m]
ν =	0.3	
E =	2.03E+11	[Pa]
S_E =	5.14E+08	[Pa]
S_R =	6.06E+08	[Pa]
Temperatura =	Ambiente	
B_e =	1.25E-02	[m]
E' =	2.23E+11	[Pa]
E_F =	1.90E-03	[m]

$$\Delta a = a_{M (final)} - a_{M (inicial)}$$

$$b_{M (inicial)} = W - a_{M (inicial)}$$

$$b_{M (final)} = W - a_{M (final)}$$

$$B_e = \left\{ B - \left[(B - B_N)^2 / B \right] \right\}$$

$$E' = E / (1 - \nu^2)$$

H =	1.07E-01	[m]
D =	3.00E-03	[m]
a₀/W =	0.2310	
r_p =	0.90	

Todos os dados de entrada estão em amarelo

ANEXO - C

COMPLIANCE CMOD	
C_m	– Flexibilidade Elástica (COMPLIANCE);
Δ_{CMOD}	– Delta de CMOD;
Δ_{CARGA}	– Delta de CARGA;
$V_{pl(i)}^{CMOD}$	– Descolamento Plástico obtido através da abertura da Boca da Trinca (EXTENSÔMETRO) corrigido.
$CMOD_{(i)}$	– Parâmetro de abertura da ponta da trinca, Tenacidade a Fratura Elasto-Plástica;
P	– Carga Aplicada;
Cc_i	– Flexibilidade Elástica (COMPLIANCE) corrigida fornecendo o comprimento de trinca atualizado a_i ;
$C_m = \Delta_{CMOD} / \Delta_{CARGA}$	
$V_{pl(i)}^{CMOD} = CMOD - (P \cdot C_{C(i)})$	

C_m	
COMPLIANCE $C_1 =$	9.26E-10
COMPLIANCE $C_2 =$	9.33E-10
COMPLIANCE $C_3 =$	9.17E-10
COMPLIANCE $C_4 =$	8.99E-10
COMPLIANCE $C_5 =$	8.75E-10
COMPLIANCE $C_6 =$	8.69E-10
COMPLIANCE $C_7 =$	8.82E-10
COMPLIANCE $C_8 =$	8.72E-10
COMPLIANCE $C_9 =$	8.84E-10
COMPLIANCE $C_{10} =$	8.76E-10
COMPLIANCE $C_{11} =$	8.63E-10
COMPLIANCE $C_{12} =$	8.73E-10
COMPLIANCE $C_{13} =$	8.63E-10
COMPLIANCE $C_{14} =$	8.74E-10

$V_{pl(i)}^{CMOD}$
2.726E-05
2.602E-05
2.747E-05
1.280E-04
2.202E-04
2.591E-04
3.006E-04
4.227E-04
4.683E-04
5.269E-04
5.894E-04
6.437E-04
7.017E-04
7.333E-04

ANEXO - D

CALCULO DA COORENADA POLAR TETA (θ)

$CMOD_{(i)}$ – Parâmetro de abertura da ponta da trinca, Tenacidade a Fratura Elasto-Plástica;

$a_{M(i)}$ – Tamanho Inicial Médio da Trinca;

W – Largura do Espécime;

E_F – Espessura da faca;

r_p – Raio Plástico, variável conforme o tamanho inicial da trinca;

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;

$d_{m(i)/2}$ – Metade do incremento do extensômetro ($CMOD_{(i)}$);

θ – Coordenada Polar;

$$R_G = a_{Mi} - r_p (W - a_{Mi})$$

$$R_L = R_G - \frac{W}{2} - E_F$$

$$d_{m(i)/2} = \frac{CMOD_{(i)}}{2}$$

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

R_G	Carr
Rg(1) =	0.0314392
Rg(2) =	0.0316317
Rg(3) =	0.0316356
Rg(4) =	0.0316269
Rg(5) =	0.0316242
Rg(6) =	0.0316176
Rg(7) =	0.0316170
Rg(8) =	0.0316275
Rg(9) =	0.0316307
Rg(10) =	0.0316406
Rg(11) =	0.0316403
Rg(12) =	0.0316369
Rg(13) =	0.0316471
Rg(14) =	0.0316453
Rg(15) =	0.0316543
Rg(16) =	0.0316667

R_L	Carr
RI(1) =	1.35E-02
RI(2) =	1.37E-02
RI(3) =	1.37E-02
RI(4) =	1.37E-02
RI(5) =	1.37E-02
RI(6) =	1.37E-02
RI(7) =	1.37E-02
RI(8) =	1.37E-02
RI(9) =	1.37E-02
RI(10) =	1.37E-02
RI(11) =	1.37E-02
RI(12) =	1.37E-02
RI(13) =	1.37E-02
RI(14) =	1.37E-02
RI(15) =	1.38E-02
RI(16) =	1.38E-02

$d_{m/2}$	Carr
dm/2(1) =	6.78E-05
dm/2(2) =	7.00E-05
dm/2(3) =	7.21E-05
dm/2(4) =	1.32E-04
dm/2(5) =	1.85E-04
dm/2(6) =	2.05E-04
dm/2(7) =	2.28E-04
dm/2(8) =	2.92E-04
dm/2(9) =	3.17E-04
dm/2(10) =	3.47E-04
dm/2(11) =	3.78E-04
dm/2(12) =	4.07E-04
dm/2(13) =	4.36E-04
dm/2(14) =	4.53E-04
dm/2(15) =	4.84E-04
dm/2(16) =	5.18E-04

θ	Carr
Teta(1) =	2.16E-03
Teta(2) =	2.21E-03
Teta(3) =	2.28E-03
Teta(4) =	4.17E-03
Teta(5) =	5.85E-03
Teta(6) =	6.49E-03
Teta(7) =	7.23E-03
Teta(8) =	9.24E-03
Teta(9) =	1.00E-02
Teta(10) =	1.10E-02
Teta(11) =	1.20E-02
Teta(12) =	1.29E-02
Teta(13) =	1.38E-02
Teta(14) =	1.43E-02
Teta(15) =	1.53E-02
Teta(16) =	1.64E-02

ANEXO - E

COMPRIMENTO DE TRINCAS

C_{MOD} – 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;

θ – Coordenada Polar;

H – Distância entre o ponto de aplicação da carga e o plano da trinca;

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;

C_{c_i} – Flexibilidade Elástica (COMPLIANCE) corrigida fornecendo o comprimento de trinca atualizado a_i ;

E' – Módulo de Elasticidade do Material (Tensão Plana);

B_e – Espessura Efetiva do Espécime;

u – Flexibilidade Elástica do Corpo-de-Prova;

$$C_{c \text{ MOD}} = \frac{C_m \text{ MOD}}{\left(\cos \theta - \frac{D \tan \theta}{2R_G} \right) \left(\cos \theta - \frac{H \sec \theta}{R_L} \right)}$$

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

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

$$a = W \cdot (a/W)$$

$C_{c(i)}$	Carr
COMPLIANCE C_{c1} =	9.43E-10
COMPLIANCE C_{c2} =	9.50E-10
COMPLIANCE C_{c3} =	9.34E-10
COMPLIANCE C_{c4} =	9.29E-10
COMPLIANCE C_{c5} =	9.17E-10
COMPLIANCE C_{c6} =	9.16E-10
COMPLIANCE C_{c7} =	9.35E-10
COMPLIANCE C_{c8} =	9.41E-10
COMPLIANCE C_{c9} =	9.59E-10
COMPLIANCE C_{c10} =	9.59E-10
COMPLIANCE C_{c11} =	9.52E-10
COMPLIANCE C_{c12} =	9.71E-10
COMPLIANCE C_{c13} =	9.68E-10
COMPLIANCE C_{c14} =	9.85E-10

$u(i)$	Carr
u11 =	3.810E-01
u12 =	3.801E-01
u13 =	3.821E-01
u14 =	3.827E-01
u15 =	3.842E-01
u16 =	3.844E-01
u17 =	3.819E-01
u18 =	3.812E-01
u19 =	3.789E-01
u110 =	3.790E-01
u111 =	3.798E-01
u112 =	3.774E-01
u113 =	3.778E-01
u114 =	3.758E-01

$a(i)/W$	Carr
a(1)/W =	2.911E-01
a(2)/W =	2.924E-01
a(3)/W =	2.897E-01
a(4)/W =	2.888E-01
a(5)/W =	2.867E-01
a(6)/W =	2.866E-01
a(7)/W =	2.898E-01
a(8)/W =	2.908E-01
a(9)/W =	2.939E-01
a(10)/W =	2.938E-01
a(11)/W =	2.928E-01
a(12)/W =	2.960E-01
a(13)/W =	2.954E-01
a(14)/W =	2.982E-01

$a(i)$	Carr	
a(1) =	9.32E-03	[m]
a(2) =	9.36E-03	[m]
a(3) =	9.27E-03	[m]
a(4) =	9.24E-03	[m]
a(5) =	9.18E-03	[m]
a(6) =	9.17E-03	[m]
a(7) =	9.28E-03	[m]
a(8) =	9.31E-03	[m]
a(9) =	9.41E-03	[m]
a(10) =	9.40E-03	[m]
a(11) =	9.37E-03	[m]
a(12) =	9.47E-03	[m]
a(13) =	9.45E-03	[m]
a(14) =	9.54E-03	[m]

	MEDIDO	COMPLIANCE	
a Inicial =	7.392E-03	9.170E-03	[m]
a final =	9.878E-03	1.047E-02	[m]
Delta a	2.486E-03	1.301E-03	[m]

	MEDIDO [mm]	COMPLIANCE [mm]	Δ [mm]
$a_{M(i)}$ =	7.3924	9.1696	-1.77725
$a_{M(f)}$ =	9.8783	10.4703	-0.59202
Δa =	2.4859	1.3007	1.18523

ANEXO - F

AREA PLASTICA

$V_{pl(i)}^{CMOD}$

– Descolamento Plástico obtido através da abertura da Boca da Trinca (EXTENSÔMETRO) corrigido.

P

– Carga Aplicada;

$A_{pl(i)}$

– Área abaixo da linha de carga por deslocamento plástico da curva para o incremento i;

a

– Comprimento da Trinca;

W

– Largura do Espécime;

b

– Ligamento Remanescente;

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

$b = W - a$

$b_{(i)}$	Carr	
b(1)=	2.27E-02	[m]
b(2)=	2.26E-02	[m]
b(3)=	2.27E-02	[m]
b(4)=	2.28E-02	[m]
b(5)=	2.28E-02	[m]
b(6)=	2.28E-02	[m]
b(7)=	2.27E-02	[m]
b(8)=	2.27E-02	[m]
b(9)=	2.26E-02	[m]
b(10)=	2.26E-02	[m]
b(11)=	2.26E-02	[m]
b(12)=	2.25E-02	[m]
b(13)=	2.25E-02	[m]
b(14)=	2.25E-02	[m]
b(15)=	2.23E-02	[m]
b(16)=	2.20E-02	[m]
b(17)=	2.18E-02	[m]

$A_{pl(i)}$	
Apl (0)	0
Apl (1)	1.57E+00
Apl (2)	1.42E+00
Apl (3)	1.60E+00
Apl (4)	1.52E+01
Apl (5)	2.95E+01
Apl (6)	3.59E+01
Apl (7)	4.28E+01
Apl (8)	6.35E+01
Apl (9)	7.14E+01
Apl (10)	8.15E+01
Apl (11)	9.24E+01
Apl (12)	1.02E+02
Apl (13)	1.12E+02
Apl (14)	1.18E+02
Apl (15)	1.28E+02
Apl (16)	1.38E+02

ANEXO - G

J ELÁSTICO	
a	– Comprimento da Trinca;
P	– Carga Aplicada;
W	– Largura do Espécime;
B	– Espessura do Espécime;
$K_{(i)}$	– Tenacidade do Material;
$f\left(\frac{a_i}{W}\right)$	– Função a/W;

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

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

$$J_{ELÁSTICO} = \frac{K_{(i)}^2}{E'}$$

$f\left(\frac{a}{W}\right)_{(i)}$	
f(a/W)(1)	1.6147432
f(a/W)(2)	1.6190302
f(a/W)(3)	1.6096834
f(a/W)(4)	1.6068831
f(a/W)(5)	1.5999298
f(a/W)(6)	1.5992874
f(a/W)(7)	1.6103245
f(a/W)(8)	1.6136709
f(a/W)(9)	1.6243666
f(a/W)(10)	1.6240487
f(a/W)(11)	1.6203450
f(a/W)(12)	1.6315271
f(a/W)(13)	1.6296115
f(a/W)(14)	1.6395655
f(a/W)(15)	1.6536804
f(a/W)(16)	1.6939579
f(a/W)(17)	1.7147796

$K_{(i)}$		
K(1)	7.91E+07	[Pa.m ^{1/2}]
K(2)	8.30E+07	[Pa.m ^{1/2}]
K(3)	8.55E+07	[Pa.m ^{1/2}]
K(4)	9.99E+07	[Pa.m ^{1/2}]
K(5)	1.10E+08	[Pa.m ^{1/2}]
K(6)	1.12E+08	[Pa.m ^{1/2}]
K(7)	1.14E+08	[Pa.m ^{1/2}]
K(8)	1.18E+08	[Pa.m ^{1/2}]
K(9)	1.20E+08	[Pa.m ^{1/2}]
K(10)	1.21E+08	[Pa.m ^{1/2}]
K(11)	1.21E+08	[Pa.m ^{1/2}]
K(12)	1.23E+08	[Pa.m ^{1/2}]
K(13)	1.23E+08	[Pa.m ^{1/2}]
K(14)	1.24E+08	[Pa.m ^{1/2}]
K(15)	1.26E+08	[Pa.m ^{1/2}]
K(16)	1.30E+08	[Pa.m ^{1/2}]
K(17)	1.32E+08	[Pa.m ^{1/2}]

$J_{ELÁSTICO}_{(i)}$	
Jels (1)	2.80E+01
Jels (2)	3.08E+01
Jels (3)	3.27E+01
Jels (4)	4.47E+01
Jels (5)	5.46E+01
Jels (6)	5.60E+01
Jels (7)	5.87E+01
Jels (8)	6.25E+01
Jels (9)	6.48E+01
Jels (10)	6.57E+01
Jels (11)	6.57E+01
Jels (12)	6.77E+01
Jels (13)	6.76E+01
Jels (14)	6.91E+01
Jels (15)	7.08E+01
Jels (16)	7.57E+01
Jels (17)	7.75E+01

ANEXO - H

J PLASTICO

$$\eta_i^{CMOD} = 0,9095 + 0,1227 \left(\frac{a}{W} \right) \quad \gamma_i^{CMOD} = -0,091 + 0,12 \left(\frac{a}{W} \right) + \left(\frac{-0,012 + 0,012 \left(\frac{a}{W} \right)}{0,9095 + 0,012 \left(\frac{a}{W} \right)} \right)$$

$$Termo_1 = \left[\left(\frac{\eta_{(i-1)}}{b_{(i-1)}} \right) \frac{(P_i + P_{(i-1)}) \times (v_{pli} - v_{pl(i-1)})}{2} \right] \quad Termo_2 = \left[1 - \gamma_{(i-1)} \times \frac{a_i - a_{(i-1)}}{b_{(i-1)}} \right]$$

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

n(i)	Carr
n(0)=	9.38E-01
n(1)=	9.45E-01
n(2)=	9.45E-01
n(3)=	9.45E-01
n(4)=	9.45E-01
n(5)=	9.45E-01
n(6)=	9.45E-01
n(7)=	9.45E-01
n(8)=	9.45E-01
n(9)=	9.46E-01
n(10)=	9.46E-01
n(11)=	9.45E-01
n(12)=	9.46E-01
n(13)=	9.46E-01
n(14)=	9.46E-01
n(15)=	9.47E-01
n(16)=	9.48E-01

gama(i)	Carr
gama(0)=	-1.62E-01
gama(1)=	-1.46E-01
gama(2)=	-1.46E-01
gama(3)=	-1.47E-01
gama(4)=	-1.47E-01
gama(5)=	-1.47E-01
gama(6)=	-1.47E-01
gama(7)=	-1.47E-01
gama(8)=	-1.46E-01
gama(9)=	-1.45E-01
gama(10)=	-1.45E-01
gama(11)=	-1.46E-01
gama(12)=	-1.45E-01
gama(13)=	-1.45E-01
gama(14)=	-1.44E-01
gama(15)=	-1.43E-01
gama(16)=	-1.41E-01

Termo 1	Termo 2
0.00E+00	1.04860351
6.25E+03	1.01E+00
-5.85E+02	1.00E+00
7.05E+02	9.99E-01
5.42E+04	1.00E+00
5.65E+04	1.00E+00
2.53E+04	1.00E+00
2.75E+04	1.00E+00
8.24E+04	1.00E+00
3.15E+04	1.00E+00
4.07E+04	1.00E+00
4.36E+04	1.00E+00
3.82E+04	1.00E+00
4.08E+04	1.00E+00
2.24E+04	1.00E+00
4.06E+04	1.00E+00
4.21E+04	1.00E+00

Jplas (i)	[J/m^2]	[kJ/m^2]
Jplas (0)	0	
Jplas (1)	6.33E+03	6.33E+00
Jplas (2)	5.75E+03	5.75E+00
Jplas (3)	6.45E+03	6.45E+00
Jplas (4)	6.06E+04	6.06E+01
Jplas (5)	1.17E+05	1.17E+02
Jplas (6)	1.42E+05	1.42E+02
Jplas (7)	1.70E+05	1.70E+02
Jplas (8)	2.52E+05	2.52E+02
Jplas (9)	2.84E+05	2.84E+02
Jplas (10)	3.25E+05	3.25E+02
Jplas (11)	3.68E+05	3.68E+02
Jplas (12)	4.07E+05	4.07E+02
Jplas (13)	4.48E+05	4.48E+02
Jplas (14)	4.70E+05	4.70E+02
Jplas (15)	5.11E+05	5.11E+02
Jplas (16)	5.55E+05	5.55E+02

ANEXO - I

J Total e Δa

$J_{(total)i} = J_{(el)i} + J_{(pl)i}$

Jtotal (i)		
Jtotal (1)	3.44E+01	[kJ/m^2]
Jtotal (2)	3.66E+01	[kJ/m^2]
Jtotal (3)	3.92E+01	[kJ/m^2]
Jtotal (4)	1.05E+02	[kJ/m^2]
Jtotal (5)	1.72E+02	[kJ/m^2]
Jtotal (6)	1.98E+02	[kJ/m^2]
Jtotal (7)	2.29E+02	[kJ/m^2]
Jtotal (8)	3.15E+02	[kJ/m^2]
Jtotal (9)	3.49E+02	[kJ/m^2]
Jtotal (10)	3.91E+02	[kJ/m^2]
Jtotal (11)	4.34E+02	[kJ/m^2]
Jtotal (12)	4.74E+02	[kJ/m^2]
Jtotal (13)	5.15E+02	[kJ/m^2]
Jtotal (14)	5.39E+02	[kJ/m^2]
Jtotal (15)	5.82E+02	[kJ/m^2]
Jtotal (16)	6.30E+02	[kJ/m^2]
Jtotal (17)	6.88E+02	[kJ/m^2]
Jtotal (18)	7.38E+02	[kJ/m^2]
Jtotal (19)	7.89E+02	[kJ/m^2]
Jtotal (20)	8.52E+02	[kJ/m^2]
Jtotal (21)	#DIV/0!	[kJ/m^2]
Jtotal (22)	#DIV/0!	[kJ/m^2]
Jtotal (23)	#DIV/0!	[kJ/m^2]

Delat a(i)		
Delat a(1)	0.1469423	[mm]
Delat a(2)	0.0399133	[mm]
Delat a(3)	-0.087484	[mm]
Delat a(4)	-0.026548	[mm]
Delat a(5)	-0.066618	[mm]
Delat a(6)	-0.006206	[mm]
Delat a(7)	0.1054271	[mm]
Delat a(8)	0.0314758	[mm]
Delat a(9)	0.0991485	[mm]
Delat a(10)	-0.002916	[mm]
Delat a(11)	-0.034109	[mm]
Delat a(12)	0.1022151	[mm]
Delat a(13)	-0.01735	[mm]
Delat a(14)	0.0894504	[mm]
Delat a(15)	0.1239832	[mm]
Delat a(16)	0.3373292	[mm]
Delat a(17)	0.165969	[mm]
Delat a(18)	0.0685307	[mm]
Delat a(19)	0.0918052	[mm]
Delat a(20)	0.1397062	[mm]
Delat a(21)	#DIV/0!	[mm]
Delat a(22)	#DIV/0!	[mm]
Delat a(23)	#DIV/0!	[mm]

Delat a(i)	Incremental	
Delat a(1)	0.1469423	[mm]
Delat a(2)	0.1868556	[mm]
Delat a(3)	0.0993716	[mm]
Delat a(4)	0.0728236	[mm]
Delat a(5)	0.0062060	[mm]
Delat a(6)	0.0000000	[mm]
Delat a(7)	0.1054271	[mm]
Delat a(8)	0.1369029	[mm]
Delat a(9)	0.2360513	[mm]
Delat a(10)	0.2331356	[mm]
Delat a(11)	0.1990263	[mm]
Delat a(12)	0.3012414	[mm]
Delat a(13)	0.2838918	[mm]
Delat a(14)	0.3733422	[mm]
Delat a(15)	0.4973254	[mm]
Delat a(16)	0.8346546	[mm]
Delat a(17)	1.0006236	[mm]
Delat a(18)	1.0691543	[mm]
Delat a(19)	1.1609595	[mm]
Delat a(20)	1.3006657	[mm]
Delat a(21)	#DIV/0!	[mm]
Delat a(22)	#DIV/0!	[mm]
Delat a(23)	#DIV/0!	[mm]