

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais

PPGE3M

**CONTROLE DE FRATURAS DÚCTEIS PROPAGANTES EM DUTOS DE  
TRANSPORTE DE CO<sub>2</sub>**

**Pedro da Silva Craidy**

Dissertação para obtenção do Título de Mestre  
em Engenharia

Porto Alegre  
2012

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais

PPGE3M

**CONTROLE DE FRATURAS DÚCTEIS PROPAGANTES EM DUTOS DE  
TRANSPORTE DE CO<sub>2</sub>**

PEDRO DA SILVA CRAIDY  
Engenheiro de Materiais

Trabalho realizado no Departamento de Metalurgia da Escola de Engenharia da UFRGS, dentro do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGE3M, como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia.

Área de Concentração: Ciência e Tecnologia dos Materiais

Porto Alegre  
2012

Esta dissertação foi julgada adequada para obtenção do título de Mestre em Engenharia, área de concentração em Ciência e Tecnologia dos Materiais, e aprovada em sua forma final, pelo orientador e pela Banca Examinadora do Programa de Pós-Graduação.

Orientador: Prof. Dr. Afonso Reguly

Banca Examinadora:

Dr. Eduardo Hippert Junior, PETROBRAS/CENPES/PDEP/TMEC

Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker, UFRGS/PPGE3M

Prof. Dr. Thomas Gabriel Rosauo Clarke, UFRGS/PPGE3M

Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker

Coordenador do PPGE3M

Dedico esta dissertação a meus pais.

## **AGRADECIMENTOS**

A Eduardo Hippert, Jussara de Mello Silva, Marcelo Piza, Guilherme Donato, Teresinha Alves e demais colegas do Cenpes/TMEC.

Aos Professores Afonso Reguly e Telmo Strohaecker.

À Petrobras.

## SUMÁRIO

<b>LISTA DE FIGURAS</b> .....	VIII
<b>LISTA DE TABELAS</b> .....	X
<b>LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS</b> .....	XII
<b>RESUMO</b> .....	XIV
<b>ABSTRACT</b> .....	XV
<b>1. INTRODUÇÃO</b> .....	2
<b>2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b> .....	7
2.1. Recuperação Avançada de Petróleo com Injeção de CO <sub>2</sub> (CO <sub>2</sub> -EOR).....	7
2.2. Fraturas Propagantes .....	14
2.3. Normas para Dutos de CO <sub>2</sub> .....	18
2.4. Características da Descompressão do CO <sub>2</sub> Supercrítico .....	20
2.4.1. Efeitos de Impurezas. ....	25
2.4.2. Modelos de Descompressão. ....	25
2.5. Métodos de Cálculo de Fraturas Dúcteis Propagantes.....	27
2.5.1. Métodos Analíticos.....	33
2.5.1.1. Método Battelle das Duas Curvas.....	33
2.5.1.1.1. Velocidade de Propagação e Tensão de Interrupção da Fratura ..	35
2.5.1.1.2. Velocidade da Onda de Descompressão .....	37
2.5.1.1.3. Procedimento de Aplicação do Método BTC .....	38
2.5.1.2. Método HLP .....	39
2.5.1.3. Método Sumitomo .....	41
2.5.2. Fórmulas Explícitas.....	42
2.5.2.1. Método Battelle Simplificado.....	42
2.5.2.2. Método AISI.....	43
2.5.2.3. Método EPRG.....	44
2.5.2.4. Outras Metodologias Semelhantes .....	46
2.5.3. Modelos Numéricos .....	48
2.5.4. Métodos Experimentais.....	51
2.5.4.1. Métodos baseados em Mecânica da Fratura .....	51

2.5.4.1.1. Tenacidade à Fratura para Interrupção de Trinca .....	51
2.5.4.1.2. Método baseado em CTOA. ....	52
2.5.4.2. Ensaio em Escala Real. ....	56
2.5.4.2.1. Ensaio de Rompimento .....	56
2.5.4.2.2. Ensaio de Tubo de Choque.....	60
2.5.5. Planos de Controle de Fraturas Dúcteis Propagantes.....	62
2.5.5.1. DNV-RP-J202. ....	63
2.5.5.2. CSA Z662. ....	64
2.5.5.3. AS 2885 .....	65
2.6. Dutos Submarinos. ....	68
2.7. Crack arrestors. ....	70
<b>3. MATERIAIS E MÉTODOS.....</b>	<b>75</b>
3.1. Metodologia de Cálculo .....	76
3.2. Parâmetros de Cálculo. ....	81
3.2.1. Pressão de Interrupção da Fratura Dúctil. ....	81
3.2.2. Diâmetro externo e Espessura de Parede do Duto. ....	83
3.2.3. Materiais e Propriedades Mecânicas. ....	84
<b>4. RESULTADOS E DISCUSSÃO. ....</b>	<b>86</b>
4.1. Tenacidades de Interrupção da Fratura Dúctil. ....	86
4.2. Comparação com Requisitos de Fabricação .....	91
4.3. Análises de Sensibilidade.....	92
4.4. Procedimento Alternativo de Cálculo .....	97
<b>5. CONCLUSÕES.....</b>	<b>102</b>
<b>6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....</b>	<b>104</b>
<b>7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS. ....</b>	<b>105</b>
<b>ANEXO A – EFEITOS DE IMPUREZAS NA DESCOMPRESSÃO DO CO<sub>2</sub> .....</b>	<b>110</b>
<b>ANEXO B – DEDUÇÃO DA EQUAÇÃO DA TENSÃO DE INTERRUPTÃO DA FRATURA DÚCTIL.....</b>	<b>115</b>

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1. Fluxograma da metodologia utilizada para determinação da tenacidade mínima de interrupção da fratura .....	5
Figura 2.1. Variação da densidade relativa de CO <sub>2</sub> com a profundidade .....	9
Figura 2.2. Esquema de captura e injeção de CO <sub>2</sub> no campo de Sleipner.....	11
Figura 2.3. Esquema do sistema de transporte de CO <sub>2</sub> da Petrobras no Recôncavo Baiano	13
Figura 2.4. Esquema da fratura propagante em dutos .....	15
Figura 2.5. Características típicas de fraturas dúcteis propagantes em dutos.....	16
Figura 2.6. Tamanho crítico de defeito passante vs. Tenacidade para duto de diâmetro 762mm .....	17
Figura 2.7. Diagrama de fases de CO <sub>2</sub> puro .....	21
Figura 2.8. Tipos de descompressão.....	22
Figura 2.9. Pressão vs. Velocidade de descompressão para CO <sub>2</sub> puro.....	23
Figura 2.11. Interrupção de fratura frágil .....	28
Figura 2.12. Relação tensão-velocidade para interrupção de trinca (descompressão totalmente gasosa).....	33
Figura 2.13. Corpo-de-prova de ensaio DWT .....	40
Figura 2.14. Comparação da exatidão das previsões de velocidade da fratura segundo os métodos BTC, HLP e Sumitomo .....	42
Figura 2.15. Comparação da tenacidade de interrupção utilizando quatro métodos para R=17,8pol. e t=0,4104pol .....	48
Figura 2.16. Variação da velocidade de trinca com o comprimento da trinca para um tubo de 100m, operando a 100barg de CO <sub>2</sub> a diferentes temperaturas de linha iniciais segundo o modelo desenvolvido por (MAHGEREFTEH 2010). .....	50
Figura 2.17. Esquemas do arranjo de ensaio para a ASTM E1221:06.....	52
Figura 2.18. CTOA associado à propagação de uma fratura dúctil.....	53
Figura 2.19. Energia absorvida a partir de medidas de carga e deslocamento .....	53
Figura 2.20. Parâmetros R <sub>c</sub> e S <sub>c</sub> para corpos-de-prova de aço X65 .....	54
Figura 2.21. Esquema do trecho de teste em ensaio de rompimento em escala real.....	57
Figura 2.22. Configuração do corpo-de-prova para ensaios West Jefferson.....	58



Figura 2.23. Pêndulo para iniciação da fratura no ensaio Robertson .....	59
Figura 2.24. Esquema de um ensaio de tubo de choque.....	61
Figura 2.25. Disco de ruptura antes e depois da ruptura .....	61
Figura 2.26. Exemplo de curvas pressão-tempo em diferentes locais de medição ao longo do tubo de decompressão .....	62
Figura 2.27. Plano de controle de fraturas dúcteis segundo norma AS 2885.....	67
Figura 2.28. Luva de material compósito atuando como <i>crack arrestor</i> .....	71
Figura 2.29. Crack arrestor instalado em trecho de duto.....	71
Figura 2.30. Algoritmo para projeto de <i>crack arrestors</i> .....	74
Figura 3.1. Curvas de velocidade da onda de decompressão a partir de 25,5MPa e curvas de tenacidade para tubo NPS16 L450 com parede de espessura 14,5mm .....	79
Figura 3.2. Curvas de decompressão de misturas CO <sub>2</sub> – CH <sub>4</sub> calculadas usando o programa GASDECOM.....	82
Figura 4.1. Curvas de decompressão do CO <sub>2</sub> puro a 40°C e pressões iniciais de 55MPa e 10MPa e de propagação da fratura para dutos de API 5L graus B, X65, X70 e X80.....	93
Figura 4.2. Tenacidade de Interrupção K <sub>v</sub> versus Tensão de Fluxo $\sigma_{f1}$ .....	95
Figura 4.3. Tenacidade de Interrupção K <sub>v</sub> versus Pressão de interrupção, considerando D=310mm e t=17mm.....	96
Figura 4.4. Curvas de decompressão do CO <sub>2</sub> puro a 40°C e pressões iniciais de 55MPa e 10MPa e de propagação da fratura para dutos de API 5L grau X80, energia Charpy de 25J e 36J respectivamente .....	98
Figura 4.5. Curvas de decompressão do CO <sub>2</sub> a pressões iniciais de 55MPa e 10MPa (calculadas pelo programa GASDECOM) e de propagação da fratura para dutos de API 5L grau X80, D=310mm e t=17mm, calculadas pelo procedimento alternativo, utilizando o método BTC.....	100
Figura 4.6. Curvas de decompressão do CO <sub>2</sub> a pressões iniciais de 55MPa e 10MPa (calculadas pelo programa GASDECOM) e de propagação da fratura para dutos de API 5L grau X80, D=310mm e t=17mm, calculadas pelo procedimento alternativo, utilizando o método HLP.....	100

## LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1. Linhas de CO <sub>2</sub> mais longas em operação .....	10
Tabela 2.2. Características das fraturas propagantes em linhas pressurizadas.....	14
Tabela 2.3. Valores das constantes da Equação 16. ....	42
Tabela 2.4. Valores das constantes das Equações 18, 19 e 20 .....	44
Tabela 2.5. Requisitos mínimos de energia Charpy para fator de projeto de 0,625 segundo o método EPRG .....	45
Tabela 2.6. Requisitos mínimos de energia Charpy para fator de projeto de 0,72 segundo o método EPRG .....	45
Tabela 2.7. Requisitos mínimos de energia Charpy para fator de projeto de 0,80 segundo o método EPRG .....	46
Tabela 2.8. Outras Equações para a Tenacidade de Interrupção da Fratura.....	46
Tabela 2.9. Coeficientes de preenchimento das equações de velocidade da fratura (equações em unidades SI). ....	68
Tabela 2.10. Requisitos para interrupção de fratura através de resultados de ensaios Charpy executados na temperatura mínima de projeto.(J).....	70
Tabela 3.1. Efeitos das variáveis no processo de propagação de fraturas dúcteis em dutos de transporte de CO <sub>2</sub> .....	80
Tabela 3.2. Pressões críticas de misturas CO <sub>2</sub> – CH <sub>4</sub> calculadas usando o programa PRO-II .....	82
Tabela 3.3. Propriedades mecânicas de aços para dutos .....	85
Tabela 4.1. Energias Charpy mínimas para interrupção da propagação de fraturas dúcteis (J) para dutos de API 5L grau B .....	87
Tabela 4.2. Energias Charpy mínimas para interrupção da propagação de fraturas dúcteis (J) para dutos de API 5L X65 .....	88
Tabela 4.3. Energias Charpy mínimas para interrupção da propagação de fraturas dúcteis (J) para dutos de API 5L X70.....	89
Tabela 4.4. Energias Charpy mínimas para interrupção da propagação de fraturas dúcteis (J) para dutos de API 5L X80.....	90

Tabela 4.5. Energias Charpy e DWTT de interrupção para D=310mm e t=17,0mm calculadas pelo método HLP .....	91
Tabela 4.6. Comparação entre os valores mínimos de tenacidade segundo API 5L e DNV-OS-F101 e os valores calculados.....	92
Tabela 4.7. Energias Charpy de interrupção aplicando-se o procedimento alternativo e diferentes requisitos de velocidade da fratura .....	99

## LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

- $A_p, A$  : área de ligamento ou abaixo do entalhe dos corpos-de-prova DWTT e Charpy pré-entalhado respectivamente
- BTC**: método Battelle das duas curvas (*Battelle two-curve method*)
- $C_p, C_v$  : calor específico a pressão e volume constante respectivamente
- CSM** : *Centro Sviluppo Materiali*
- CTOA** : ângulo de abertura da ponta da trinca
- CTOD** : deslocamento de abertura da ponta da trinca
- D** : diâmetro externo de projeto do duto
- d** : profundidade de preenchimento externo do duto
- $D_p$  : energia DWTT de corpo-de-prova pré-entalhado
- DWTT** : ensaio de queda de martelo (*drop weight tear test, DWT test*)
- E** : módulo de elasticidade do material
- EOR** : recuperação avançada de petróleo (*enhanced oil recovery*)
- EPRG** : *European Pipeline Research Group*
- $f_w$  : fator de fricção de Fanning
- h** : entalpia específica do fluido
- HLP** : método HLP (*High Strength Line Pipe Committee do ISIJ*)
- ISIJ** : *Iron and Steel Institute of Japan*
- $K_v$  : energia Charpy para propagação de fratura dúctil, tenacidade de interrupção da fratura
- L** : comprimento do ligamento
- $M_T$  : fator de Folias
- $P_a$  : pressão de interrupção da fratura
- $P_c$  : pressão (crítica) de saturação do fluido
- $P_d$  : pressão após descompressão na ponta da trinca
- $P_o$  : pressão de operação ou inicial
- PSL** : níveis de especificação de produto (*Product Specification Level*)
- $q_h$  : calor transferido através da parede do tubo para o fluido

**R** : raio (médio) do tubo  
**t** : espessura de parede do tubo  
**T** : temperatura  
**T<sub>min</sub>** : temperatura mínima de projeto  
**u** : velocidade de escoamento do fluido  
**V<sub>a</sub>** : velocidade do som no fluido  
**V<sub>d</sub>** : velocidade de propagação da fratura na pressão **P<sub>d</sub>**  
**V<sub>f</sub>** : velocidade de propagação da fratura  
**V<sub>g</sub>** : velocidade de propagação da onda de descompressão  
**Y** : tensão de escoamento do material, resistência ao escoamento especificada mínima  
**β<sub>y</sub>** : termo de força de fricção  
**θ** : ângulo de inclinação do duto em relação à horizontal  
**ρ** : densidade do fluido  
**σ<sub>a</sub>** : tensão circunferencial de interrupção de fratura  
**σ<sub>aB</sub>** : tensão circunferencial de interrupção da fratura frágil  
**σ<sub>c</sub>** : tensão circunferencial devido à pressão interna **P<sub>c</sub>** (pressão de saturação)  
**σ<sub>d</sub>** : tensão após descompressão (na pressão **P<sub>d</sub>**)  
**σ<sub>f1</sub>, σ<sub>f2</sub>** : tensão de fluxo do material utilizada nos métodos Battelle e HLP respectivamente  
**σ<sub>fd</sub>** : tensão de fluxo dinâmica do material  
**σ<sub>o</sub>** : tensão circunferencial inicial ou de projeto  
**C, C<sub>1</sub>, C<sub>2</sub>, C<sub>3</sub>, C<sub>4</sub>, C<sub>5</sub>, C<sub>6</sub>, C<sub>7</sub>, C<sub>8</sub>, C<sub>9</sub>, C<sub>10</sub>, C<sub>11</sub>, C<sub>12</sub>, m, n, q, s** : constantes

## RESUMO

A ocorrência de fraturas dúcteis propagantes em dutos para transporte de CO<sub>2</sub> supercrítico é um aspecto que deve ser considerado no projeto e operação de sistemas de recuperação avançada de petróleo utilizando CO<sub>2</sub>. Os métodos disponíveis para determinação da tenacidade para interrupção intrínseca destas fraturas são revisados, destacando-se as suas limitações e os procedimentos experimentais existentes para averiguação deste parâmetro. São apresentadas informações relativas ao projeto de *crack arrestors* e particularidades de dutos submarinos. Este fenômeno depende fundamentalmente de aspectos da descompressão das misturas de CO<sub>2</sub> transportadas, que são também analisados.

Com o objetivo de verificar se os materiais usualmente utilizados em linhas de transporte de gás natural possuem propriedades mecânicas que garantam controle de fraturas dúcteis propagantes em dutos de transporte de CO<sub>2</sub> supercrítico, os métodos Battelle e HLP foram aplicados para a determinação da energia Charpy mínima para interrupção da propagação da fratura em dutos construídos nos aços API 5L graus B, X65, X70 e X80, com diâmetros entre 150 e 310mm e espessuras entre 17 e 32mm. Considerou-se pressão de saturação máxima de 10,2MPa.

Verificou-se que, na faixa analisada, dutos construídos em aço grau B podem possuir energia Charpy mínima superior às especificações mínimas das normas de fabricação. Esse material apresenta também uma maior sensibilidade ao nível da pressão de interrupção que os demais.

Foi apresentado um critério alternativo para controle de fraturas através da limitação da velocidade de propagação da fratura a uma fração da velocidade de descompressão do CO<sub>2</sub> sob elevado nível de pressão. Este critério é recomendado para materiais com propriedades mecânicas mais elevadas, por exemplo, a partir do grau X80.

## ABSTRACT

The occurrence of ductile propagating fractures in pipelines for supercritical CO<sub>2</sub> transportation is an aspect which must be considered on design and operation of CO<sub>2</sub>-enhanced oil recovery systems. The existing methods to calculate the material toughness for fracture arrest and their limitations are reviewed. It was presented experimental methods used for arrest toughness determination as well as aspects related to crack arrestor design and subsea CO<sub>2</sub> pipelines. The decompression behavior of the transported CO<sub>2</sub> streams is also analyzed.

In order to check whether the materials usually required for natural gas pipelines have suitable mechanical properties to promote fracture arrest in CO<sub>2</sub> pipelines, Battelle and HLP methods were employed. Minimum Charpy energy values for fracture arrest were determined for pipelines of API 5L grades B, X65, X70 and X80, with diameters between 150 and 310mm and wall thicknesses of 17 to 32mm. The higher saturation pressure considered was 10,2MPa.

It was ascertained that pipelines of API 5L grade B may have a minimum fracture arrest Charpy energy higher than minimum standard requirements within the analyzed range. Fracture arrest in this material is also more sensitive to the arrest pressure than the other steel grades considered.

It was presented an alternative criterion for fracture arrest based on limitation of the fracture propagation velocity to a certain percentage of the stream decompression velocity in a high pressure level. This criterion is recommended for pipelines made of materials with higher mechanical properties, for instance grade X80 or higher.

## 1. INTRODUÇÃO.

Desde a década de 70 verifica-se aumento na temperatura média da Terra, atribuída a uma intensificação na liberação de gases do efeito estufa devido às atividades humanas. O aumento na concentração desses gases dificulta a saída da radiação infravermelha emitida pela superfície da Terra. Das emissões antropogênicas de gases do efeito estufa, o dióxido de carbono ( $\text{CO}_2$ ) é o principal, porque é responsável por 77% das emissões, contra 14% do metano ( $\text{CH}_4$ ) e 8% do óxido de nitrogênio ( $\text{N}_2\text{O}$ ). A década de 80 foi marcada por uma série de conferências intergovernamentais sobre esta questão, que resultaram na criação do Painel Intergovernamental de Mudanças Climáticas (IPCC - *Intergovernmental Panel on Climate Change*) em 1988, durante a Conferência conjunta da Organização Meteorológica Mundial e do Programa das Nações Unidas para o Meio-Ambiente. (KRAUSE 2010)

A concentração atual de  $\text{CO}_2$  na atmosfera é de 370-390ppm. (ZHANG 2006) Segundo cenários previstos em relatórios do IPCC, esta concentração poderá mais que triplicar no próximo século, resultando em uma possível elevação da temperatura média global acima de  $5^\circ\text{C}$ . (IPCC 2000) Para impedir a ocorrência de mudanças climáticas catastróficas, a concentração de  $\text{CO}_2$  deve ser estabilizada em um nível que permita sua regulação natural. A maioria das propostas estabelece como objetivo a estabilização em 500-550ppm  $\text{CO}_2$ , o que resultaria em uma elevação de  $2^\circ\text{C}$  na temperatura média global em 2050. De modo a atingir este objetivo, é necessário desenvolver tecnologias que reduzam a taxa de elevação das emissões de gases do efeito estufa. (RACE 2007) Para neutralizar (ou compensar) as emissões de gases do efeito estufa, a principal atividade realizada é a captura desses gases através do plantio de árvores em áreas degradadas. No entanto, existem outras possibilidades, como a adoção de tecnologias que reduzam a emissão líquida de  $\text{CO}_2$  em processos industriais e na indústria de energia.

Constituem importantes fatores para o aquecimento global as emissões de  $\text{CO}_2$  provenientes do uso de combustíveis fósseis como o petróleo. No Brasil, a descoberta em



2006 de uma acumulação de óleo leve em lâminas d'água de aproximadamente 2200m e abaixo de uma camada de sal com espessura de até 2000m na Bacia de Santos tornou o país protagonista no cenário energético e ambiental. Somente a acumulação do campo de Lula, nesta bacia, possui um volume estimado entre 5 e 8 bilhões de barris de petróleo equivalente (AMARAL 2010). Diante disso, uma das tecnologias propostas para reduzir as emissões é utilizar o CO<sub>2</sub> oriundo da exploração e produção de petróleo e/ou da atividade industrial para recuperação avançada de petróleo, EOR (*enhanced oil recovery*). Trata-se nesse caso da denominada recuperação secundária ou terciária, em que CO<sub>2</sub> é injetado sob pressão em estruturas geológicas adequadas, permitindo incremento na produção de petróleo.

Assim como na maioria dos projetos de sequestro e armazenamento de carbono do mundo, um problema decisivo para a tecnologia de recuperação avançada com CO<sub>2</sub> é que normalmente existe uma considerável distância entre os emissores de grande quantidade de CO<sub>2</sub> e os utilizadores. Tubulações de dióxido de carbono supercrítico têm sido propostas para permitir a recuperação avançada de petróleo e gás. De fato, há mais de 30 anos CO<sub>2</sub> natural ou antropogênico tem sido transportado para aplicação em EOR, especialmente nos Estados Unidos. Estima-se que há cerca de 3100km de linhas no mundo com capacidade de transporte de 40 milhões ton/ano de CO<sub>2</sub> (SEEVAM 2007).

Por razões econômicas e operacionais, principalmente para reduzir as perdas por fricção ao longo do duto, aumentar a capacidade de transporte e evitar a necessidade de condições criogênicas, o CO<sub>2</sub> é transportado como fluido supercrítico ou em fase densa, isto é, acima de sua pressão crítica. A faixa de pressão e temperatura operacionais depende do comprimento de transporte e das condições e composições do fluido transportado; para a maioria dos dutos de CO<sub>2</sub> existentes no mundo é entre 86-210bar e 4°C-38°C (COSHAM 2007) (STEENEVELDT 2006). O limite inferior de pressão relaciona-se diretamente à necessidade de manter a pressão operacional acima da pressão crítica para a faixa de temperaturas operacionais.

Havendo vazamento em uma linha de CO<sub>2</sub>, ocorre expansão do fluido pressurizado e queda local de temperatura. Temperaturas tão baixas quanto -60°C a -90°C são esperadas no jato de gás em expansão na ocorrência de vazamento de CO<sub>2</sub> supercrítico. (MAHGEREFTEH 2010) Nestas condições, se o material não apresentar tenacidade suficiente, pode sofrer falha por fratura frágil. Por outro lado, se o duto apresentar comportamento dúctil na ocorrência de um rompimento, as propriedades do CO<sub>2</sub>

supercrítico impedem a rápida descompressão da linha, e a pressão atuante no defeito passante pode promover a ocorrência de fraturas dúcteis propagantes.

Cuidados adicionais quanto à iniciação e propagação destas fraturas, especialmente próximo a áreas habitadas, devem ser considerados de maneira prioritária no projeto de carbodutos devido aos riscos e danos associados, tais como:

1) O CO<sub>2</sub> é mais denso que o ar, acumulando-se em depressões, e em altas concentrações é asfíxiante. O anexo 11 da norma regulamentadora 15 (NR-15) do Ministério do Trabalho e Emprego impõe que a concentração de CO<sub>2</sub> permitida no ambiente de trabalho num período de 48 horas semanais, é de no máximo 3900ppm (0,39%). Em concentrações volumétricas superiores a 2%, o CO<sub>2</sub> eleva a frequência respiratória e a pressão sanguínea do ser humano e provoca tonturas. Entre 4 e 5%vol., provoca o surgimento de sintomas de intoxicação, podendo gerar sensação de sufocamento. Em concentrações acima de 7 a 10%vol., pode levar à inconsciência e resultar em morte por asfíxia (MAHGEREFTEH 2010) (KRAUSE 2010).

2) O CO<sub>2</sub> supercrítico, o qual é um excelente solvente, ao passar para a fase gás, perde a capacidade de dissolver os contaminantes. As impurezas presentes nas correntes transportadas, especialmente H<sub>2</sub>S e SO<sub>2</sub>, são extremamente perigosas.

3) Sob resfriamento na descompressão, ao ser alcançado o ponto triplo, ocorre a formação de sólidos, os quais podem provocar erosão de equipamentos como bombas e compressores.

4) A descompressão pode envolver parada e reinício de produção, que são procedimentos com elevados custos associados.

O incidente do Lago Nyos no Camarões demonstra eventuais consequências de acidentes em carbodutos. Em agosto de 1986, provavelmente devido a um deslizamento de terra ou variação de temperatura, o lago emitiu uma grande nuvem de CO<sub>2</sub>, que sufocou 1700 pessoas e cerca de 3500 animais de vilarejos nos arredores. Foi estimado que uma quantidade de 1Mton de CO<sub>2</sub> foi liberada em um período de 4h, e as fatalidades ocorreram até 26km de distância do lago. (KRAUSE 2010)

O presente trabalho descreve o fenômeno de fraturas dúcteis propagantes em dutos de transporte de CO<sub>2</sub> no estado supercrítico, os quais são utilizados para recuperação avançada de petróleo, e discute as principais metodologias disponíveis para sua consideração em projeto. A ocorrência de fraturas frágeis propagantes pode ser controlada especificando-se materiais com temperatura de transição dúctil-frágil inferior à mínima temperatura esperada em projeto. Ao se focar os estudos em fraturas dúcteis, parte-se do entendimento que o requisito de controle de fraturas frágeis é conhecido e de relativa fácil execução.

O esquema do trabalho é dado na Figura 1.1. O comportamento sob decompressão de misturas contendo CO<sub>2</sub> é inicialmente detalhado, bem como as metodologias existentes para a descrição deste comportamento. É conduzida em seguida uma revisão bibliográfica sobre aspectos gerais de fraturas propagantes em dutos e sobre métodos experimentais e modelos teóricos desenvolvidos para descrição e controle dessas fraturas. A maioria das metodologias existentes foi elaborada para dutos terrestres de transporte de gás natural. São apresentadas particularidades de linhas offshore. São efetuados por fim, utilizando alguns dos métodos descritos, cálculos preliminares dos níveis de tenacidade necessários para promover a interrupção intrínseca da fratura nos dutos. Foram discutidas eventuais correções dos métodos de cálculo descritos para dutos de CO<sub>2</sub>. Procuraram-se utilizar como parâmetros de cálculo as condições de projeto esperadas para os sistemas de recuperação avançada de petróleo das bacias do Pré-sal. Conquanto a interrupção intrínseca das fraturas seja considerada prioritariamente, são apresentadas também informações relativas ao projeto de *crack arrestors*. Este esquema é mostrado no fluxograma a seguir.

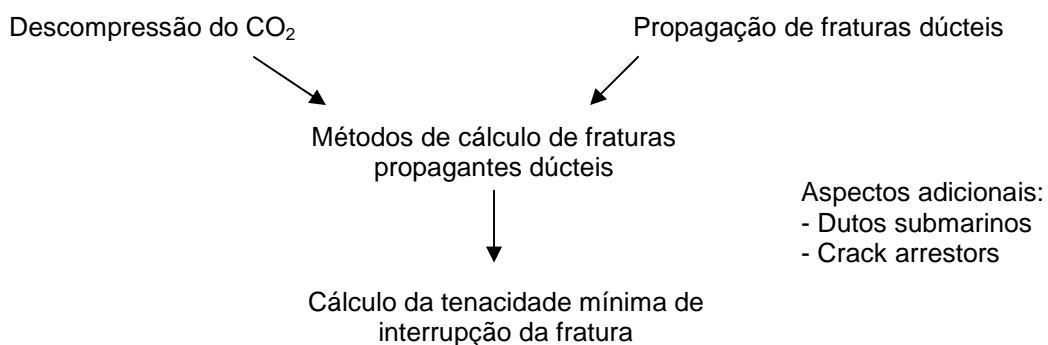


Figura 1.1. Fluxograma da metodologia utilizada para determinação da tenacidade mínima de interrupção da fratura.

Salienta-se que as estimativas de requisitos de tenacidade apresentadas neste estudo são baseadas nos procedimentos disponíveis atualmente (estado da arte). Entretanto, a maior parte deles ainda carece de validação experimental adequada para dutos de CO<sub>2</sub>, uma vez que foram baseados em resultados obtidos com dutos para transporte de gás natural. Atualmente, diversos esforços de pesquisa têm sido realizados no mundo para obtenção de maiores informações sobre captura, transporte e armazenamento de CO<sub>2</sub>, e alguns têm como propósito validar esses procedimentos de cálculo (STEENEVELDT 2006). É recomendável que o uso destas estimativas em projetos seja precedido de avaliações através de testes experimentais.

## 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.

### 2.1. Recuperação Avançada de Petróleo com Injeção de CO<sub>2</sub> (CO<sub>2</sub>-EOR).

Historicamente, a maioria dos reservatórios tem sido abandonada com metade a dois terços dos hidrocarbonetos ainda armazenados (a média mundial é cerca de 35%). Diante de tal perda, apresenta-se a recuperação avançada como prática na indústria de petróleo. A recuperação avançada do petróleo (EOR) pode ser classificada como primária, secundária ou terciária. Quando é extraído o óleo contido nos poros de rochas sedimentares que formam o reservatório, o mesmo é substituído primeiramente por outros fluidos presentes no reservatório, como água e gás. A recuperação secundária envolve a injeção de água ou gás no reservatório para substituir ou “varrer” o óleo. A recuperação terciária envolve a injeção de materiais mais complexos, como soluções aquosas de polímeros, surfactantes, vapor ou micróbios.

A fração de petróleo no reservatório que pode ser produzida pela recuperação avançada depende das características do mesmo. Tipicamente, a recuperação primária pode extrair entre 10% e 30% do óleo armazenado, e a recuperação secundária, 10% a 30% adicionais. Na maioria dos reservatórios, a recuperação terciária é necessária para se extrair mais do que 40% do óleo, e isso pode ser ou não economicamente viável. Os reservatórios de gás apresentam tipicamente fatores de recuperação muito mais elevados, em torno de 70-80%. (MEYER 2010)

A aplicabilidade de EOR depende das características do campo de petróleo, como o grau API e a temperatura do óleo, bem como do seu estado de depleção. Por exemplo, EOR com CO<sub>2</sub> pode ser usada somente quando mais de 20% do óleo é ainda recuperável.

O balanço de CO<sub>2</sub> atmosférico é favorável à recuperação avançada utilizando-se injeção de CO<sub>2</sub>. O óleo adicional recuperado por CO<sub>2</sub>-EOR libera na atmosfera 0,4ton de CO<sub>2</sub> por barril; contudo, cerca de 0,5-0,6ton de CO<sub>2</sub> são injetados (armazenados) para propiciar essa recuperação. (KRAUSE 2010)

Na recuperação avançada com CO<sub>2</sub>, o mesmo é injetado sob pressão em estruturas geológicas adequadas, as quais contêm armadilhas ou mecanismos de retenção. O CO<sub>2</sub> é injetado sob pressões e temperaturas suficientemente elevadas para que o mesmo esteja como fluido supercrítico, sendo capaz de difundir-se facilmente através dos poros do reservatório, e ocupando menos espaço do que um gás. Elevada pressão a grandes profundidades (acima de 800m) mantém o fluido em estado supercrítico. O CO<sub>2</sub> supercrítico comprime-se ainda mais com a profundidade, aumentando a quantidade que pode ser armazenada por unidade de volume. Os valores indicados na Figura 2.1 mostram o volume ocupado pelo CO<sub>2</sub> a cada profundidade em comparação com um volume de 100 na superfície. O CO<sub>2</sub> atua como um lubrificante, fazendo com que o petróleo preso nos poros da rocha reservatório expanda e reduzindo a sua tensão superficial, o que permite que o mesmo desloque-se para os poços produtores.

A recuperação avançada de petróleo, EOR, utilizando CO<sub>2</sub> foi inicialmente empregada nos anos 1970, principalmente para campos terrestres. Considera-se que o potencial mundial de EOR com CO<sub>2</sub>, incluindo também os campos offshore, encontra-se na ordem de 200 a 300 bilhões de barris. O potencial é maior para campos novos, com níveis de depleção relativamente baixos.

Há atualmente mais de 90 projetos de CO<sub>2</sub>-EOR no mundo, a maioria em estágio piloto ou de pesquisa e desenvolvimento. Milhões de toneladas de CO<sub>2</sub> em alta pressão são transportadas anualmente por longas distâncias para fins de EOR, principalmente em dutos terrestres nos EUA, produzindo 300 mil barris de petróleo por dia. (KRAUSE 2010) A Tabela 2.1 lista os carbodutos terrestres mais longos existentes no mundo. Linhas offshore de CO<sub>2</sub> operam atualmente somente na Noruega.

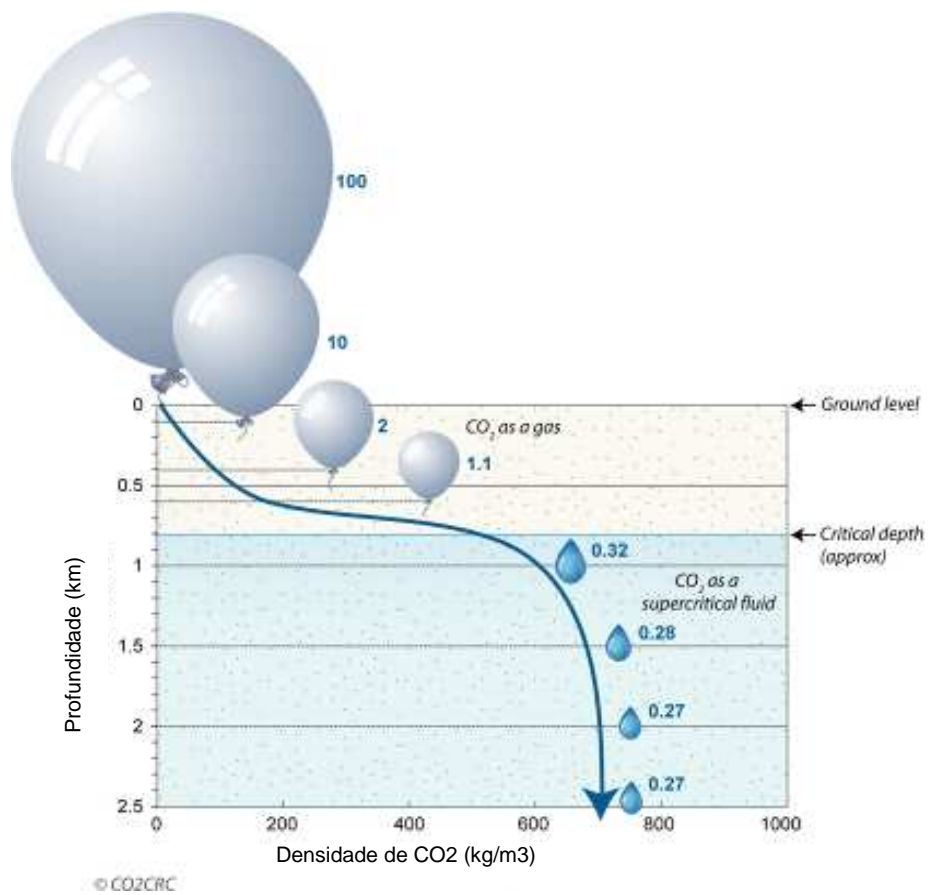


Figura 2.1. Variação da densidade relativa de CO<sub>2</sub> com a profundidade. Fonte: <<http://www.co2crc.com.au/imagelibrary3/storage.php>>

Tabela 2.1. Linhas de CO<sub>2</sub> mais longas em operação. (GALE 2004)

Duto	Local	Operadora	Capacidade de CO <sub>2</sub> (10 <sup>6</sup> ton/ano)	Comp. (km)	Máx. Pressão Op. (bar)	Origem do CO <sub>2</sub>	Início de Operação
Cortez	EUA	Kinder Morgan	19,3	808	186	McElmo Dome	1984
Sheep Mountain	EUA	BP Amoco	9,5	660	132	Sheep Mountain	1983
Bravo	EUA	BP Amoco	7,3	350	165	Bravo Dome	1984
Canyon Reef Carriers	EUA	Kinder Morgan	5,2	225	140	Plantas de gaseificação	1972
Val Verde	EUA	Petrosource	2,5	130	-	Val Verde Gas	1998
Weyburn	EUA e Canadá	North Dakota Gasification Co.	5	328	204	Plantas de gaseificação	2000

O primeiro grande duto de transporte de CO<sub>2</sub> nos Estados Unidos foi o *Canyon Reef Carriers*, construído em 1972 no Texas e operado pela empresa Kinder Morgan. Seus 353km transportam cerca de 12000ton de CO<sub>2</sub> antropomórfico diariamente. As especificações para a venda de CO<sub>2</sub> neste duto são de no mínimo 95%mol de CO<sub>2</sub>, nenhuma água livre e teores máximos de 1500ppm de H<sub>2</sub>S, 4%mol de N<sub>2</sub>, 5%mol de hidrocarbonetos e 10ppm de O<sub>2</sub>. O produto não deve exceder à temperatura de 48,9°C no ponto de chegada. As normas utilizadas para a construção deste duto foram as mesmas usualmente utilizadas para projetos de dutos de transporte de gás natural. (KRAUSE 2010)

Desde 1996 a Statoil injeta e armazena CO<sub>2</sub> no campo de Sleipner no Mar do Norte segundo esquema da Figura 2.2. O volume injetado tem sido de aproximadamente 1 milhão de toneladas por ano. O sítio de armazenamento é a formação aquífera de Utsira (240km a sudoeste de Stavanger, Noruega), e a fonte de CO<sub>2</sub> é a corrente de gás natural do



campo Sleipner West, contendo 9%mol CO<sub>2</sub>. O CO<sub>2</sub> é extraído da corrente de gás natural para atender às especificações de exportação de máximo 2-5%mol CO<sub>2</sub>. A corrente do poço sofre separação com amina na plataforma; a corrente de CO<sub>2</sub> é então injetada, úmida e contaminada com metano, diretamente da plataforma, sem seções horizontais de tubo. A maioria dos equipamentos da unidade de injeção é feita de aço inoxidável (316 ou duplex). Os materiais devem ser inteiramente resistentes à corrosão e à corrosão sob tensão por sulfeto e projetados para suportar temperatura mínima de -60°C e pressão de injeção de 65bar.

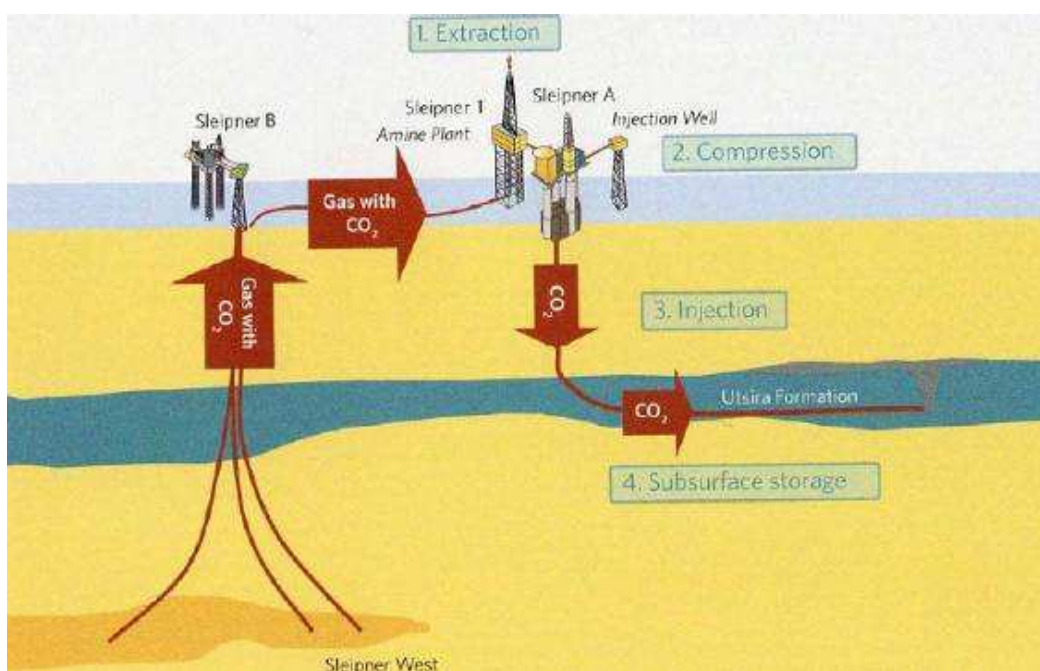


Figura 2.2. Esquema de captura e injeção de CO<sub>2</sub> no campo de Sleipner. (FREUND 2007)

A unidade de produção de gás natural liquefeito da empresa petrolífera Statoil na ilha de Melkøya, próximo a Hammerfest, Noruega iniciou a produção em 2007. As fontes de gás para esta unidade são os campos de Snøhvit, Albatross e Askeladden, no Mar de Barents, distantes 160km de Hammerfest. As correntes de gás contêm entre 5 e 8%mol CO<sub>2</sub>, e o processo de liquefação do gás exige a completa ausência de CO<sub>2</sub> devido à formação de gelo seco. A corrente de gás é transportada através de uma tubulação de 145km até à unidade de processamento de gás, onde o CO<sub>2</sub> é separado da corrente de gás através de tratamento com amina. Uma tubulação submersa de 145km e 8pol transporta o CO<sub>2</sub> de volta para ser injetado em uma formação salina abaixo do campo de gás explorado. O volume injetado é de 0,7 milhões de toneladas de CO<sub>2</sub> por ano; o armazenamento ocorre

a 2500m abaixo do solo marinho (abaixo da camada de gás). A pressão de projeto desta tubulação é de 240bar e a faixa de temperatura é de -23°C a 35°C, o que indica que o CO<sub>2</sub> é transportado na fase densa. Diferentemente da injeção em Sleipner, nesse caso há exigência de desidratação abaixo de 50ppm de água. A tubulação instalada é fabricada de X65 sem costura, com requisitos adicionais para serviço ácido, controle de fratura e instalação por *reel*, com revestimento externo de polipropileno (5mm de espessura). Os requisitos de interrupção de fratura considerados foram iguais aos de linhas de gás natural seco.

Em 2000 foi posto em operação o projeto de recuperação avançada com CO<sub>2</sub> no campo terrestre de Weyburn, no Canadá, operado pela empresa Cenovus. Trata-se de um dos maiores projetos de injeção de CO<sub>2</sub> do mundo. Estima-se que o projeto possa estender a vida do campo por 25 anos, com uma previsão de recuperação adicional de 13 a 19%. Um abrangente programa de *screening* indicou que o campo de Weyburn constituía um bom candidato a injeção de CO<sub>2</sub> pelos seguintes motivos:

- O reservatório é contínuo.
- O óleo apresenta inchamento significativo com a solubilização do gás carbônico e redução expressiva de viscosidade.
- Os poços horizontais apresentam um espaçamento reduzido, fazendo com que o método seja mais eficiente.
- A pressão mínima de miscibilidade pode ser atingida.
- Os resultados da injeção de água foram muito bons, o que garante um bom controle sobre o reservatório.

O CO<sub>2</sub> para injeção em Weyburn é fornecido pela planta de gaseificação de carvão da Dakota Gasification Company em Beulah, North Dakota, EUA. Cerca de 8000 ton/dia de CO<sub>2</sub> são comprimidos a 15MPa e transportados através de uma linha de transporte de 320km. O CO<sub>2</sub> é injetado em Weyburn (e em outro campo próximo, Midale, da Apache Canada) a uma profundidade de 1500m. Resultados de modelamentos indicam que o campo de Weyburn possui capacidade de armazenamento de pelo menos 25 milhões de toneladas de CO<sub>2</sub>.

A Petrobras tem experiência desde 1991 em injeção de CO<sub>2</sub> (antropogênico) na Bacia do Recôncavo Baiano (BA). Atualmente opera dois sítios de injeção nos campos terrestres de Rio Pojuca e Buracica nesta bacia. Os sistemas existentes transportam CO<sub>2</sub> seco e com pureza acima de 98% do complexo industrial de Camaçari, especificamente da Fábrica de Fertilizantes Nitrogenados (FAFEN-BA) e da OXITENO-BA, até a estação de Santiago através de um carboduto enterrado de 10" de diâmetro e extensão de aproximadamente 33km. As fontes podem fornecer até 500ton/dia de CO<sub>2</sub>. Desta estação, um carboduto de 6" transporta o CO<sub>2</sub> por aproximadamente 18km até a estação de Miranga, onde estão localizados os sistemas de injeção nos campos de Rio Pojuca e Buracica. A Figura 2.3 mostra um arranjo esquemático do sistema de transporte de CO<sub>2</sub> descrito.

A pressão de entrada em Camaçari é de 120kgf/cm<sup>2</sup>; e a pressão de saída em Miranga é de aprox. 100kgf/cm<sup>2</sup>. A temperatura do escoamento varia desde 45°C na entrada em Camaçari até a temperatura do solo na saída em Santiago. O projeto básico dos carbodutos foi realizado segundo a norma ASME B31.4. Utilizaram-se fator de projeto de 0,5, profundidade de enterramento de 1,5m e tubos de aço carbono API 5L grau B, sem costura, com temperatura de teste Charpy de -20°C. Os tubos possuem revestimento externo de polietileno extrudado de tripla camada complementado por sistema de proteção catódica. (FURLEY 2007) (KRAUSE 2010)

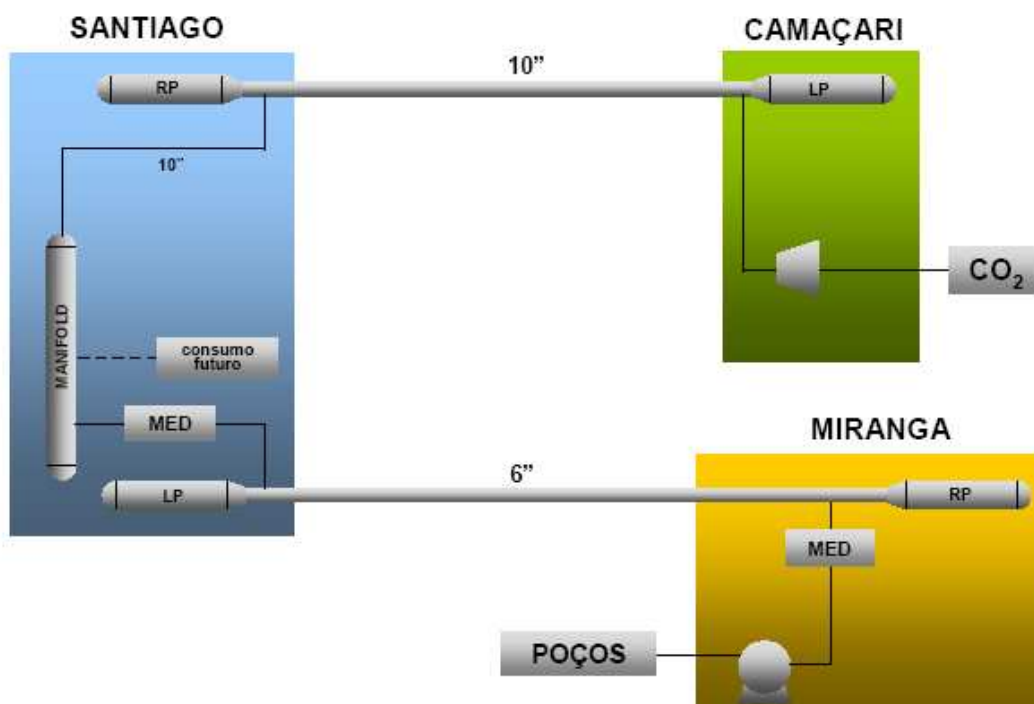

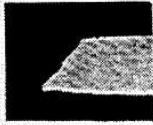

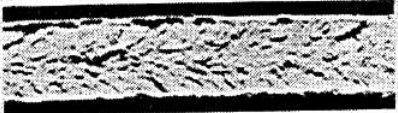

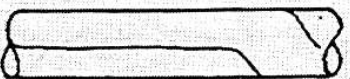
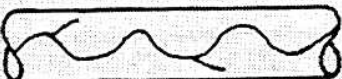
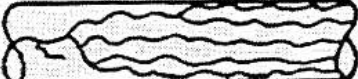


Figura 2.3. Esquema do sistema de transporte de CO<sub>2</sub> da Petrobras no Recôncavo Baiano. (FURLEY 2007)

## 2.2. Fraturas Propagantes.

As fraturas que avançam por longas distâncias em linhas pressurizadas são denominadas de “fraturas propagantes”. Elas podem ser frágeis ou dúcteis, podendo propagar desde poucos metros até centenas de metros ou quilômetros ao longo dos dutos. A Tabela 2.2 resume algumas características, propostas por (EIBER 1993), dos tipos de fraturas propagantes que podem ser verificados em linhas pressurizadas.

Tabela 2.2. Características das fraturas propagantes em linhas pressurizadas. (EIBER 1993)

	<b>Fratura dúctil (cisalhamento)</b>	<b>Fratura mista</b>	<b>Fratura frágil (clivagem)</b>
Aparência da fratura	 		 
Nº de fraturas	1	1 a 2	>2
Padrão da fratura			
Velocidade da fratura	120-300m/s	300-450m/s	>450m/s

Conforme se verifica na Tabela 2.2, fraturas dúcteis geralmente propagam-se axialmente ao longo do duto em linha reta e apresentam consideráveis deformações permanentes, enquanto fraturas frágeis normalmente propagam axialmente em um padrão ondulado e apresentam pouca deformação permanente. Fraturas frágeis podem apresentar-se em linha reta quando propagam ao longo da solda longitudinal em dutos com costura.

Em uma fratura frágil, a velocidade de propagação é próxima à velocidade do som no metal; decrescendo com a elevação da ductilidade do material, em virtude da absorção de energia. Fraturas dúcteis propagam em dutos de aço tipicamente com velocidades axiais na faixa de 200 a 300m/s, embora em ensaios de escala real velocidades inferiores a 100m/s tenham sido medidas. Nestas velocidades ocorre muito pouca transferência de calor para ou da área da ponta da trinca, de modo que os efeitos de resfriamento provocado pela descompressão podem ser desconsiderados. (ANDREWS 2010) (BRATFOS 2007)

Fraturas propagantes iniciam-se em locais onde um defeito inicial, em geral resultado de dano mecânico ou corrosão, excede um tamanho crítico. Após a iniciação da trinca, o desenvolvimento posterior do processo envolve a competição entre duas velocidades: a velocidade da frente de alívio da pressão do fluido transportado e a velocidade de propagação da trinca no tubo (Figura 2.4). Se a velocidade da frente de descompressão for maior do que a velocidade de propagação da trinca, há relaxamento do estado de tensões na região do material na ponta da trinca. Senão, a pressão interna é mantida elevada na região da ponta da trinca, e, assumindo-se que a tensão circunferencial seja dominante, a trinca propagará longitudinalmente ao duto.

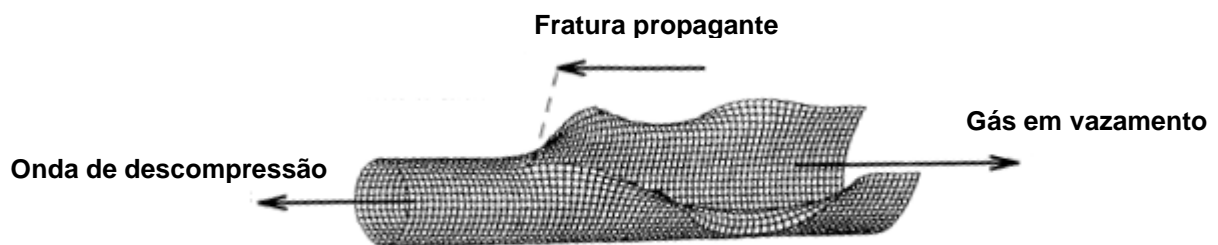


Figura 2.4. Esquema da fratura propagante em dutos. (MAKINO 2001)

A Figura 2.5 mostra aspectos característicos de uma fratura dúctil propagante em um duto. Verifica-se abaulamento na região da fratura e, devido a esse abaulamento, esforços locais de flexão estão presentes. Isso explica porque corpos-de-prova que apresentam esforços de flexão, como em ensaios Charpy ou DWT, representam melhor as fraturas dúcteis propagantes em tubos do que corpos-de-prova planos sob tração. A formação deste abaulamento implica também deformação plástica na direção axial do duto próximo à trinca, o que provoca, além do surgimento de elevadas tensões trativas próximo à ponta da trinca, o enrugamento das abas da fratura.

Outra característica é a formação de uma pequena zona de escoamento do material à frente da ponta da trinca, que provoca ovalização do duto nesta região. Nesta zona ocorre estricção, ou seja, redução local da espessura de parede do duto. (SCHINDLER 2010)



Figura 2.5. Características típicas de fraturas dúcteis propagantes em dutos. (SCHINDLER 2010)

A interrupção de fraturas em dutos relaciona-se a sua velocidade de propagação, às dimensões do duto, à tenacidade do aço, à tensão circunferencial e à pressão interna atuantes. (EIBER 1993) Fraturas frágeis propagantes são em geral impedidas garantindo-se que o material da linha opere no patamar superior da curva de transição dúctil-frágil, ou seja, especificando-se material com temperatura de transição inferior à temperatura mínima de projeto, de modo que o material frature ductilmente nas temperaturas de operação. O controle de fraturas dúcteis propagantes depende, além da temperatura de transição entre propagação frágil e dúctil da fratura, de um valor mínimo de tenacidade na menor temperatura de projeto, denominado de “tenacidade de interrupção de trinca”. (WILKOWSKI 1980). Essa tenacidade de interrupção pode ser alcançada diretamente no material do duto, obtendo-se daí a interrupção intrínseca da fratura, ou através da introdução de *crack arrestors*, por exemplo, trechos de parede mais espessa. (COSHAM 2007)

O controle de iniciação da fratura constitui uma etapa preliminar nos planos de controle. Controle de iniciação significa garantir que um defeito existente não provoque ruptura, isto é, início de propagação da fratura do duto. Trata-se, portanto, da metodologia “*leak before break*”. Um defeito provocará vazamento ou ruptura dependendo de seu comprimento, da geometria do duto, da tensão aplicada e das propriedades do material. Para dados nível de tensão e geometria do duto, há um comprimento crítico de defeito que, se ultrapassado, provocará falha por ruptura do duto. O tamanho crítico de defeito aumenta com a elevação da tenacidade do material, mas atinge um patamar máximo em elevadas tenacidades, conforme mostrado na Figura 2.6. Neste estágio, a falha passa a ser controlada

por instabilidade plástica do material, que é função da sua resistência mecânica e ao escoamento, e não mais pela tenacidade do material. A tenacidade acima da qual a falha é dominada por colapso plástico é, em geral, inferior à tenacidade mínima de interrupção da propagação da fratura. Portanto, a tenacidade mínima especificada para o material do duto é determinada pela propagação, e não pela iniciação da fratura. (BUZZICHELLI 2000) (COSHAM 2004) Devido a isso, não serão feitas neste trabalho considerações aprofundadas sobre controle de iniciação da fratura.

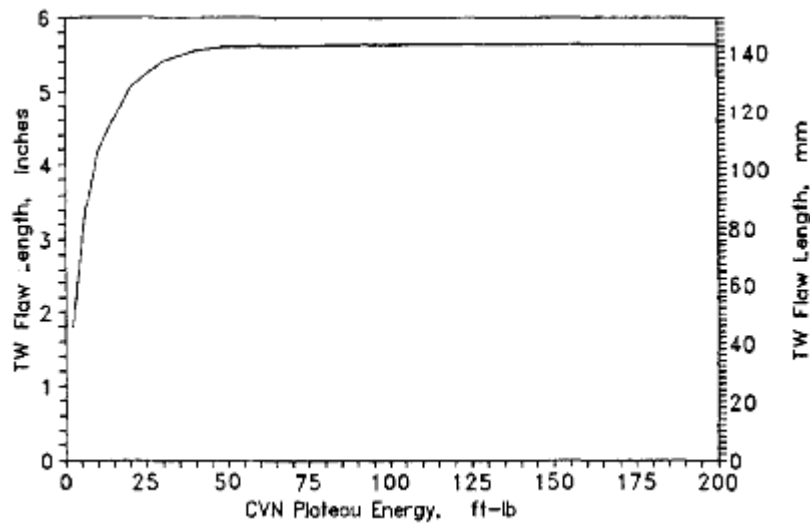


Figura 2.6. Tamanho crítico de defeito passante versus Tenacidade para duto de diâmetro 762mm, espessura de parede 9,5mm e aço grau X52, submetido a tensão circunferencial de 72% da tensão de escoamento mínima. (EIBER 1993)

Dados de incidentes em dutos de transporte de gás natural, líquidos perigosos e CO<sub>2</sub>, coletados pelo Escritório de Segurança de Dutos do Departamento de Transporte dos EUA, indicam que, estatisticamente, a frequência de incidentes (nº de incidentes por 1000km) entre 1990 e 2001 em carbodutos foi mais elevada do que nos demais dutos. Contudo, em carbodutos não se verificaram fatalidades nem feridos, e o custo dos danos em propriedades foi significativamente menor, ou seja, os incidentes em carbodutos têm impacto menor do que em dutos que transportam gás e líquidos perigosos. Entretanto, essa pode ser uma conclusão equivocada se considerarmos que a indústria americana para transporte de CO<sub>2</sub> está instalada em regiões distantes das cidades, frequentemente desertos, de forma que o impacto causado pela falha de um duto nestas condições é evidentemente muito menos severo.

A causa principal de incidentes em dutos com CO<sub>2</sub> está relacionada à falha na válvula de alívio ou na vedação das válvulas. Corrosão e ação de terceiros provocaram 30% dessas falhas, o que contrasta com as tubulações de gás, em que 67% das falhas tiveram essas causas. (GALE 2004) Esta disparidade relaciona-se também à baixa densidade populacional das regiões onde a maioria dos carbodutos estão instalados.

### 2.3. Normas para Dutos de CO<sub>2</sub>.

A introdução de regimes regulatórios eficientes para transporte de CO<sub>2</sub> é necessária para obtenção da confiança pública nesta tecnologia, para padronização do projeto, operação e inspeção dos carbodutos e de critérios para seleção de seus materiais.

Normas e códigos de dutos para transporte de hidrocarbonetos podem ser utilizados com maior ou menor adaptação para projeto e operação de sistemas de transporte de CO<sub>2</sub>. Por outro lado, recentemente há esforços para desenvolvimento de padrões internacionais específicos para carbodutos. (GALE 2004). Dentre os documentos utilizados para dutos de transporte de CO<sub>2</sub>, podem-se elencar:

- ASME B-31.4: Pipeline Transportation Systems for Liquid Hydrocarbons and Other Liquids
- DNV-RP-J202: Design and Operation of CO<sub>2</sub> Pipelines
- CSA Z662: Oil and Gas Pipeline Systems (código canadense)
- AS 2885: Pipeline – Gas and liquid petroleum (código australiano)
- Code of Federal Regulations, Title 49, Part 195: Transport of Hazardous Liquids by Pipeline (código norte-americano)
- DNV-OS-F101: Submarine Pipeline Systems
- API RP-1111: Design, Construction, Operation and Maintenance of Offshore Hydrocarbon Pipelines
- ISO 13623: Petroleum and natural gas industries – Pipeline transportation systems
- EN-14161: Petroleum and natural gas industries - Pipeline transportation systems
- EN-1594: Gas supply systems – Pipelines for maximum operating pressure over 16 bar – Functional requirements
- BS PD 8010: Code of practice for pipelines – Steel pipelines on land/Subsea Pipelines



O código federal norte-americano (49 CFR, Part 195) é válido para transporte de CO<sub>2</sub> supercrítico. Nele, menciona-se a necessidade do projeto mitigar efeitos de eventuais fraturas propagantes. Os padrões BS PD 8010 e EN-15161 mencionam CO<sub>2</sub> somente como fluido gasoso. As normas DNV-RP-J202, CSA Z662 e AS2885, possuem planos de controle de fratura mais detalhados. Tais planos estão descritos na **seção 2.5.5** (Planos de Controle de Fraturas Dúcteis Propagantes).

Embora haja operadoras que projetem seus carboxutos de acordo com o padrão para tubulações de gás ASME B31.8, o qual tende a ser mais rigoroso que o padrão para linhas de transporte de líquidos ASME B31.4, o primeiro exclui de seu escopo especificamente sistemas de transporte de CO<sub>2</sub>. (SEEVAM, 2007) A seção 402.5 do padrão ASME B31.4:2006, “*Fracture Propagation in Carbon Dioxide Pipelines*”, estabelece que a propagação de fraturas frágeis deve ser impedida através da seleção de aços que fraturem ductilmente sob as temperaturas de operação. A propagação de fraturas dúcteis deve ser minimizada pela seleção de um aço com tenacidade à fratura apropriada e/ou pela instalação de *arrestors* adequados. (ASME 2006)

O ASME B31.4 cita que, para interrupção de fraturas, requisitos adicionais da API 5L ou metodologias similares podem ser usados para se garantir a seleção do material adequado. O anexo G da norma API Spec 5L (2007) especifica metodologias de cálculo do valor mínimo de energia Charpy para controle da propagação de fraturas dúcteis em dutos terrestres enterrados de aço carbono grau PSL 2 para transporte de gás. Tais métodos são:

- Método Battelle das duas curvas
- Método Battelle simplificado
- Método AISI
- Método EPRG
- Ensaios de rompimento em escala real.

Para aplicação destes métodos, é necessário garantir que a possibilidade de ocorrência de fratura frágil nessas estruturas já tenha sido avaliada. Esse critério define que ensaios prévios de impacto Charpy no material do duto tenha demonstrado que a área de fratura cisalhada seja superior a 85% na temperatura especificada.

A DNV-OS-F101 possui requisitos adicionais para interrupção de fraturas. Nesta norma são especificadas tenacidades mínimas (no material do duto, e não da solda) a partir de ensaios Charpy e DWT. Estão consideradas tubulações de metano até 150bar de pressão interna, portanto, a norma não se dedica diretamente a dutos de CO<sub>2</sub> supercrítico.

A norma BS PD 8010 menciona que as especificações de controle de fraturas em termos de energias Charpy e DWTT podem ser complementadas com dados de abertura da ponta da trinca (CTOD), integral J e ensaio em chapa larga (*wide plate test*).

#### 2.4. Características da Descompressão do CO<sub>2</sub> Supercrítico.

O CO<sub>2</sub> é geralmente transportado na forma densa ou supercrítica. Fluidos supercríticos podem ser definidos como um estado onde a matéria é compressível e comporta-se como um gás (ocupa o local que está), o que não é o caso dos líquidos, que vão para o fundo do reservatório que os encerra. Fluidos supercríticos têm densidade semelhante à do líquido e, por isso, têm características de solventes, e viscosidade inferior a de líquidos, e semelhante a de gases. Fluidos supercríticos podem também ser definidos como uma forma de matéria na qual os estados líquido e gasoso são indistinguíveis.

O diagrama de fases do CO<sub>2</sub> puro (Figura 2.7) contém dois pontos característicos: ponto triplo (5,2bar, -56°C) e ponto crítico (74bar, 31°C). Sob pressões e temperaturas acima do ponto crítico, o CO<sub>2</sub> não existe mais distintamente como fase líquida ou gasosa, mas como fase supercrítica. Sob pressões acima da crítica, mas em temperaturas inferiores à crítica, o CO<sub>2</sub> encontra-se na fase densa e comporta-se como líquido, cuja densidade aumenta com a redução da temperatura. (SEEVAM 2007) A fase densa pode ser definida como aquela separando as fases gás e líquido imediatamente acima da região bifásica.

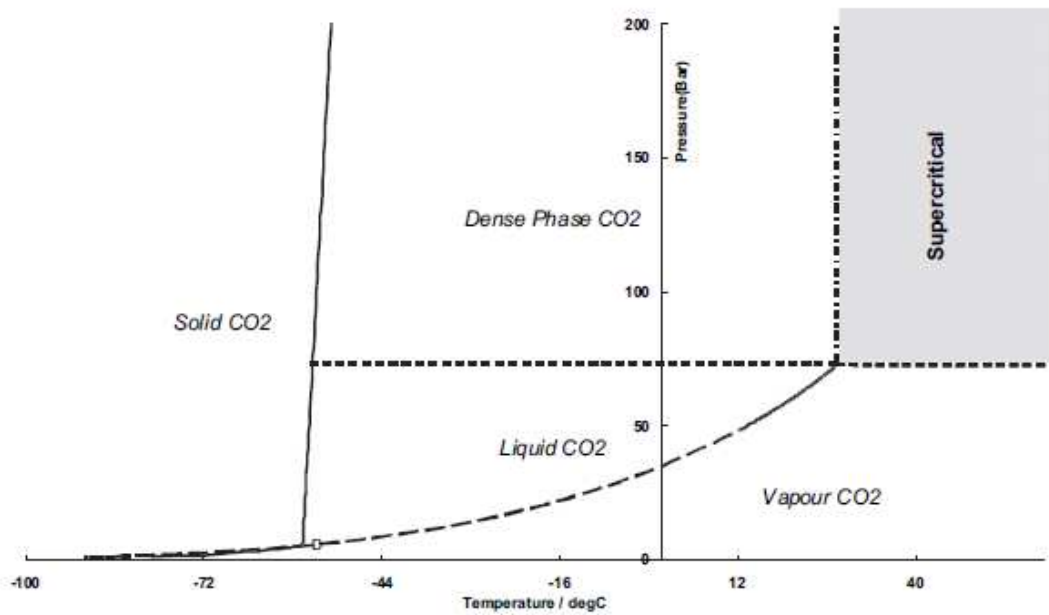


Figura 2.7. Diagrama de fases de CO<sub>2</sub> puro. (SEEVAM 2008)

Um esquema dos diferentes tipos de descompressão é mostrado na Figura 2.8. O gráfico pressão-temperatura, na parte inferior, mostra a temperatura crítica dividindo os campos de estabilidade do líquido e gás e três trajetórias de descompressão isentrópica. Essas trajetórias são mostradas, na parte superior da figura, em gráficos pressão versus razão “velocidade de propagação da onda de descompressão em cada nível de pressão”/”velocidade do som no fluido nas condições iniciais”.

A velocidade de propagação da onda de descompressão em cada nível de pressão é definida como a diferença entre a velocidade do som no fluido e a velocidade de escoamento do fluido nesta pressão:

$$V_g = V_a - u \quad \text{(Equação 1)}$$

sendo

- $V_g$ : velocidade de propagação da onda de descompressão
- $V_a$ : velocidade do som no meio
- $u$ : velocidade de escoamento média do fluido atrás da onda de descompressão.

A descompressão 1, que ocorre em correntes gasosas de metano puro em condições operacionais, é totalmente monofásica; isto é, não se verificam transformações de fase

durante o processo e, portanto, não há descontinuidades na curva de descompressão. A trajetória de descompressão 2, típica de misturas de metano contendo hidrocarbonetos mais pesados, tem seu ponto inicial na fase gasosa, mas cruza o contorno bifásico (ponto de orvalho) na pressão de saturação. A curva 3 inicia com o fluido na fase líquida ou no estado supercrítico, ocorrendo posteriormente descompressão isotérmica no contorno bifásico líquido-gás (ponto de bolha) na pressão de saturação.

Ocorrendo o rompimento de uma linha de CO<sub>2</sub> supercrítico ou na fase densa, o fluido descomprime-se isentropicamente inicialmente como líquido e depois como líquido e gás: segue, portanto, a curva 3 da Figura 2.8. O gráfico de pressão do CO<sub>2</sub> puro versus velocidade da onda de descompressão para pressão inicial de 15MPa e temperatura de 35°C é mostrado na Figura 2.9. Este gráfico mostra os dados obtidos através de equações de estado.

A velocidade de descompressão de CO<sub>2</sub> supercrítico ou na fase densa, quando comparada ao gás natural, pode ser inicialmente maior. Contudo, à medida que se forma gás na pressão de saturação, a velocidade de descompressão é reduzida abruptamente ao longo de um patamar de pressão constante e velocidade decrescente. Este patamar que ocorre na pressão de saturação é observado devido à súbita redução da velocidade acústica ao se cruzar o contorno bifásico.

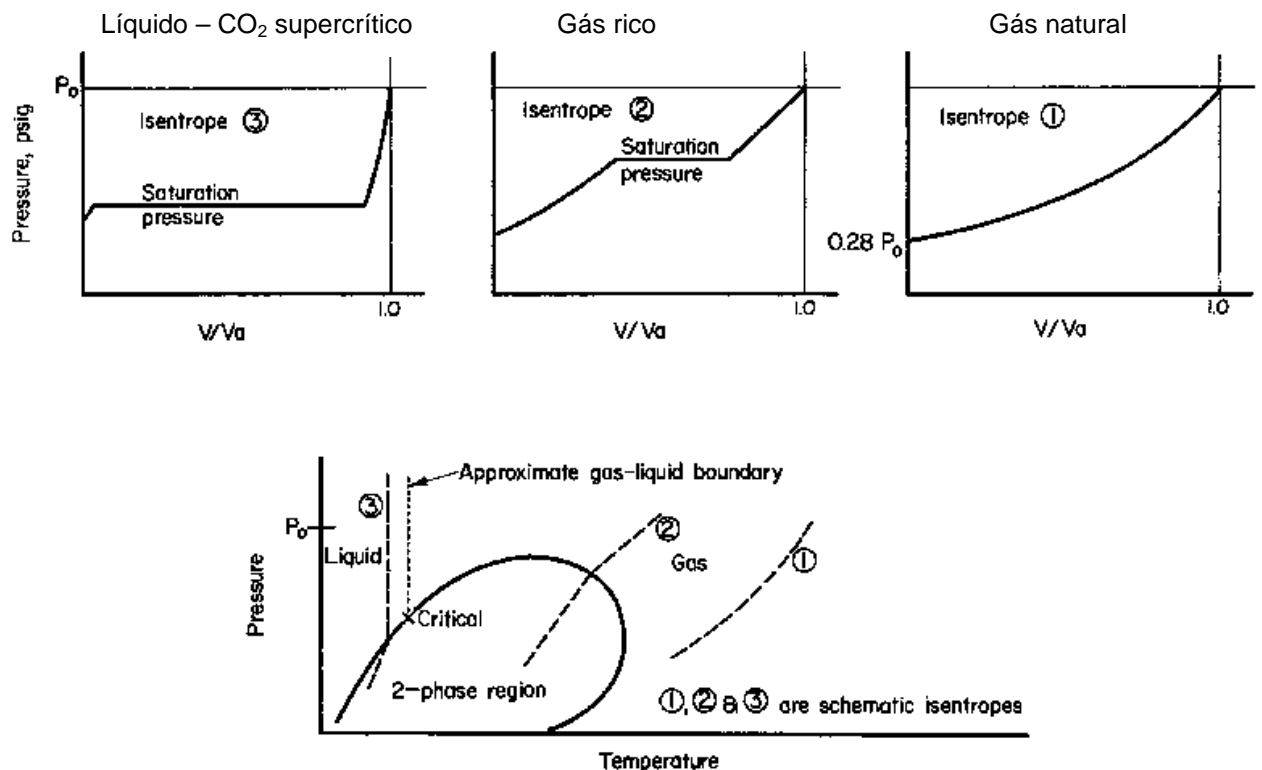


Figura 2.8. Tipos de descompressão. (MAXEY 1975)

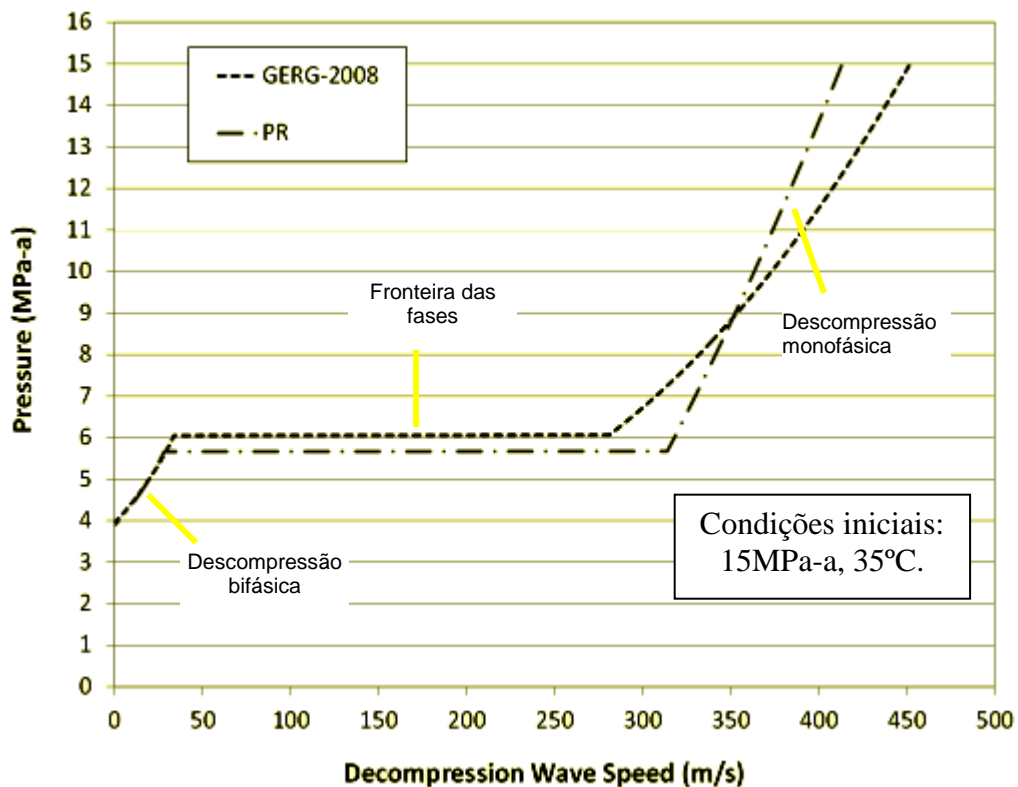


Figura 2.9. Pressão vs. Velocidade de decompressão de CO<sub>2</sub> puro. (MOHITPOUR 2012)

Visto que a decompressão bifásica é muito mais lenta que a do líquido, na região bifásica, a pressão atuante na fratura propagante permanece constante e, em geral, em um nível mais elevado do que seria verificado numa decompressão inteiramente gasosa. Devido a isso, a passagem, na decompressão, pela região bifásica aumenta o risco de ocorrência de fraturas propagantes. O conhecimento do comportamento em decompressão da mistura de CO<sub>2</sub> de interesse, especialmente as características do patamar de saturação, é, por conseguinte, muito importante no estudo de fraturas propagantes.

De acordo com o documento DNV-RP J202, a pressão de saturação é influenciada por (DNV 2010):

- Composição da corrente transportada. A presença de impurezas na corrente de CO<sub>2</sub> tem efeitos na linha de saturação líquido-vapor afetando, por conseguinte, a velocidade de decompressão. A seção 2.4.1 (Efeitos de Impurezas) tratará mais pormenorizadamente os efeitos de impurezas.
- Pressão inicial de operação. Em (KING 2010) foram obtidas curvas de decompressão de CO<sub>2</sub> puro (pressão vs. velocidade de decompressão) para

pressões iniciais de 17,5, 21,0 e 24,5MPa. Verifica-se a partir destas curvas que a pressão de saturação, a temperatura de inicial constante, é maior para pressões iniciais menores. Este comportamento pode ser explicado esquematicamente no gráfico da Figura 2.10. Verifica-se também que pressões mais elevadas geram velocidades de decompressão maiores. Portanto, um projeto conservativo para controle de fraturas dúcteis propagantes deve considerar a menor pressão de operação possível.

- Temperatura de operação. Considerando-se pressões iniciais acima da crítica, a pressão de saturação aumenta com a temperatura. Portanto, no caso de temperaturas mais elevadas, logo após a iniciação da trinca, o CO<sub>2</sub> supercrítico cruza a curva de saturação, apresentando uma trajetória de decompressão mais longa. A trinca propagará enquanto a pressão na ponta da trinca for superior à pressão de interrupção da trinca: para temperaturas iniciais maiores, demanda-se um maior intervalo de tempo para tal situação ocorrer. Ainda, conforme verificado em (MAHGEREFTEH 2010), a velocidade de propagação de fraturas dúcteis aumenta com a temperatura. Portanto, para um projeto conservativo contra fraturas propagantes dúcteis, deve-se considerar a maior temperatura de operação possível.

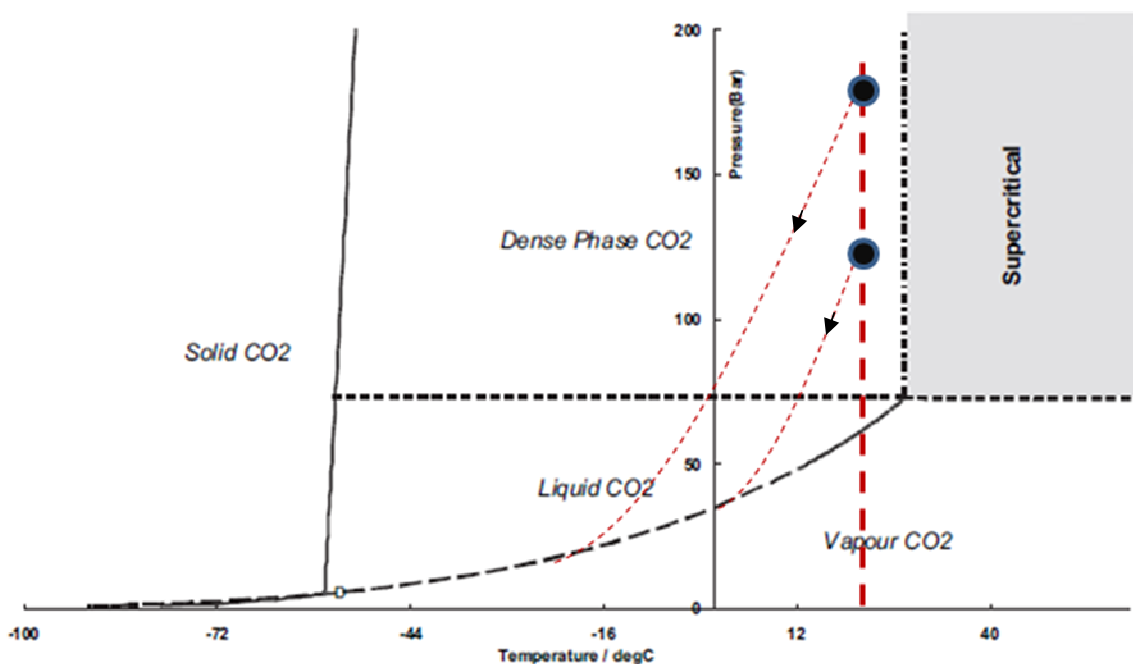


Figura 2.10. Diagrama de fases de CO<sub>2</sub> puro, com indicação de duas condições iniciais de mesma temperatura e pressões diferentes e as suas trajetórias de decompressão.

#### 2.4.1. Efeitos de Impurezas.

Impurezas nas correntes modificam as propriedades físicas do CO<sub>2</sub>, afetando muitos aspectos do seu transporte, como a propagação de fraturas, capacidade do duto, corrosão e deterioração de não-metálicos, análise de riscos, projeto hidráulico etc.

O **Anexo A** mostra diagramas de equilíbrio e curvas de ponto de bolha e ponto de orvalho para misturas de CO<sub>2</sub> com diferentes substâncias. A adição da maioria das impurezas à corrente de CO<sub>2</sub> eleva a pressão da saturação, a temperatura e pressão críticas, reduzindo a área da região supercrítica e, por conseguinte, reduzindo a região de operação ótima do duto, visto que operação do duto na região bifásica ou na fase gasosa deve ser evitada por razões de custo e rendimento.

As impurezas com temperaturas críticas mais inferiores à do CO<sub>2</sub>, como H<sub>2</sub>, N<sub>2</sub>, CO, Ar e O<sub>2</sub>, causam as maiores alterações no diagrama de fases. Os gases hidrogênio e nitrogênio têm os efeitos mais preponderantes no limite das fases e no comportamento sob descompressão do CO<sub>2</sub>, enquanto outras impurezas, como CH<sub>4</sub>, CO, O<sub>2</sub>, SO<sub>2</sub>, NO<sub>2</sub> e H<sub>2</sub>S, têm efeitos relativamente menores ou ainda em estudo. Algumas pesquisas indicam que nas misturas de CO<sub>2</sub> com NO<sub>2</sub>, SO<sub>2</sub> e H<sub>2</sub>S verifica-se uma diminuição na temperatura e pressão críticas e aumento da área supercrítica com a elevação dos teores destes contaminantes. Os efeitos destes contaminantes estão ainda sob estudo. (COSHAM 2011)

#### 2.4.2. Modelos de Descompressão.

Para determinação da velocidade de descompressão de correntes de CO<sub>2</sub>, são necessários modelos de escoamento multifásico transiente do fluido, que considerem o impacto das transferências térmicas e os efeitos da fricção na descompressão. O modelo de descompressão deve incorporar também uma adequada equação de estado.

Uma equação de estado é uma relação empírica ou semi-empírica entre as propriedades termodinâmicas do sistema (pressão, temperatura e volume). Para o CO<sub>2</sub>, há poucos dados experimentais relativos às misturas de interesse e nas faixas de pressão e temperatura utilizadas em linhas de transporte. Deste modo, a exatidão das equações de estado para CO<sub>2</sub> é uma questão crítica.

As equações de estado mais utilizadas são:

- Benedict-Webb-Rubin-Starling (BWRS)
- Peng-Robinson modificada (PR)
- Soave-Redlich-Kwong (SRK)
- American Gas Association (AGA-8)
- Groupe Européen de Recherches Gazières (GERG 2004 e 2008)

As equações de estado podem ser divididas em duas categorias:

- Especializadas, como a equação de Span e Wagner para CO<sub>2</sub> puro
- Gerais, como a equação de Van der Waals.

As equações gerais podem ter estrutura simples, como a equação de Redlich-Kwong e Peng-Robinson (de 3 parâmetros), ou estrutura complexa como a equação BWRS (de 11 parâmetros). Apesar das equações complexas gerarem melhores resultados, como possuem maior quantidade de parâmetros, são de aplicação mais difícil, e a sua integração a modelos de fraturas propagantes é de complexa execução. As equações SRK e PR são equações de estado cúbicas, ou seja, de terceira ordem em relação ao volume e densidade. As equações cúbicas são em geral pouco adequadas para descrever a fase líquida, componentes polares e misturas complexas. (AMARAL 2010)

O documento DNV-RP-J202 indica que, para correntes ricas em CO<sub>2</sub>, a equação PR provê exatidão suficiente para cálculos com CO<sub>2</sub> em quaisquer estados. Contudo, deve-se atentar a uma redução da exatidão em simulações feitas próximo do ponto crítico. A equação BWRS fornece previsões de pressão de saturação mais elevadas, para dadas condições iniciais, do que a equação PR. Deste modo, o uso de modelos que utilizam a equação BWRS resulta em estimativas mais elevadas de tenacidade requerida para interrupção da fratura. (COSHAM 2010)

O GASDECOM é um programa recomendado para cálculo da curva de descompressão em misturas de hidrocarbonetos, particularmente quando não ocorrem mudanças de fases. (BOTROS 2010) É baseado na equação de estado BWRS com constantes modificadas. As principais restrições do programa são:



- A decompressão é isentrópica, ou seja, desconsidera-se fricção.
- O escoamento é unidimensional.
- A velocidade de escoamento antes da ruptura é muito menor do que a velocidade do som e de vazamento.
- O equilíbrio é homogêneo, isto é, o fluido é homogêneo antes e depois da decompressão.

O modelo GASDECOM está otimizado para a decompressão de misturas gasosas contendo pequenos teores de CO<sub>2</sub>, mas não está otimizado para misturas contendo elevadas proporções de CO<sub>2</sub> ou CO<sub>2</sub> puro. O CO<sub>2</sub> possui propriedades termodinâmicas altamente não-lineares e distancia-se significativamente do comportamento de gás ideal à medida que a pressão é elevada.

A GERG-2004/2008 é a equação de referência para misturas de gás natural. Não foi desenvolvida especificamente para aplicações com elevados teores de CO<sub>2</sub>, mas, tem-se verificado que a equação GERG é a mais exata para misturas contendo CO<sub>2</sub>. (SEEVAM 2008) (COSHAM 2011) Os 18 componentes desta equação compreendem a maioria das substâncias envolvidas na captura e armazenamento de CO<sub>2</sub>, mas não incluem alguns componentes relevantes, como NO<sub>x</sub>, SO<sub>x</sub> e H<sub>2</sub>S. Os dados mais precisos envolvem misturas de CO<sub>2</sub> com CH<sub>4</sub> e N<sub>2</sub>. (COSHAM 2010)

## 2.5. Métodos de Cálculo de Fraturas Dúcteis Propagantes.

Os aços de dutos até os anos 1960 ofereciam pouca resistência a fraturas propagantes, as quais nestes materiais ocorriam de modo frágil (LEIS 2005). De fato, propagação e interrupção de trincas em linhas de gás sob alta pressão são assunto de pesquisa desde que um elevado número de fraturas frágeis de grandes proporções ocorreu nos anos 1950 e 1960. Estas fraturas propagavam tipicamente por diversos quilômetros até a interrupção em válvulas ou trechos de maiores espessuras (HORSLEY 2003).

Os primeiros estudos sobre controle de fraturas frágeis em tubulações remontam ao programa experimental desenvolvido pelo Instituto Battelle a partir de 1953 sob requisição da American Gas Association (AGA). Os resultados destes experimentos foram a base para

a adoção, pelas empresas de transporte de gás, de materiais com o requisito de, na menor temperatura de operação, mín. 75% de área cisalhada no corpo-de-prova DWTT. Atualmente o critério mais comumente adotado é de mínimo 85% de área cisalhada no ensaio DWT feito à mínima temperatura de operação. (ANDREWS 2010) (COSHAM 2004)

Essa especificação corresponde a uma alta probabilidade de que a velocidade de propagação da fratura seja inferior à velocidade de descompressão do gás. Uma fratura frágil iniciada em um tubo que atenda este critério não propagará além de um pequeno vazamento, mesmo operando a níveis de tensões de até 72% do limite de escoamento mínimo do material. Uma fratura frágil que esteja propagando em um trecho de baixa tenacidade, ao entrar em um trecho de tubo que atenda este critério, será interrompida. Um exemplo de interrupção de uma fratura frágil em uma tubulação da British Gas é mostrado na Figura 2.11.

O critério de mínimo 85% de área de cisalhamento em ensaio DWT à menor temperatura de projeto não foi validado para espessuras de parede superiores a 38,1mm, diâmetros externos inferiores a 20pol. e aços de grau superior a X80. (COSHAM 2004)

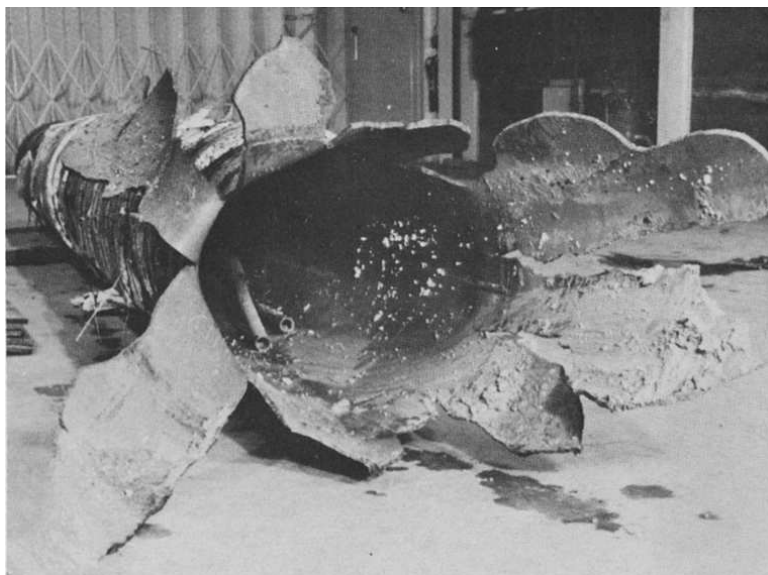


Figura 2.11. Interrupção de fratura frágil. (FEARNEHOUGH 1974)

Pesquisas feitas pelo Instituto Battelle e pelo PRCI (*Pipeline Research Committee*) permitiram o desenvolvimento de um modelo descritivo para a propagação de fraturas frágeis, baseado na correlação entre ensaios de rompimento em escala real e a energia Charpy. Este modelo considera que fraturas frágeis são interrompidas quando a energia

disponível para crescer a trinca é inferior à energia requerida para criá-la. A energia disponível para crescimento da trinca é a energia de deformação no duto, que é uma função da geometria do mesmo e da pressão inicial na linha. A energia requerida para criar a superfície de fratura é igual à energia Charpy à mesma aparência de fratura que se verifica na fratura do duto.

Considerando-se que a energia de deformação no tubo é igual à energia requerida para criar a fratura, obtém-se a tensão para interrupção da fratura frágil, dada na **Equação 2**. (EIBER 1993)

$$\sigma_{aB} = \frac{P_a R}{t} = \sqrt{\frac{K_v E \cdot A}{\pi \cdot R}} \quad \text{(Equação 2)}$$

sendo:

- $\sigma_{aB}$ : tensão circunferencial de interrupção da fratura frágil (MPa)
- $P_a$ : pressão de interrupção da fratura frágil (MPa)
- $E$ : módulo de elasticidade do material (MPa)
- $R$ : raio externo do duto (mm)
- $t$ : espessura de parede do duto (mm)
- $A$ : área do ligamento do corpo-de-prova Charpy *full-size* (80mm<sup>2</sup>)
- $K_v$ : energia Charpy (J) correspondente à energia DWTT que se verifica à mesma área de fratura cisalhada (dúctil) que ocorre no tubo fraturado fragilmente.

Para interrupção da fratura frágil, a pressão atuante no tubo deve ser inferior à pressão  $P_a$  calculada na **Equação 2**. Abaixo da temperatura de transição dúctil-frágil, a área cisalhada verificada na superfície de fratura do tubo e, portanto, a energia Charpy  $K_v$ , caem rapidamente. Por conseguinte, a interrupção da fratura frágil requer uma redução substancial da pressão. Para temperaturas inferiores a 22°C abaixo da temperatura de transição, é muito difícil determinar com exatidão a aparência da superfície de fratura e, portanto, calcular a pressão de interrupção da fratura. (EIBER 1993)

No final dos anos 1960, estudos previram que as linhas poderiam falhar também por fratura dúctil propagante. Nesse caso, o objetivo de um projeto seguro é o de

interromper completamente a propagação da trinca ou limitar o comprimento da fratura a um valor em que o duto possa ser reparado dentro de um prazo razoável. Modelos para tratamento de fraturas dúcteis propagantes basearam-se inicialmente em análises empíricas e semi-empíricas de resultados de ensaios em escala real executados em segmentos de dutos. Tal metodologia foi necessária nos anos 1960 e 1970 em face do ferramental teórico de mecânica da fratura existente, ainda pouco elaborado.

Em 1974, foi desenvolvido o método Battelle das duas curvas (método BTC). Este método, descrito na seção 2.5.1.1, combina as propriedades de descompressão do fluido transportado, a previsão da tensão de interrupção e uma relação entre a tensão e a velocidade da fratura para a determinação das condições de projeto para interrupção de fraturas dúcteis. O modelo foi calibrado utilizando dados de mais de 200 ensaios de rompimento em escala real em tubos até o grau X65 pressurizados com ar ou gás natural puro. Este método não está fundamentado em dados de ensaios experimentais feitos com CO<sub>2</sub>, e tem tido aplicabilidade eficaz somente para tubulações de transporte de misturas ricas em gás natural, feitos de aços C-Mn laminados convencionalmente (em geral grau X65 ou inferior) e de energia Charpy de patamar superior menor que 100J. (ANDREWS 2003).

Desde os anos 1970, ocorreram diversos desenvolvimentos na prática siderúrgica que elevaram a resistência e a tenacidade dos aços, e diminuíram sua temperatura de transição. Adicionalmente, níveis de pressão mais elevados passaram a ser utilizados em gasodutos. Verificaram-se fortes indicações de que o método BTC não se aplicava a essas novas condições. Foi observado que muitos dos novos aços apresentavam separações frágeis paralelas à direção de laminação (delaminações ou *splits*) na superfície de fratura de corpos-de-prova Charpy. Uma das restrições ao uso do procedimento BTC é que, na fratura, os materiais não devem apresentar tais separações. A área cisalhada destes aços também não apresentava boa correlação com a área verificada nas fraturas obtidas em testes em escala real.

A produção de aços com maiores resistência e tenacidade, associada à operação em pressões mais elevadas, motivaram o desenvolvimento de novas tecnologias de interrupção de fratura e novos modelos de previsão da propagação de fraturas dúcteis. Passou-se a pesquisar desde o final dos anos 1970 o uso de ensaios DWT para simulação de fraturas dúcteis naqueles aços. Verificou-se que, para linhas de aços de maiores tenacidades, as previsões da interrupção da fratura baseadas em ensaios DWT são mais próximas dos

resultados obtidos em ensaios em escala real do que os valores obtidos em ensaios Charpy. (YANG 2008) Tal ocorre devido às seguintes razões (FREED 1968) (MAKINO 2008):

- Os corpos-de-prova de ensaios DWT apresentam a mesma espessura do duto; deste modo, são consideradas as variações de tenacidade que podem ocorrer ao longo da espessura.
- Os corpos-de-prova DWT possuem um ligamento maior em comparação aos corpos-de-prova Charpy. Nos primeiros, portanto, há a formação de uma zona plástica proporcionalmente menor durante o ensaio e uma consideração mais exata dos efeitos de restrição geométrica à propagação da trinca, refletindo em uma aparência da superfície de fratura mais semelhante à obtida nos ensaios em escala real.
- A energia de iniciação da fratura em ensaios DWT é uma fração menor da energia total da fratura. Logo, os resultados refletem a propagação da fratura de maneira mais exata.

O comitê de linhas de alta resistência (HLP Committee) do ISIJ (*Iron and Steel Institute of Japan*) desenvolveu um modelo variante do modelo BTC, fazendo uso da energia DWTT em substituição à energia Charpy para o cálculo da velocidade da trinca e como parâmetro para a resistência do material. (TAKEUCHI 2006) Este modelo está descrito na seção 2.5.1.2.

As metodologias desenvolvidas até os anos 1980 eram baseadas em correlações empíricas ou semi-empíricas dos resultados de ensaios Charpy ou DWT com os resultados de ensaios em escala real. Considerando que a propagação de fraturas dúcteis em dutos é um fenômeno que envolve deformação elasto-plástica das paredes do duto, as pesquisas passaram a focar em meados dos anos 1980 na caracterização mais precisa da resistência à propagação de fraturas dúcteis utilizando parâmetros elasto-plásticos da tenacidade, como CTOD (*crack-tip opening displacement*), integral J e CTOA (*crack-tip opening angle*). (O'DONOGHUE 1997).

Por outro lado, têm sido feitas correções nos cálculos do método BTC para aplicação em aços de maiores resistência e tenacidade. Verificou-se em estudos da Alliance Pipeline uma melhor previsão da tenacidade de interrupção da fratura utilizando o

modelo BTC corrigido do que a obtida com o modelo baseado em CTOA (LEIS 2005). Além dos métodos (semi-empíricos) como o BTC e o HLP, fraturas dúcteis propagantes podem ser calculadas através de ferramentas numéricas como simulações por elementos finitos. Alguns modelos numéricos já foram desenvolvidos e vêm sendo validados experimentalmente para misturas ricas em CO<sub>2</sub>, conforme descrito na seção 2.5.3.

A seguir serão apresentadas as metodologias de cálculo da tenacidade de interrupção da fratura existentes para dutos. Estas metodologias podem ser classificadas em quatro classes:

1) **Métodos Analíticos:** fornecem equações para a velocidade de propagação da fratura dúctil e consideram o características do processo de descompressão do fluido. As metodologias mais utilizadas são: método Battelle das duas curvas, métodos HLP e Sumitomo.

2) **Fórmulas Explícitas:** trata-se de equações empiricamente desenvolvidas que determinam diretamente a tenacidade de interrupção da fratura dúctil. As fórmulas mais utilizadas são: simplificação do método Battelle das duas curvas, métodos AISI, EPRG e demais metodologias semelhantes.

3) **Modelos Numéricos.**

4) **Métodos Experimentais:** são baseados em ensaios de laboratório, especificamente ensaios da mecânica da fratura (tenacidade à fratura e parâmetros de abertura de trinca), ou ensaios em escala real (ensaios de rompimento e ensaios de tubo de choque).

Além destas metodologias, são descritos também planos de controle de fraturas segundo as normas DNV-RP-J202, CSA Z662 e AS2885.

## 2.5.1. Métodos Analíticos.

### 2.5.1.1. Método Battelle das Duas Curvas.

O método Battelle das duas curvas (método BTC) é um modelo analítico semi-empírico do processo de propagação da fratura. Esta abordagem foi a primeira usada para expressar o critério de propagação de uma fratura dúctil em termos da relação entre a velocidade da onda de descompressão do fluido e a velocidade de propagação da trinca.

A Figura 2.12 mostra o gráfico tipicamente utilizado para avaliação da propagação e interrupção de fraturas.

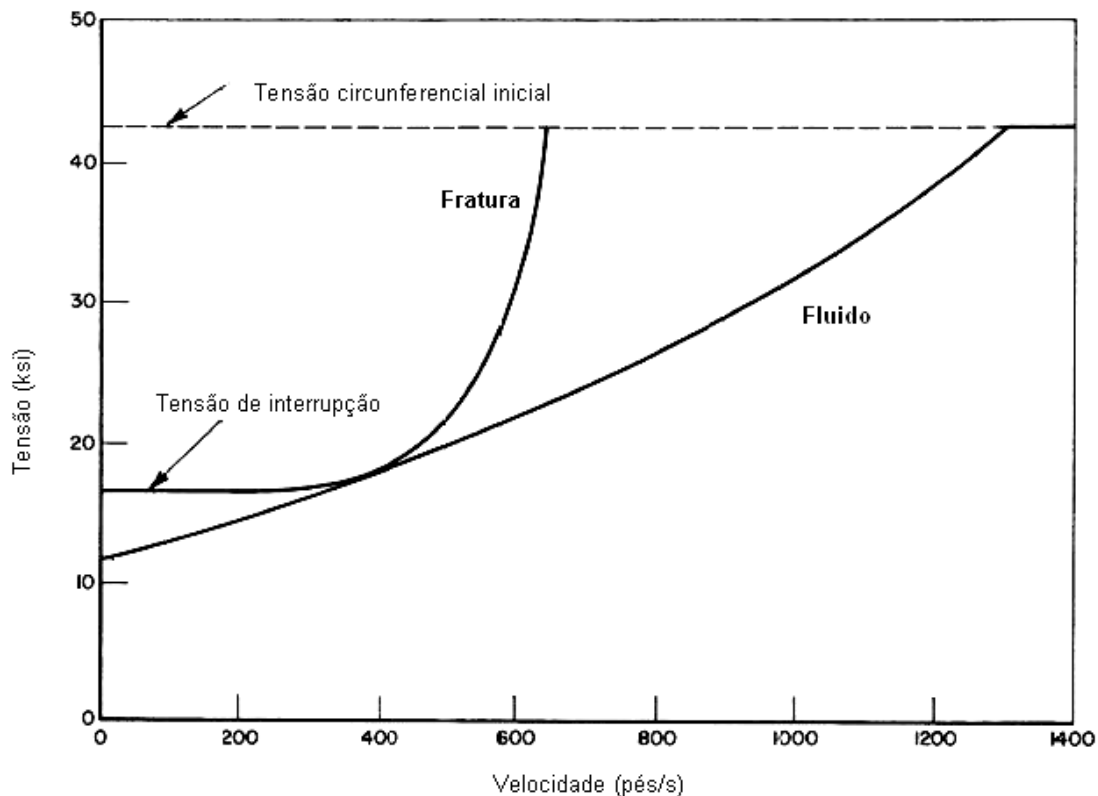


Figura 2.12. Relação tensão-velocidade para interrupção de trinca (descompressão totalmente gasosa). (MAXEY 1975)

A curva à direita da Figura 2.12 (“Fluido”) corresponde à velocidade da onda de descompressão do fluido em função da tensão ou pressão exercida no duto, a qual expressa a força-motriz para a propagação da fratura. A curva à esquerda (“Fratura”) corresponde à velocidade de propagação da fratura como função da pressão ou tensão circunferencial, expressando a capacidade do tubo de resistir à fratura. Essa curva é específica para cada nível de tenacidade. A tensão sob a qual a velocidade de propagação da fratura é nula é

denominada “tensão de interrupção”. Considera-se que as velocidades da fratura e de descompressão sejam independentes entre si.

Se a curva de fratura e a curva de descompressão não se interceptam, e a curva de fratura estiver acima da curva de descompressão, a velocidade da onda de descompressão será maior do que a velocidade da fratura sob quaisquer pressões; isto é, a pressão na ponta da trinca diminuirá à medida que a onda de descompressão propaga, e a fratura será interrompida. Quanto mais acima da curva de descompressão estiver a curva de fratura, mais rapidamente ocorrerá a interrupção da fratura.

Se tais curvas interceptam-se ou são tangentes, haverá pelo menos uma pressão em que as velocidades da fratura e da onda de descompressão são iguais. Neste caso a pressão na ponta da trinca permanecerá elevada, podendo a fratura propagar indefinidamente desde que a tenacidade do material seja a mesma ou inferior à do trecho inicial. A Figura 2.12 mostra a situação em que a curva de fratura é tangente à curva de descompressão do gás. Essa condição define a mínima tenacidade de interrupção da fratura. Qualquer tenacidade mais elevada provocará a interrupção da mesma. Dessa maneira, o procedimento Battelle para definição do critério de interrupção da fratura envolve considerar valores de tenacidade que produzam uma curva de velocidade de fratura acima (em termos de pressão ou tensão) ou tangente à curva de descompressão.

O modelo como apresentado a seguir apresenta as seguintes restrições (MAXEY 1975):

- Sua aplicabilidade é limitada a tubos soldados, pressões operacionais de até 15,0MPa, aços API 5L graus inferiores a X80 e  $40 < D/t < 115$ .
- As fórmulas aplicam-se somente para gases ricos em metano e descompressão inteiramente na fase gasosa, isto é, na descompressão a curva de ponto de orvalho no fluido não é alcançada.
- Na fratura, os materiais não devem apresentar separações frágeis paralelas à superfície de laminação (*splits*), as quais ocorrem tipicamente abaixo da temperatura ambiente em materiais bastante deformados.
- Assume-se que o material comporta-se de modo dúctil na temperatura de operação, isto é, a temperatura de transição está abaixo da temperatura de operação.



- Se o valor da energia Charpy para interrupção da fratura obtido pela metodologia exceder 100J, correções na tenacidade de interrupção serão necessárias. O método é aplicável para energias Charpy de até 200J.

#### 2.5.1.1.1. Velocidade de Propagação e Tensão de Interrupção da Fratura.

A velocidade de uma fratura propagante é função da tensão atuante na linha, da geometria do tubo e da resistência do tubo à propagação da fratura, que pode ser expressa em termos da energia Charpy. Dados de ensaios de rompimento em escala real permitiram verificar que a equação geral para a velocidade de propagação da fratura em função da pressão ou tensão circunferencial atuante é dada pela expressão a seguir. Comparação com os resultados de ensaios de rompimento indicou que as velocidades da fratura calculadas através da **Equação 3** possuem um erro de até 6,2%. (MAXEY 1975)

$$V_f = C \cdot \left[ \frac{\sigma_f}{\sqrt{K_v/A}} \right] \left[ \frac{P_d}{P_a} - 1 \right]^{1/6} = C \cdot \left[ \frac{\sigma_f}{\sqrt{K_v/A}} \right] \left[ \frac{\sigma_d}{\sigma_a} - 1 \right]^{1/6} \quad (\text{Equação 3}),$$

sendo

- $V_f$ : velocidade de propagação da fratura (m/s)
- $\sigma_f$ : tensão de fluxo do material (MPa)
- $K_v$ : energia Charpy de corpo-de-prova *full size* (J)
- $A$ : área abaixo do entalhe do corpo-de-prova Charpy *full size* (80mm<sup>2</sup>)
- $P_d$ : pressão instantânea atuante na trinca após a descompressão (MPa)
- $\sigma_d$ : tensão circunferencial atuante na trinca após a descompressão (MPa)
- $P_a$ : pressão de interrupção da fratura (MPa)
- $\sigma_a$ : tensão circunferencial de interrupção da fratura (MPa)
- $C$ : constante, definida empiricamente, que é função do preenchimento externo.

A tensão circunferencial de interrupção da fratura propagante ( $\sigma_a$  em MPa) pode ser calculada através da **Equação 4**. Esta equação foi desenvolvida com base no critério de controle na iniciação de fraturas a partir de defeitos passantes axialmente orientados (que são os defeitos mais severos), com correções feitas considerando-se os resultados de ensaios de rompimento em escala real. A dedução desta equação é apresentada no **Anexo B**.

$$\sigma_a = \frac{2 \cdot \sigma_f}{3,33 \cdot \pi} \arccos \left[ \exp \left( \frac{-1000(K_v/A) \cdot E \cdot \pi}{24 \cdot \sigma_f^2 \cdot \sqrt{R \cdot t}} \right) \right], \text{ (Equação 4)}$$

sendo:

- **E**: módulo de elasticidade do material (MPa)
- **R**: raio externo do duto (mm)
- **t**: espessura do duto (mm)
- **A**: área abaixo do entalhe do corpo-de-prova Charpy *full size* (80mm<sup>2</sup>)

A tensão de fluxo procura representar, através de um parâmetro único, a capacidade de encruamento de materiais elasto-plásticos. (HIPPERT 2004) A tensão de fluxo nas **Equações 3 e 4** é dada por  $\sigma_f = Y + 68,95$  MPa, sendo **Y** a resistência ao escoamento transversal do material do tubo em MPa.

As pressões  $P_a$  e  $P_d$  relacionam-se com as tensões correspondentes  $\sigma_a$  e  $\sigma_d$  através da equação de Barlow para a tensão circunferencial atuante, dada na **Equação 5**:

$$\sigma_{a,d} = \frac{P_{a,d} \cdot D}{2 \cdot t} \text{ (Equação 5)}$$

sendo:

- **D**: diâmetro externo do tubo (mm)
- **t**: espessura de parede do tubo (mm)

A força-motriz exercida na propagação de uma fratura dúctil não é somente a tensão circunferencial na ponta da trinca, mas também uma componente da pressão atuando nas abas da fratura, que tende a rasgar o duto. O meio circundante (ou preenchimento externo) promove uma resistência a essa última componente da força motriz, e é expresso na equação da velocidade de propagação (**Equação 3**) através da constante “**C**”. A constante empírica **C** é igual a:

- 0,275 para solo seco (tubo enterrado)
- 0,234 para água (tubo submerso)
- 0,3791 para ar (tubo sem preenchimento).

O valor de C varia bastante em função da umidade do solo. Por exemplo, para um teor de umidade no solo de 10%, o valor da constante é reduzido em 30% em comparação com um solo sem umidade, o que reflete num decréscimo da tenacidade mínima de aproximadamente 20%.

Análise mais aprofundada de dutos offshore é feita na seção 2.6 (Dutos Submarinos).

A pressão de interrupção da fratura, indicada na Figura 2.12, cresce à medida que a tenacidade aumenta. Contudo, há um ponto em que valores mais elevados da tenacidade não provocam elevação da pressão de interrupção da fratura, tornando-se a última independente da tenacidade e sendo igual a:

$$\sigma_a = \frac{\sigma_f}{3,33} \text{ (Equação 6 – unidades SI)}$$

O significado físico da **Equação 6** é o de que em linhas de aços de elevada tenacidade, o mecanismo de propagação da fratura dúctil passa a ser por instabilidade plástica dinâmica, e a interrupção da fratura depende somente do limite de escoamento do material. (COSHAM 2007)

#### 2.5.1.1.2. Velocidade da Onda de Descompressão.

A curva da velocidade de descompressão deve ser determinada utilizando-se um modelo adequado para a descompressão do fluido, conforme descrito na seção 2.4.2 (Modelos de Descompressão).

A equação que representa a relação de descompressão no modelo BTC original é dada a seguir (**Equação 7**). Essa equação considera descompressão isentrópica de gás ideal e é válida somente para descompressão inteiramente gasosa. Equações de estado mais precisas, como a equação GERG-2004/2008, são requeridas para descrição da descompressão de correntes ricas em hidrocarbonetos mais pesados que metano, para

descompressão bifásica e de fluidos a pressões superiores a 150bar, o que inclui CO<sub>2</sub> supercrítico.

$$\frac{P_d}{P_o} = \frac{\sigma_d}{\sigma_o} = \left[ \left( \frac{\gamma-1}{\gamma+1} \right) \frac{V_d}{V_a} + \frac{2}{\gamma+1} \right]^{\frac{2\gamma}{\gamma-1}}, \text{ (Equação 7)}$$

sendo

- $\gamma = C_p/C_v$ : coeficiente de Poisson (razão entre o calor específico do fluido a pressão e a temperatura constantes respectivamente, nas condições iniciais)
- $P_o$ : pressão inicial
- $\sigma_o$ : tensão circunferencial inicial
- $V_d$ : velocidade de propagação no nível de pressão  $P_d$
- $V_a$ : velocidade do som no fluido nas condições iniciais.

#### 2.5.1.1.3. Procedimento de Aplicação do Método BTC.

O procedimento habitual para determinação das condições de interrupção da fratura envolve as **Equações 3-4 e 7**, e é iterativa. Os parâmetros primários de entrada para o cálculo normalmente são:

- 1) Propriedades mecânicas do material: resistência ao escoamento (Y) e módulo de elasticidade (E).
- 2) Parâmetros geométricos: raio médio (R) ou diâmetro externo (D) e espessura (t) do tubo ou duto.
- 3) Nível de pressão inicial ( $P_o$ ).
- 4) Características do comportamento sob descompressão do fluido.
- 5) Tipo de preenchimento externo.

Podem ser construídas as curvas de fratura e de descompressão calculando-se os valores de  $V_f$  e  $V_d$  para cada nível de pressão  $P_d$  após a descompressão, a partir das equações anteriores, variando-se a tenacidade do material ( $K_{Ic}$ ). O resultado desejado desse procedimento é estabelecer as condições sob as quais a curva de fratura encontra-se

tangente ou totalmente acima da curva de descompressão, obtendo-se daí o valor limite inferior de tenacidade,  $K_v$ , para o material. Naturalmente os parâmetros de entrada listados acima podem ser também variados, exigindo-se usualmente para tanto recursos computacionais. Alguns softwares disponíveis para esse propósito são: o PIPE-DFRAC, desenvolvido para US DOT, PRCI e JGA - *Japanese Gas Association*, e o DynaFrac, desenvolvido pelo PRCI.

#### 2.5.1.2. Método HLP.

Este método foi desenvolvido pelo HLP (*High Strength Line Pipe Committee*) do ISIJ (*Iron and Steel Institute of Japan*) com o objetivo de fornecer previsões mais precisas do que o método BTC em dutos de aços com propriedades mecânicas mais elevadas. Este método é uma variante dinâmica do método BTC e é capaz de calcular a velocidade instantânea da trinca e a distância de propagação. Verificações recentes do método indicaram resultados adequados em linhas de aços até o grau X80. (MAKINO 2008) No método HLP, a velocidade de propagação da fratura  $V_f$  (m/s) e a tensão de interrupção da fratura  $\sigma_a$  (MPa) são dados pelas **Equações 8 e 9**, respectivamente (MAKINO 2001):

$$V_f = C. \frac{\sigma_f}{\sqrt{D_p/A_p}} \left( \frac{P_d}{P_a} - 1 \right)^{0,393} = C. \frac{\sigma_f}{\sqrt{D_p/A_p}} \left( \frac{\sigma_d}{\sigma_a} - 1 \right)^{0,393} \quad \text{(Equação 8)}$$

$$\sigma_a = \frac{2. \sigma_f}{3,33. \pi} \cdot \arccos \left[ \exp \left( \frac{-3,8.10^7. (D_p/A_p)}{\sigma_f^2 \sqrt{Dt}} \right) \right] \quad \text{(Equação 9)}$$

Sendo

- $\sigma_f$ : tensão de fluxo (MPa). Utiliza-se a definição da API 579, isto é, a tensão de fluxo é a média aritmética entre as tensões limite de resistência mecânica e de escoamento do material.
- $\sigma_d$ : tensão atuante (MPa)
- $P_d$ : pressão atuante (MPa)
- $D_p$ : energia DWTT de corpo-de-prova pré-entalhado (J)
- $A_p$ : área de ligamento do corpo-de-prova DWTT pré-entalhado ( $\text{mm}^2$ )
- $D$ : diâmetro externo do duto (mm)
- $t$ : espessura da parede do duto (mm).

As pressões e tensões atuantes e de interrupção relacionam-se através da **Equação 5**.

A constante empírica “C” depende do meio de preenchimento externo. O valor desta constante é igual a:

- 0,67 para preenchimento com solo (dutos enterrados)
- 0,57 para preenchimento com água (dutos submersos)
- 0,925 na ausência de preenchimento (dutos ao ar).

As normas internacionais para o ensaio DWT são ASTM E436 e API 5L3. Ambas consideram corpos-de-prova com largura de 76,2mm e entalhe de 5,1mm de profundidade. Considera-se a espessura igual a do tubo a ser testado, conforme mostrado na Figura 2.13. A área abaixo do entalhe de corpo-de-prova DWTT é dada, portanto, por:

$$A_p = 71,1.t \quad \text{(Equação 10)}$$

sendo  $t$  a espessura de parede do duto em mm.

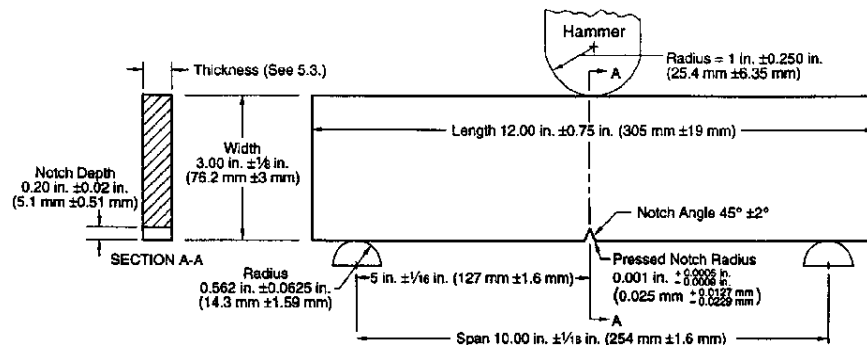


Figura 2.13. Corpo-de-prova de ensaio DWT. (API 1996)

A energia DWTT de corpo-de-prova pré-entalhado foi utilizada no modelo HLP por este melhor expressar a resistência à propagação da fratura do que a energia Charpy, conforme explicado anteriormente (seção 2.5 - Métodos de Cálculo de Fraturas Dúcteis Propagantes).

### 2.5.1.3. Método Sumitomo.

O método HLP foi desenvolvido a partir de resultados de ensaios em escala real de aços até o grau X70. Para aços com grau até X120, desenvolveram-se, utilizando os resultados de ensaios em escala real, correções às **Equações 8 e 9**, que constituem o denominado método Sumitomo. As equações com a introdução dos parâmetros de correção  $\alpha$ ,  $\beta$  e  $\gamma$  são mostradas a seguir. (MAKINO 2008)

$$V_f = \alpha \cdot \frac{\sigma_f}{\sqrt{D_p/A_p}} \left( \frac{P_d}{P_a} - 1 \right)^\beta = \alpha \cdot \frac{\sigma_f}{\sqrt{D_p/A_p}} \left( \frac{\sigma_d}{\sigma_a} - 1 \right)^\beta \quad \text{(Equação 11)}$$

$$\sigma_a = \varphi \cdot \frac{2 \cdot \sigma_f}{3,33 \cdot \pi} \cdot \arccos \left( \exp \left( \frac{-3,8 \cdot 10^7 \cdot (D_p/A_p)}{\sigma_f^2 \cdot \sqrt{Dt}} \right) \right) \quad \text{(Equação 12)}$$

Sendo

$$\alpha = 0,670 \cdot \left[ \frac{D \cdot t}{D_o \cdot t_o} \right]^{1/4} \quad \text{(Equação 13)}$$

$$\beta = 0,393 \cdot \left( \frac{D}{D_o} \right)^{5/2} \cdot \left( \frac{t}{t_o} \right)^{-1/2} \quad \text{(Equação 14)}$$

$$\varphi = \frac{3,42}{\left[ 3,22 + 0,20 \cdot \left( \frac{t/D}{t_o/D_o} \right)^3 \right]} \quad \text{(Equação 15)}$$

$$D_o = 1219,2 \text{ mm}$$

$$t_o = 18,3 \text{ mm}$$

A Figura 2.14 mostra a comparação das velocidades de propagação da fratura calculadas pelos métodos BTC, HLP e Sumitomo e as medidas obtidas em diferentes ensaios em escala real. Constata-se que o método Sumitomo apresenta a melhor concordância com os resultados dos ensaios, especialmente para tubulações de aços X100 e X120.

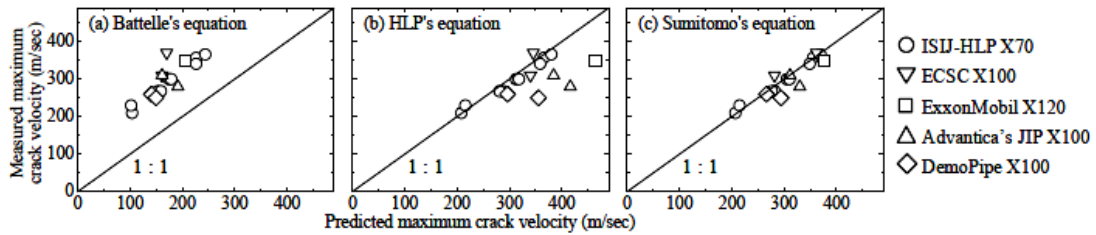


Figura 2.14. Comparação da exatidão das previsões de velocidade da fratura segundo os métodos BTC, HLP e Sumitomo. (MAKINO 2008)

## 2.5.2. Fórmulas Explícitas.

### 2.5.2.1. Método Battelle Simplificado.

Segundo (MAXEY 1975), para tubos com costura enterrados, transportando misturas ricas em metano e condições operacionais nas quais a tensão circunferencial situa-se na faixa entre 60% e 80% da tensão de escoamento especificada mínima, o método Battelle das duas curvas pode ser simplificado. O cálculo de  $K_v$ , a energia Charpy para propagar uma trinca 100% dúctil em ensaio utilizando-se corpo-de-prova com 2/3 da espessura padrão, pode ser dado pela fórmula:

$$K_v = C_1 \sigma_o^2 (Rt)^{C_2}, \text{ (Equação 16)}$$

sendo

- parâmetros  $C_1$  e  $C_2$  dados na Tabela 2.3 a seguir
- $\sigma_o$ : tensão circunferencial inicial em ksi
- $R$ : raio do tubo em polegadas
- $t$ : espessura de parede do tubo em polegadas
- $V_a$ : velocidade do som no gás nas condições iniciais em pés/segundo.

Tabela 2.3. Valores das constantes da **Equação 16**. (MAXEY 1975)

Preenchimento	$V_a$ (fps)	$C_1$	$C_2$
Sim	1100	0,0084	0,300
Sim	1300	0,0072	0,333
Sim	1500	0,0062	0,342
Não	1100	0,0121	0,256
Não	1300	0,0098	0,284



Para misturas gasosas de gás natural com decompressão monofásica, pressões de operação até 7,0MPa, graus iguais ou inferiores a X80 e  $40 < D/t < 115$ , a norma API 5L estabelece, para a **Equação 16**,  $C_1 = 3,57 \cdot 10^{-5}$  para unidades SI (tensão em MPa, raio e espessura em mm) e  $1,08 \cdot 10^{-2}$  para unidades inglesas usuais (tensão em ksi, raio e espessura em polegadas) e  $C_2 = 1/3$  (API 2007).

A **Equação 16** é conservadora se aplicada para dutos offshore. Mas se a energia  $K_v$  calculada segundo essa metodologia exceder 100J para corpo-de-prova *full-size*, a tenacidade de interrupção é não conservadora e requer correção.

#### 2.5.2.2. Método AISI.

A metodologia desenvolvida pela AISI (*American Iron and Steel Institute*) foi obtida através da regressão estatística de resultados de ensaios de rompimento em escala real. O mínimo valor de energia Charpy para corpos-de-prova *full-size*, expresso em J ou ft.lbf, pode ser calculado segundo a **Equação 17**:

$$K_v = C_3 \cdot \sigma_o^{1,5} \cdot D^{1/2} \quad (\text{Equação 17}),$$

sendo

- $\sigma_o$ : tensão circunferencial inicial de projeto (MPa ou ksi)
- **D**: diâmetro externo de projeto (mm ou pol)
- $C_3 = 3,57 \cdot 10^{-4}$  para unidades SI e  $2,40 \cdot 10^{-2}$  para unidades inglesas.

Este método é limitado a tubos soldados, fluidos que apresentam decompressão monofásica e à faixa dos dados de calibração originais: graus  $\leq X70$  e  $D \leq 1219$ mm. Embora a espessura não seja um fator na **Equação 17**, a maior espessura de parede testada originalmente foi de 18,3mm. Assim como nos métodos anteriores, se  $K_v$  exceder 100J para corpos-de-prova *full-size*, a tenacidade de interrupção da fratura requer correção.

Segundo (EIBER 1993), a comparação entre as previsões dadas por este método e resultados de ensaios em escala real indicou que o mesmo errou em 33,9% das previsões. A maioria das previsões dadas pelo método AISI foram, contudo, conservadoras.

### 2.5.2.3. Método EPRG.

A aplicabilidade do método desenvolvido pelo EPRG (*European Pipeline Research Group*) é restrita a tubos soldados, com pressões de operação até 8,0MPa (1160psi), diâmetro externo menor ou igual a 1430mm e espessura de parede inferior ou igual a 25,4mm e que transportam fluidos com descompressão monofásica. Recomenda-se que sejam executadas medidas de no mínimo três corpos-de-prova Charpy. Os dados mostrados nas Tabelas 2.5, 2.6 e 2.7 são valores especificados mínimos de energia Charpy média para corpo-de-prova *full-size*,  $K_v$ , segundo este método. Estes valores especificados de  $K_v$  são os menores dentre os valores calculados segundo as **Equações 18, 19 e 20** e 40J para os graus abaixo de X80 ou 80J para o grau X80.

- **Equação 18:**  $\leq$  Grau X65 (L450):  $K_v = C_4 \cdot \sigma_0^{1,5} \cdot D^{0,5}$  ;

- **Equação 19:** graus  $>$ X65 e  $\leq$ X70:  $K_v = C_5 \cdot \sigma_0^{1,5} \cdot D^{0,5}$  ;

- **Equação 20:** graus  $>$ X70 e  $\leq$ X80:  $K_v = C_6 \cdot \sigma_0^2 \cdot \left(\frac{D \cdot t}{2}\right)^{1/3}$

sendo

-  $\sigma_0$ : tensão circunferencial de projeto (MPa ou ksi)

-  $D$ : diâmetro externo especificado (mm ou polegadas)

-  $t$ : espessura de parede especificada (mm ou polegadas)

-  $C_4$ ,  $C_5$  e  $C_6$ : constantes dadas na Tabela 2.4.

Tabela 2.4. Valores das constantes das **Equações 18, 19 e 20**.

	SI	Unidades inglesas
$C_4$	$2,67 \cdot 10^{-4}$	$1,79 \cdot 10^{-2}$
$C_5$	$3,21 \cdot 10^{-4}$	$2,16 \cdot 10^{-2}$
$C_6$	$3,57 \cdot 10^{-5}$	$1,08 \cdot 10^{-2}$

Os valores obtidos através da **equação 18** são 0,75 vezes os valores obtidos usando a **equação 17** do método AISI. Os valores obtidos usando a **equação 19** são 0,9 vezes aqueles obtidos usando a **equação 17**. Os valores obtidos usando a **equação 20** são idênticos aos valores obtidos usando a **equação 16** do método Battelle simplificado.

Tabela 2.5. Requisitos mínimos de energia Charpy para fator de projeto de 0,625 segundo o método EPRG. (API 2007)

Specified outside diameter <i>D</i> mm (in)	Full-size CVN absorbed energy, minimum						
	<i>K<sub>v</sub></i> J (ft-lbf)						
	Pipe grade						
	≤ L245 or B	> L245 or B ≤ L290 or X42	> L290 or X42 ≤ L360 or X52	> L360 or X52 ≤ L415 or X60	> L415 or X60 ≤ L450 or X65	> L450 or X65 ≤ L485 or X70	> L485 or X70 ≤ L555 or X80
≤ 508 (20.000)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	80 (59)
> 508 (20.000) to ≤ 610 (24.000)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	41 (30)	80 (59)
> 610 (24.000) to ≤ 711 (28.000)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	45 (33)	80 (59)
> 711 (28.000) to ≤ 813 (32.000)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	48 (35)	80 (59)
> 813 (32.000) to ≤ 914 (36.000)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	51 (38)	80 (59)
> 914 (36.000) to ≤ 1 016 (40.000)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	53 (39)	80 (59)
> 1 016 (40.000) to ≤ 1 118 (44.000)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	42 (31)	56 (41)	82 (60)
> 1 118 (44.000) to ≤ 1 219 (48.000)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	43 (32)	58 (43)	87 (64)
> 1 219 (48.000) to ≤ 1 422 (56.000)	40 (30)	42 (31)	42 (31)	42 (31)	47 (35)	63 (46)	96 (71)

Tabela 2.6. Requisitos mínimos de energia Charpy para fator de projeto de 0,72 segundo o método EPRG. (API 2007)

Specified outside diameter <i>D</i> mm (in)	Full-size CVN absorbed energy, minimum						
	<i>K<sub>v</sub></i> J (ft-lbf)						
	Pipe grade						
	≤ L245 or B	> L245 or B ≤ L290 or X42	> L290 or X42 ≤ L360 or X52	> L360 or X52 ≤ L415 or X60	> L415 or X60 ≤ L450 or X65	> L450 or X65 ≤ L485 or X70	> L485 or X70 ≤ L555 or X80
≤ 508 (20.000)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	46 (34)	80 (59)
> 508 (20.000) to ≤ 610 (24.000)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	50 (37)	80 (59)
> 610 (24.000) to ≤ 711 (28.000)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	41 (30)	55 (41)	80 (59)
> 711 (28.000) to ≤ 813 (32.000)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	43 (32)	58 (43)	83 (61)
> 813 (32.000) to ≤ 914 (36.000)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	41 (30)	46 (34)	62 (46)	90 (59)
> 914 (36.000) to ≤ 1 016 (40.000)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	44 (32)	48 (35)	65 (48)	96 (71)
> 1 016 (40.000) to ≤ 1 118 (44.000)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	46 (34)	51 (38)	68 (50)	102 (75)
> 1 118 (44.000) to ≤ 1 219 (48.000)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	48 (35)	53 (39)	71 (42)	108 (80)
> 1 219 (48.000) to ≤ 1 422 (56.000)	40 (30)	42 (31)	42 (31)	51 (38)	57 (42)	77 (57)	120 (89)

Tabela 2.7. Requisitos mínimos de energia Charpy para fator de projeto de 0,80 segundo o método EPRG. (API 2007)

Specified outside diameter $D$ mm (in)	Full-size CVN absorbed energy, minimum						
	$K_V$ J (ft-lbf)						
	Pipe grade						
	$\leq$ L245 or B	$>$ L245 or B $\leq$ L290 or X42	$>$ L290 or X42 $\leq$ L360 or X52	$>$ L360 or X52 $\leq$ L415 or X60	$>$ L415 or X60 $\leq$ L450 or X65	$>$ L450 or X65 $\leq$ L485 or X70	$>$ L485 or X70 $\leq$ L555 or X80
$\leq$ 508 (20.000)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	41 (30)	55 (34)	80 (59)
$>$ 508 (20.000) $\leq$ 610 (24.000)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	45 (33)	60 (37)	84 (62)
$>$ 610 (24.000) $\leq$ 711 (28.000)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	43 (32)	49 (36)	65 (41)	93 (69)
$>$ 711 (28.000) $\leq$ 813 (32.000)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	46 (34)	52 (38)	68 (43)	102 (75)
$>$ 813 (32.000) $\leq$ 914 (36.000)	40 (30)	40 (30)	40 (30)	49 (36)	55 (41)	73 (46)	110 (81)
$>$ 914 (36.000) $\leq$ 1 016 (40.000)	40 (30)	40 (30)	42 (31)	52 (38)	58 (43)	77 (57)	118 (87)
$>$ 1 016 (40.000) $\leq$ 1 118 (44.000)	40 (30)	40 (30)	44 (32)	54 (40)	61 (45)	81 (60)	125 (92)
$>$ 1 118 (44.000) $\leq$ 1 219 (48.000)	40 (30)	40 (30)	46 (34)	56 (41)	64 (47)	84 (62)	133 (98)
$>$ 1 219 (48.000) $\leq$ 1 422 (56.000)	40 (30)	42 (31)	49 (36)	61 (45)	69 (51)	91 (67)	148 (109)

#### 2.5.2.4. Outras Metodologia Semelhantes.

Diversas relações semelhantes às **Equações 16 a 20**, em geral empíricas ou semi-empíricas, não mencionadas na API 5L, foram desenvolvidas para a energia Charpy mínima correspondente à interrupção da propagação da fratura. Essas equações, listadas na Tabela 2.8, são somente válidas para transporte de metano e na faixa de pressões correspondente a tensão interna entre 60% e 80% do limite de escoamento do material do tubo.

Tabela 2.8. Outras Equações para a Tenacidade de Interrupção da Fratura.

Método	Equações	Unidades
PRCI (comitê NG-18)	$K_V = \begin{cases} 300.P_o^{5/4}.Y^{3/4}.R^{19/12}.t^{-1/3}/E & \text{com preenchimento} \\ 500.P_o^{4/3}.Y^{2/3}.R^{19/12}.t^{-1/4}/E & \text{sem preenchimento} \end{cases}$ <p>(Equação 21) (MCGUIRE 1978)</p>	Inglesas
British Gás Council (BGC)	$K_V = \frac{0,021.\sigma_o.R}{t^{1/2}}$ <p>(Equação 22) (MCGUIRE 1978)</p>	Inglesas
British Steel	$K_V = 0,00079.\sigma_o^2.R$ <p>(Equação 23) (MCGUIRE 1978)</p>	Inglesas

Italsider/CSM	$K_V = 2,52 \cdot 10^{-4} \cdot R \cdot \sigma_0 + 1,245 \cdot 10^{-5} \cdot \frac{R \cdot t \cdot \sigma_0^2}{d} - 0,627 \cdot t - 6,8 \cdot 10^{-8} \cdot \frac{R^2 \cdot d}{t}$ <p align="center"><b>(Equação 24) (O'DONOGHUE 1997)</b></p>	SI
Mannesmann	$K_V = 19,99 \cdot 10^{-8} \exp(0,287 \cdot \sigma_0^{1,76} \cdot (2R)^{1,09} \cdot t^{0,585})$ <p align="center"><b>(Equação 25) (CABRAL 1997)</b></p>	SI

Sendo:

- $K_V$ : energia Charpy mínima de interrupção de fratura para corpos-de-prova com 2/3 da espessura *full-size* (ft.lbf ou J)
- $P_0$ : pressão na linha (ksi ou MPa)
- $\sigma_0$ : tensão circunferencial de projeto (ksi ou MPa)
- $Y$ : tensão de escoamento do material (ksi ou MPa)
- $E$ : módulo elástico do material (ksi ou MPa)
- $R$ : raio do tubo (pol ou mm)
- $t$ : espessura de parede do tubo (pol ou mm)
- $d$ : profundidade de enterramento do tubo (mm)

Uma comparação entre os valores de energia Charpy mínima previstos pelas equações 16, 17, 22 e 23 é dado na Figura 2.15. Como pode ser verificado, o expoente da tensão  $\sigma_0$  é o que gera maiores diferenças nos resultados das equações.

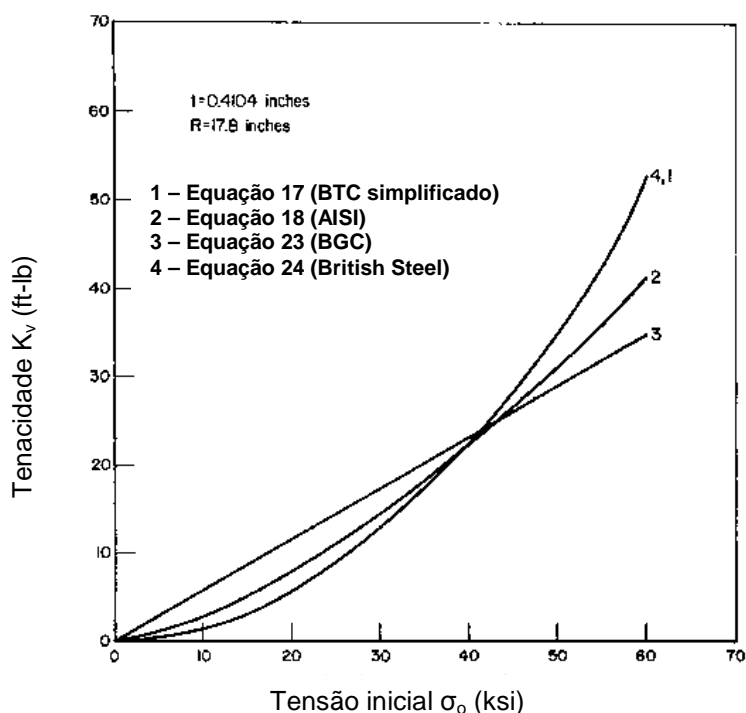


Figura 2.15. Comparação da tenacidade de interrupção utilizando quatro métodos para  $R=17,8$  pol. e  $t=0,4104$  pol. (MAXEY 1975)

A exatidão de algumas destas equações foi avaliada em comparação com os resultados de ensaios de rompimento de dutos em escala real. A percentagem de ensaios em que os valores previstos foram não-conservadores, isto é, em que a energia Charpy calculada não promoveu a interrupção da fratura, foi de 8,1% para o método PRCI, 12,5% para o BGC, 7,1% para o método CSM/Italsider e 7,0% para a equação Mannesmann. (EIBER 1993)

### 2.5.3. Modelos Numéricos.

Fraturas propagantes dúcteis são resultantes da interação dos processos de extensão inelástica da trinca, escoamento do fluido sob descompressão, deformação elasto-plástica das paredes do duto e transferências térmicas. Devido à complexa interação entre estes processos, poucos modelos numéricos foram desenvolvidos para cálculo da propagação de fraturas dúcteis.

O'Donoghue et al. desenvolveram em 1994, em conjunto com o *Southwest Research Institute* e o *Centro Sviluppo Materiali* (CSM), o modelo PFRAC. Tal modelo associa o código de dinâmica estrutural WHAMSE (em elementos finitos) com o programa FLOW3D de escoamento de fluidos (em volumes finitos). O acoplamento entre os códigos em elementos e volumes finitos não é simples, visto que os sistemas de referência não são os mesmos, exigindo-se grande esforço computacional e o uso de algoritmos sofisticados.

Greenshields et al. apresentaram em 2000 um modelo baseado na discretização em volumes finitos somente, o que soluciona as dificuldades do modelo de O'Donoghue et al. A principal desvantagem deste modelo é que ele não é adequado para a descrição de geometrias complexas e grandes variações geométricas, de modo que sua aplicação tem sido para fraturas frágeis em dutos poliméricos.

You et al. apresentaram em 2003 uma metodologia para avaliação da propagação e interrupção de fraturas em dutos de aço para transporte de gás natural. Neste método, cálculos por elementos finitos foram executados para determinação do ângulo de abertura da ponta da trinca (CTOA), e a interrupção da fratura é avaliada em termos deste parâmetro.

Na metodologia de fraturas dúcteis em dutos de CO<sub>2</sub> apresentado por Mahgerfteh et al. em 2010 (MAHGEREFTEH 2010), utilizou-se o método HLP para modelamento da propagação da fratura mostrado na seção 2.5.1.2. Para modelamento da descompressão e

escoamento do fluido, utilizaram-se as equações de Euler de conservação de massa, momento e energia, com as hipóteses de fluxo unidimensional e homogêneo, dispostas a seguir:

$$\frac{d\rho}{dt} + \rho \frac{\partial u}{\partial x} = 0 \quad (\text{Equação 26})$$

$$\rho \frac{\partial u}{\partial t} + \rho u \cdot \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial P}{\partial x} = \alpha \quad (\text{Equação 27})$$

$$\text{Sendo } \alpha = - \left( \frac{2f_w \rho u |u|}{D} + \rho g \sin \theta \right) \quad (\text{Equação 27A})$$

$$\rho \frac{dh}{dt} - \frac{dP}{dt} - (q_h - u\beta_y) = 0 \quad (\text{Equação 28})$$

Sendo

- $\rho$ ,  $u$ ,  $P$  e  $h$ : respectivamente densidade, velocidade de escoamento, pressão e entalpia específica do fluido homogêneo (funções do tempo  $t$  e espaço  $x$ )
- $q_h$ : calor transferido através da parede do tubo para o fluido
- $D$ : diâmetro externo do tubo
- $\theta$ : ângulo de inclinação do duto em relação à horizontal
- $\beta_y$ : termo de força de fricção dado por:

$$\beta_y = -2 \frac{f_w}{D} \rho u |u| \quad (\text{Equação 29})$$

sendo  $f_w$  o fator de fricção de Fanning.

As equações 26, 27 e 28 podem ser resolvidas numericamente, utilizando, por exemplo, o método dos elementos finitos ou das diferenças finitas. Utilizou-se na metodologia original a equação de estado de Peng-Robinson modificada para a predição dos dados do equilíbrio de fases do CO<sub>2</sub> na descompressão. A obtenção da solução destas equações, principalmente a velocidade de descompressão do fluido e a pressão na ponta da trinca, implicou o uso de um programa de dinâmica dos fluidos computacional.

A metodologia desenvolvida foi aplicada na ruptura hipotética de um duto de CO<sub>2</sub> de 100m de comprimento, diâmetro interno de 590,7mm, espessura de parede de 9,45mm, pressão de operação de 100barg e aço de energia Charpy 50J. Para verificar o impacto da temperatura da linha na velocidade da fratura em função do comprimento da trinca, simulações foram executadas em quatro temperaturas: 0, 10, 20 e 30°C. Os resultados são mostrados na Figura 2.16. Como se verifica, a elevação da temperatura de 20°C para 30°C resulta em fratura propagante rápida em todo o comprimento do tubo.

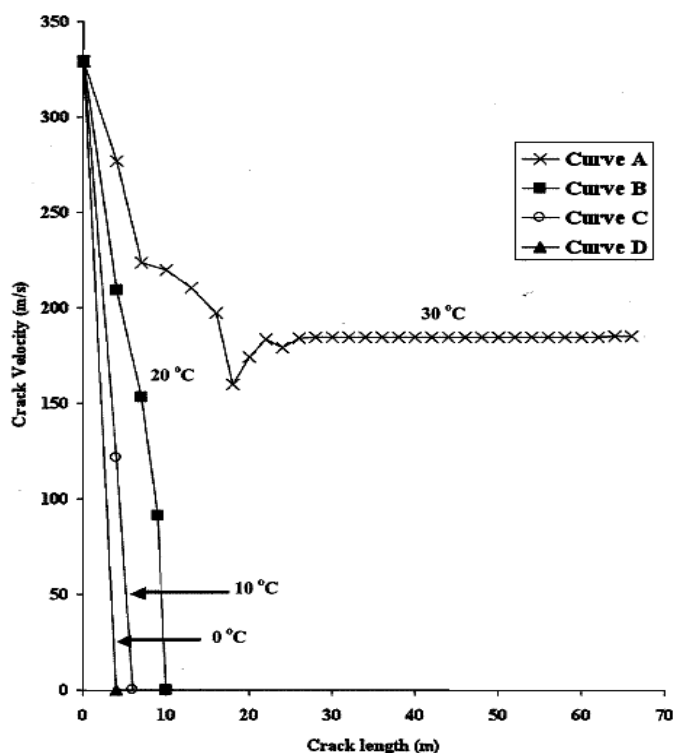


Figura 2.16. Variação da velocidade de trinca com o comprimento da trinca para um tubo de 100m, operando a 100barg de CO<sub>2</sub> a diferentes temperaturas de linha iniciais segundo o modelo desenvolvido por (MAHGEREFTEH 2010).

De maneira semelhante ao modelo anterior, o Sintef (*Stiftelsen for industriell og teknisk forskning*) desenvolveu em 2011 uma metodologia para avaliação de fraturas propagantes em dutos de CO<sub>2</sub>. (BERSTAD 2011) Neste estudo, o tubo foi modelado por elementos finitos, tendo-se considerado para a propagação da fratura o critério de fratura dúctil de Cockroft-Latham. Para modelamento da descompressão e escoamento do fluido, utilizaram-se volumes finitos e equações semelhantes às aplicadas no modelo de Mahgerefteh et al. A equação de estado utilizada foi de um gás ideal, sendo, portanto, discutível a exatidão deste modelo para transporte de CO<sub>2</sub> supercrítico.

Para uso de modelos numéricos, recomendam-se executar estudos de sensibilidade às dimensões dos elementos, bem como utilizar parâmetros de entrada (propriedades mecânicas, valores de pressão etc.) conservadores. Deve-se enfatizar que, assim como em modelos empíricos, dados de ensaios em escala real devem ser utilizados para validação dos modelos numéricos.



#### 2.5.4. Métodos Experimentais.

##### 2.5.4.1. Métodos baseados em Mecânica da Fratura.

Duas metodologias fundamentadas em ensaios da mecânica da fratura foram desenvolvidas para descrição da propagação e interrupção de fraturas:

- Pela mecânica da fratura linear-elástica, a capacidade do material de interromper a propagação de trincas pode ser avaliada segundo a tenacidade à fratura para interrupção de trinca ( $K_{Ia}$ ).
- Pela mecânica da fratura elasto-plástica, a propagação de fraturas dúcteis pode ser avaliada segundo o ângulo de abertura da ponta da trinca (CTOA).

Ambos os métodos são detalhados a seguir.

##### 2.5.4.1.1. Tenacidade à Fratura para Interrupção de Trinca.

A tenacidade à fratura para interrupção de trinca,  $K_{Ia}$ , é definida como o máximo valor do fator de intensidade de tensões no qual a propagação de uma trinca em crescimento é interrompida. Os valores de  $K_{Ia}$  são tipicamente um pouco menores do que os de  $K_{Ic}$  na mesma temperatura. (GOMES 2005)

Para a maioria dos aços, a tenacidade à fratura para interrupção de trinca pode ser medida diretamente seguindo a norma ASTM E1221. Alternativamente,  $K_{Ia}$  pode ser estimada indiretamente usando resultados de diferentes métodos de ensaio para determinação da temperatura de transição de ductilidade nula (NDTT), p.ex. ensaios DWT. No procedimento direto, a trinca é iniciada movendo-se uma cunha no entalhe apoiado entre dois pinos separados no corpo-de-prova (Figura 2.17) até a iniciação de uma trinca frágil. A trinca propaga dentro de um campo de intensidade de tensões  $K$  decrescente devido ao arranjo de ensaio e para quando é atingida a tenacidade à fratura de interrupção. O valor de  $K_{Ia}$  é calculado a partir da medida do comprimento da trinca interrompida e da abertura da boca da trinca (CMOD) um curto período (1ms) após a parada da trinca usando análise estática do corpo-de-prova.

Resultados válidos podem ser difíceis de ser obtidos dependendo da liga testada, da temperatura de teste, tenacidade e resistência do material e da espessura.

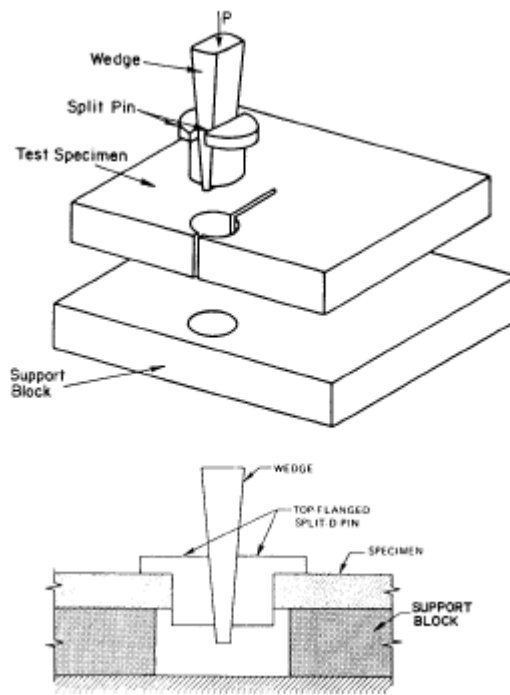


Figura 2.17. Esquemas do arranjo de ensaio para a ASTM E1221:06. (ASTM 2006)

#### 2.5.4.1.2. Método baseado em CTOA.

A propagação de uma fratura dúctil está associada a um campo de deformações plásticas. Foram estudados diferentes parâmetros elasto-plásticos que descrevem este campo, tais como o deslocamento ou o ângulo de abertura da ponta da trinca (CTOD, CTOA), a integral J, o módulo de rasgamento (T), taxas de liberação de energia, etc. Destes, o CTOA e o CTOD demonstraram ser os mais adequados para modelar o crescimento estável da trinca e a instabilidade durante o processo de fratura, podendo ser relacionados à força-motriz para a propagação da trinca. (NEWMAN 2003)

CTOA pode ser definido como o ângulo entre as abas que estão abrindo durante a propagação da fratura (Figura 2.18). Há um valor crítico de CTOA,  $CTOA_c$ , que caracteriza a resistência do material à propagação da fratura. Quando a carga aplicada faz com que o valor de CTOA aplicado ( $CTOA_a$ ) numa estrutura supere o valor crítico de CTOA ( $CTOA_c$ ), que é uma propriedade do material, independente da geometria da amostra usada para sua obtenção, ocorre a extensão da trinca. (ANDREWS 2003) (RUDLAND 2007) A comparação simples entre o valor de  $CTOA_a$ , calculado nas condições operacionais, e o valor de  $CTOA_c$  do material define um método de engenharia para avaliar a estabilidade do processo de propagação estável da fratura dúctil, e, portanto,

as condições de propagação e interrupção da fratura. Esse critério de CTOA é usado há muitos anos na indústria aeroespacial. (BUZZICHELLI 2000) (YANG 2008)

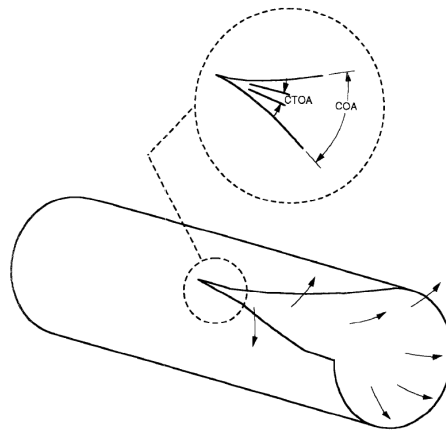


Figura 2.18. CTOA associado à propagação de uma fratura dúctil.

Uma metodologia para caracterizar a resistência à propagação inelástica de uma fratura é medir a taxa de liberação de energia associada. Na Figura 2.19 é mostrado um exemplo esquemático da relação carga-deslocamento produzida quando uma amostra com entalhe e ligamento considerável é fraturada. Uma quantidade relativamente pequena de energia, denominada de energia de iniciação  $E_i$ , é absorvida com a elevação da carga de 0 a  $P_{max}$ . Essa energia de iniciação é geralmente independente do comprimento do ligamento. A energia liberada após  $P_{max}$  é denominada energia de propagação  $E_p$ , que se associa com a propagação da trinca e é dependente da dimensão do ligamento. Portanto, a energia total é dada por:

$$E_t = E_i + E_p \text{ (Equação 30)}$$

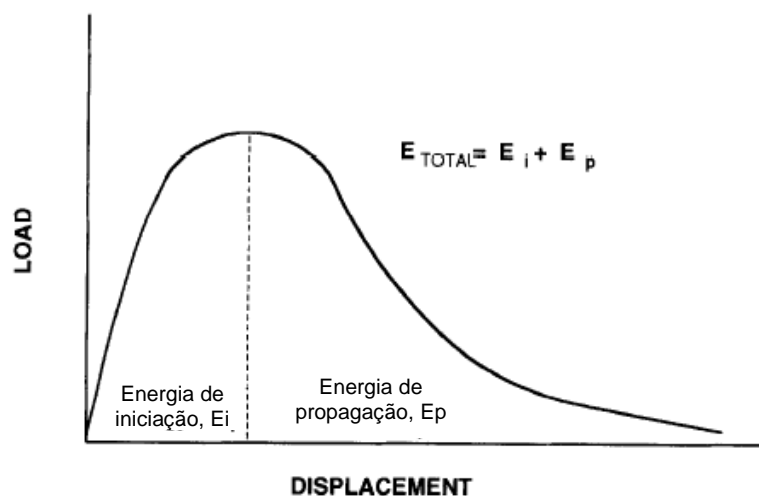


Figura 2.19. Energia absorvida a partir de medidas de carga e deslocamento. (O'DONOGHUE 1997)

Sabendo-se que  $E_p$  varia linearmente com o tamanho do ligamento remanescente, deduz-se a seguinte relação:

$$\frac{E_t}{A} = R_c + S_c \cdot L \quad (\text{Equação 31})$$

sendo

- $A$ : área do ligamento remanescente
- $L$ : comprimento do ligamento.

O parâmetro  $R_c$  tem unidade de energia por área e representa a energia requerida para a formação de duas novas superfícies, enquanto  $S_c$  é a energia por unidade de volume requerida para a deformação plástica das regiões em torno da superfície de fratura. Essas energias podem ser obtidas graficamente através de ensaios de fratura instrumentados com corpos-de-prova de diferentes profundidades de entalhe como mostrado na Figura 2.20. Neste gráfico utilizaram-se corpos-de-prova de aço X65 com comprimentos de ligamento de 38 e 66mm.

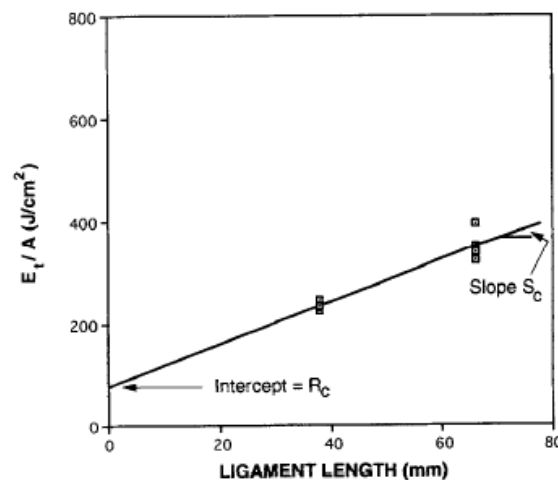


Figura 2.20. Parâmetros  $R_c$  e  $S_c$  para corpos-de-prova de aço X65. (O'DONOGHUE 1997)

O parâmetro  $S_c$  pode ser relacionado ao valor de  $CTOA_c$ , segundo metodologia a seguir, enquanto  $R_c$  relaciona-se à formação de pescoço na amostra. Na metodologia desenvolvida pelo *Southwest Research Institute* (YANG 2008), calcula-se o  $CTOA_c$  usando resultados de ensaios de fratura dinâmica de dois corpos-de-prova com diferentes profundidades de entalhe. Estes corpos-de-prova são de flexão em três pontos similares aos corpos-de-prova DWTT, mas com um entalhe reto usinado no lugar do entalhe padrão

rolado. O CTOA crítico relaciona-se diretamente à energia requerida para provocar a propagação da fratura através da **Equação 32**:

$$(CTOA)_c = \left( \frac{180}{\pi} \right) \cdot \frac{C_1 \cdot (W_2(a_2) - W_1(a_1))}{\sigma_{fd} (a_2 - a_1)} = \left( \frac{180}{\pi} \right) \cdot \frac{C_7 \cdot S_c}{\sigma_{fd}} \quad \text{(Equação 32)},$$

sendo

- $C_7 = 2571$  para CTOA em graus;
- $\sigma_{fd}$ : resistência ao fluxo dinâmica =  $1,3 \times$  (resistência ao fluxo quasi-estática  $\sigma_f$ ). A resistência ao fluxo  $\sigma_f$  é a média entre a resistência mecânica e a resistência ao escoamento;
- $W_1(a_1)$  e  $W_2(a_2)$  ( $J/mm^2$ ): relações “energia absorvida/área” para o corpo-de-prova com entalhe menos e mais profundo respectivamente.

Nesta metodologia de dois corpos-de-prova, os mesmos são fraturados usando máquinas de pêndulo ou de queda vertical de martelo instrumentado, capaz de registrar a variação de força-tempo durante a fratura. Estes dados podem então ser integrados de modo a fornecer uma relação força-deformação e, daí, a energia total para fratura,  $E_t$ . Graficando-se essa energia  $E_t$  como função do comprimento do ligamento, a inclinação  $S_c$  pode ser determinada (considerando a **Equação 31**), e, daí, o valor de  $CTOA_c$  (considerando a **Equação 32**).

Este método foi verificado para materiais com energia Charpy até 200J e aços na faixa X60-X80. Validações de resultados de modelos utilizando CTOA através de ensaios em escala real têm sido feitas, e os resultados têm demonstrado a validade desse procedimento.

O máximo valor de CTOA de um duto em operação de gás natural,  $CTOA_{max}$ , pode ser calculado pela equação empírica abaixo:

$$CTOA_{max} = C_8 \left( \frac{\sigma_h}{E} \right)^m \left( \frac{\sigma_o}{\sigma_f} \right)^n \left( \frac{D}{t} \right)^q, \quad \text{(Equação 33)}$$

sendo

- $D$ : diâmetro do tubo
- $t$ : espessura do duto
- $\sigma_o = P_o \cdot D / (2t)$  tensão circunferencial
- $\sigma_f$ : tensão de fluxo

- $P_o$ : pressão de operação
- $E$ : módulo de elasticidade.

Os termos  $C_8$ ,  $m$ ,  $n$  e  $q$  são constantes experimentalmente obtidas. Para aço grau X70, por exemplo, os valores são 106; 0,753; 0,778 e 0,65, respectivamente;

O critério para que ocorra a interrupção da propagação de uma fratura sob determinadas condições operacionais é dado por:

$$CTOA_{\max} \text{ (Eq.33)} \leq CTOA_c \text{ (Eq.32)}$$

Atualmente diversos enfoques de pesquisa desenvolvem-se e novas dificuldades são identificadas nesta metodologia. Verificou-se dependência dos valores de CTOA com a velocidade da fratura, bem como um maior espalhamento nos resultados em comparação com as medidas de energia Charpy ou DWTT. A anisotropia do material, em particular diferenças na direção longitudinal e axial da resistência ao escoamento e taxa de encruamento, tem uma grande influência nas características da zona plástica na ponta de trinca e, portanto, nos valores de CTOA. Há muito poucas medidas de CTOA em ensaios em escala real, o que dificulta a avaliação da validade dos experimentos de laboratório na simulação do fenômeno real de propagação de fratura. Têm-se desenvolvido técnicas e instrumentação que permitam medidas diretas do CTOA dinâmico em ensaios de rompimento em escala real. (RUDLAND 2007)

#### 2.5.4.2. Ensaio em Escala Real.

##### 2.5.4.2.1. Ensaio de Rompimento.

Ensaio de rompimento em escala real fornece uma indicação direta do nível de tenacidade necessário para interrupção da fratura e, quando adequadamente instrumentados, podem também ser usados para obtenção de informações úteis para desenvolvimento, validação e aprimoramento de modelos de fraturas propagantes, tais como a velocidade da propagação da trinca, a queda de pressão, o campo de deformações na ponta da trinca etc. (DEMOFONTI 1999)

Nos testes são utilizados os níveis de composição, temperatura e pressão específicos para o sistema considerado. Trata-se, portanto, do método mais geral, aplicável a projetos fora dos bancos de dados e restrições dos métodos existentes.

Como tais ensaios são muito dispendiosos, requerem-se eventualmente abordagens criativas para maximizar o valor dos dados e reduzir custos. Na Figura 2.21 são mostrados dois possíveis arranjos de ensaio. O trecho de teste consiste normalmente de seções soldadas de diferentes tenacidades e igual diâmetro. A iniciação da fratura ocorre invariavelmente em uma seção de baixa tenacidade, e a propagação ocorre em direção a seções de maiores tenacidades, tipicamente dois níveis: média e elevada tenacidade. A tenacidade da seção de iniciação tem influência considerável no resultado do ensaio. Tenacidades muito baixas na seção de iniciação provocarão uma propagação mais rápida da fratura e exigirão tenacidades de interrupção mais elevadas. Nas extremidades estão instalados crack arrestors, que promovem a interrupção da fratura caso as tenacidades utilizadas nas seções de teste tenham sido subestimadas e não promovam a interrupção da propagação.

O trecho de teste está localizado entre dois reservatórios com capacidade suficiente para garantir que, durante toda a propagação da fratura, atue a mesma pressão. Se a linha for testada onshore, toda a seção de teste deve ser coberta por solo (1m ou mais de profundidade), procurando-se reproduzir as condições operacionais reais. No caso de linha offshore, toda a seção de teste deve estar imersa em água a vários metros de profundidade.



Seção	Níveis de tenacidade	
	Arranjo A	Arranjo B
1	Baixa	Baixa
2	Média	Alta
3	Média	Alta
4	Alta	Alta
5	Média	Média
6	Média	Média
7	Alta	Média

Figura 2.21. Esquema do trecho de teste em ensaio de rompimento em escala real.

A trinca passante inicial é gerada através de uso de explosivos ou mecanismo mecânico (p.ex. martelo) atuando sobre uma região usinada. Explosivos podem provocar interferências indesejadas nos instrumentos de medição, sendo eventualmente evitados. Em qualquer esquema de ensaio, a temperatura deve ser controlada para garantir propagação dúctil da fratura. O trecho de teste sofre em geral restrição axial e longitudinal para evitar movimentos inesperados do tubo durante o ensaio e simular o estado de tensões real de operação, obtendo-se resultados mais relevantes.

Além destes esquemas de ensaio, arranjos alternativos foram desenvolvidos por diferentes centros de pesquisa, tais como os ensaios West Jefferson e os ensaios Robertson.

Ao contrário dos ensaios de rompimento descritos, que são executados geralmente usando gás em tubos com preenchimento externo, os ensaios West Jefferson utilizam água ou gás em tubos sem meio circundante externo. Uma configuração do esquema destes ensaios é mostrada na Figura 2.22. Dois trechos de tubos são soldados circunferencialmente no centro, e um entalhe superficial é usinado na solda circunferencial, de modo que a trinca inicie-se no metal de base. A pressão de falha é controlada pela profundidade do entalhe. O corpo-de-prova é preenchido com água até certo nível, sendo o restante preenchido com gás. A temperatura do ensaio e o teor volumétrico de gás podem ser variados. Tais ensaios demandam menos tempo e investimentos do que os ensaios tradicionais e são independentes do fluido transportado. A aplicação deste esquema de ensaio com CO<sub>2</sub> supercrítico é discutível; p.ex. a presença de água elevaria excessivamente a corrosividade, demandando medidas de controle.

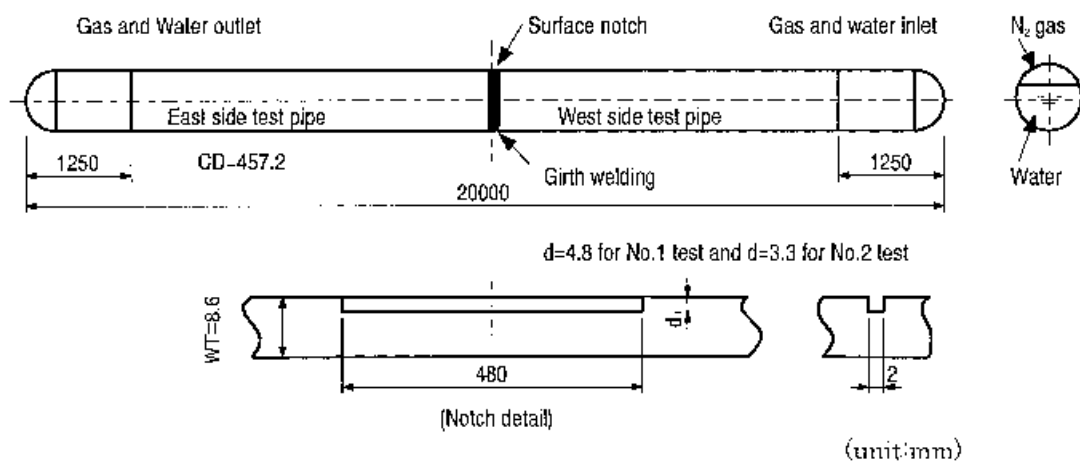


Figura 2.22. Configuração do corpo-de-prova para ensaios West Jefferson usado em (MAKINO 2001).



O ensaio Robertson faz uso de um corpo-de-prova tubular com comprimento mínimo de cinco diâmetros e que apresenta uma alça em uma extremidade, que possui um entalhe usinado. O corpo-de-prova é pressurizado com ar à temperatura de ensaio, e a alça (não-pressurizada) é resfriada com nitrogênio líquido ( $\ll -150^{\circ}\text{C}$ ). A alça é então golpeada com um martelo, conforme esquematizado na Figura 2.23, o que inicia uma fratura que propaga em direção à zona pressurizada. Se uma trinca única propagar na zona pressurizada e parar antes de 1,5 diâmetros, diz-se que as condições do ensaio (temperatura, pressão inicial e dimensões do tubo) promovem a interrupção da fratura dúctil. Propagação ocorre se a trinca continuar a crescer por mais de três diâmetros.

A presença da extremidade final tão próxima do ponto de iniciação reflete a hipótese de que a onda de descompressão do gás e a propagação da fratura adquirem rapidamente um estado estacionário. (BOONE 1996)

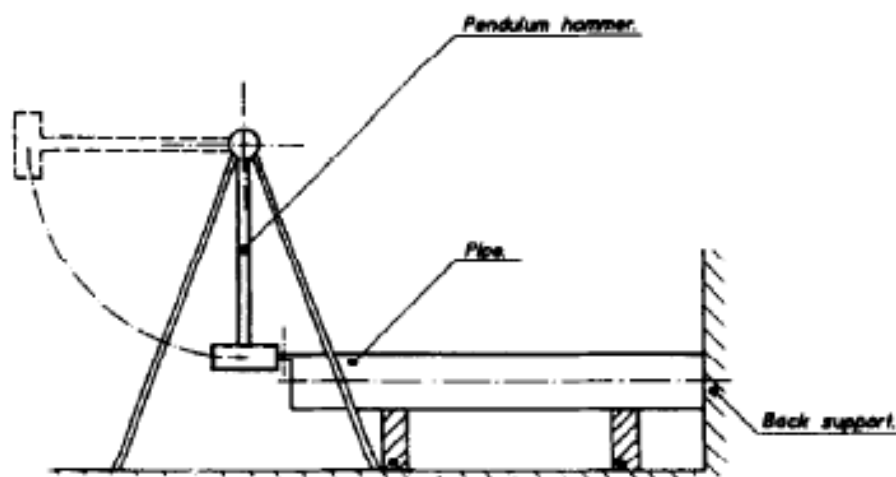


Figura 2.23. Pêndulo para iniciação da fratura no ensaio Robertson. (BOONE 1995)

A duração dos ensaios de rompimento é usualmente inferior a 500ms. Nesse intervalo de tempo o sistema de monitoramento dos dados deve ser capaz de registrar, em qualquer arranjo experimental:

- A velocidade de propagação da fratura, através de p.ex. câmeras de alta velocidade.
- O perfil de descompressão, através de transdutores.
- A temperatura de ensaio, através de termopares.

- A deformação elástica do duto, através de “strain gages” internos e externos ao duto.
- A deformação plástica do duto, através de “grid lines”.

#### 2.5.4.2.2. Ensaio de Tubo de Choque.

Um dos parâmetros para controle de fraturas propagantes em tubos é a velocidade da onda de descompressão. Os modelos de descompressão existentes apresentam instabilidades numéricas e erros quando aplicados fora da faixa da validação, especialmente na região bifásica gás+líquido. Diante disso, a velocidade da onda de descompressão deve ser determinada experimentalmente. Podem ser utilizados ensaios de rompimento em escala real (descritos na seção anterior) ou ensaios de rompimento “simulado” usando tubo de menor diâmetro e disco de ruptura, também denominados *shock tube tests* ou ensaios de tubo de choque (BOTROS 2010).

Um tubo de choque é uma ferramenta laboratorial que permite observar, em condições controladas, o escoamento e a propagação de ondas em fluidos a altas velocidades e curta duração. (DAMIÃO 2011) A Figura 2.24 mostra o esquema dos equipamentos usados em um ensaio de tubo de choque. O tubo de choque, posto de forma simples, consiste basicamente de dois reservatórios (tubos), fechados nas extremidades, ambos com seção transversal de área constante e uniforme: um de alta pressão e outro de baixa pressão. O trecho de alta pressão, conectado a um sistema auxiliar que fornece a mistura pressurizada, é separado da seção de baixa pressão pelo disco de ruptura, indicado na Figura 2.25. O disco e os tubos são em geral de aço inoxidável. Tubos de aço baixo carbono ASTM A333 grau 6 são também utilizados. (COSHAM 2011) Os resultados são afetados pela rugosidade dos tubos, que deve ser controlada. O disco apresenta uma marcação em X e é projetado para romper a determinada pressão ou sob ação de explosivos, sem gerar fragmentos.

Seguindo-se à ruptura do diafragma, ondas de compressão e expansão (descompressão) propagam-se para os reservatórios de baixa e alta pressão, respectivamente, e estas ondas são refletidas nos finais de seus respectivos reservatórios. Próximo ao disco de ruptura, na seção de alta pressão, está disposta uma série de

transdutores de rápida frequência de resposta para medição da onda de decompressão. Termopares são também instalados junto ou após os transdutores.

Movimentos da linha são inibidos utilizando suporte de bloco de concreto na extremidade da seção de alta pressão e absorvedores de choque (chapas de aço e borracha) entre o tubo e este bloco.

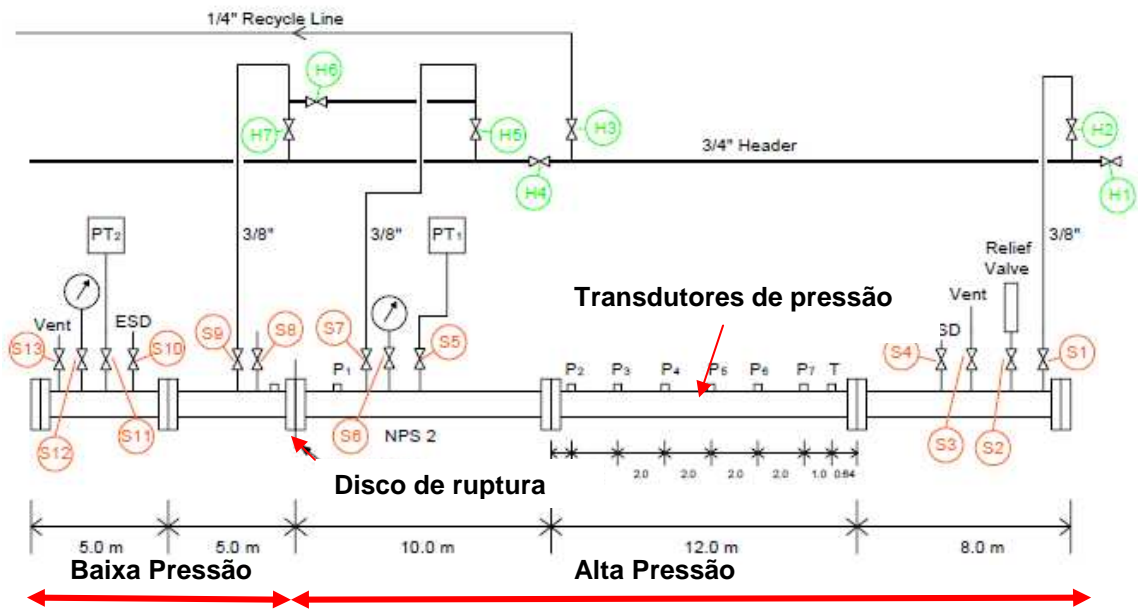


Figura 2.24. Esquema de um ensaio de tubo de choque. (BOTROS 2010)

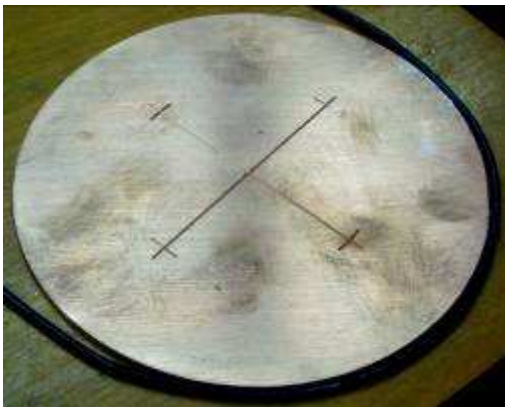


Figura 2.25. Disco de ruptura antes e depois da ruptura.

Os resultados destes ensaios são curvas pressão-tempo como as mostradas na Figura 2.26. A fronteira da onda de decompressão move-se à velocidade do som no fluido nas condições iniciais. Após a chegada da onda, a pressão cai; e a velocidade de decaimento da pressão é uma função das propriedades locais do fluido (pressão,

temperatura, densidade etc.). O decaimento da pressão descreve a propagação da onda de descompressão ao longo do tubo de choque. Os dados de todos os transdutores são utilizados para obter as velocidades médias de descompressão para cada nível de pressão e, portanto, a curva média da onda de descompressão. Essa curva pode ser utilizada então para cálculo da interrupção de fraturas propagantes segundo os métodos descritos.

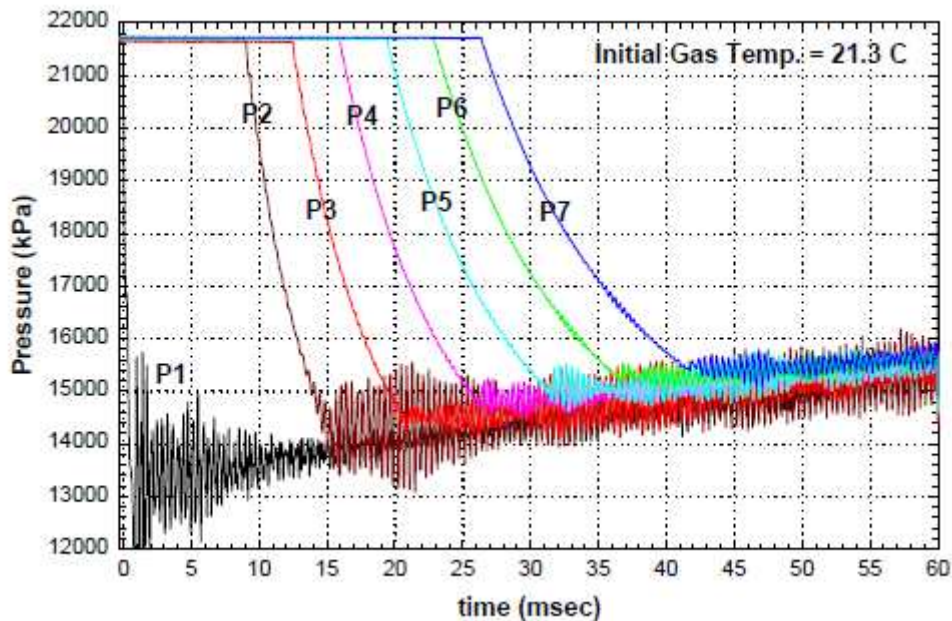


Figura 2.26. Exemplo de curvas pressão-tempo em diferentes locais de medição ao longo do tubo de descompressão. (BOTROS 2010)

#### 2.5.5. Planos de Controle de Fraturas Dúcteis Propagantes.

Planos de controle de fraturas propagantes têm como propósitos minimizar a probabilidade de ocorrência de tais incidentes, ao se garantir que o duto tenha tenacidade suficiente para tolerar pequenos defeitos sem fraturar, e limitar o comprimento de propagação da fratura, ao se garantir que a fratura propague ductilmente e que a linha tenha tenacidade suficiente para promover interrupção da fratura. (COSHAM 2004)

A seguir são descritos os planos de controle de fratura dispostos nas normas de projeto e operação de dutos DNV-RP-J202, CSA Z662 e AS 2885.

#### 2.5.5.1. DNV-RP-J202.

Dentre as práticas recomendadas da DNV-RP-J202 (2010) para projeto e operação de linhas de CO<sub>2</sub>, o capítulo 5.5 (*Running ductile fracture control*) da seção de projeto especifica que as linhas devem possuir adequada resistência a fraturas propagantes. Segundo este padrão, tal resistência pode ser alcançada através da redução do nível de tensão ou do uso de material com baixa temperatura de transição e adequadas energia Charpy e área de fratura cisalhada em ensaio DWT. Por outro lado, a resistência pode ser alcançada por meio do uso de *crack arrestors* mecânicos ou através da combinação destes métodos. A linha deve ser projetada para que a fratura seja interrompida em pequeno número de juntas. As soluções de projeto devem ser validadas através de cálculos baseados em experiência e/ou ensaios adequados. Os requisitos para controle de fraturas propagantes não precisam ser aplicados se a tensão circunferencial de projeto for inferior a 40% da tensão admissível do material.

O plano de controle da fratura a ser estabelecido deve considerar controle tanto da iniciação quanto da propagação da fratura. Um procedimento para controle da propagação da fratura pode ser executado através das seguintes etapas:

1. Determinar o nível de pressão de interrupção da fratura  $P_a$ . Para tanto se utilizam os parâmetros de projeto do duto (diâmetro, espessura de parede e especificações de material) e as metodologias existentes, como o método BTC.
2. Determinar a pressão de saturação da corrente transportada,  $P_c$ , a partir da composição da corrente de CO<sub>2</sub> e condições iniciais de operação. Essa pressão de saturação é descrita na **seção 2.4** (Características da Descompressão do CO<sub>2</sub> Supercrítico).
3. Se  $P_a > P_c$ , há interrupção da fratura.
4. Se  $P_a < P_c$ , deve-se aumentar a resistência a fraturas propagantes.

Deve-se atentar que para uma corrente de CO<sub>2</sub> contendo elevado teor de gases não-condensáveis, como H<sub>2</sub>, o procedimento anterior pode ser não-conservativo. Se o procedimento anterior não demonstrar uma margem de segurança suficiente entre  $P_a$  e  $P_c$ , deve ser utilizada uma metodologia mais robusta. A DNV recomenda ainda que, caso não seja garantido controle tanto da iniciação quanto da propagação de fraturas por outros

métodos, *crack arrestors* devem ser empregados. O espaçamento dos *arrestors* deve ser determinado com base em avaliações de segurança e custos de reparo.

#### 2.5.5.2. CSA Z662

O código canadense de tubulações da indústria de óleo e gás CSA Z662 (CSA 1999) estabelece que tubulações que possuem tensão de operação de pelo menos 50MPa, diâmetro externo de 114,3mm ou maior ou espessura de parede de mín. 6,0mm estão sujeitas aos requisitos dados na norma.

De acordo com esta norma, os dutos de CO<sub>2</sub>, considerados desde 1996, são classificados na categoria II. Para esta categoria, são admissíveis os materiais citados na API Spec 5L, desde que atendam aos requisitos mínimos de tenacidade explicitados nesta norma. A norma indica que a energia Charpy mínima para corpo-de-prova *full-size* deve ser de 27J para dutos com diâmetro externo inferior a 457mm e 40J para diâmetros de 457mm ou maiores.

Requisitos adicionais são dispostos para dutos de transporte de CO<sub>2</sub> com o objetivo de controle da propagação de fraturas. A norma propõe o uso de *crack arrestors* ou a especificação de valores mais elevados de tenacidade mínima. A norma indica uma fórmula, similar à do método AISI (**Equação 17**), a ser utilizada para estimação da tenacidade mínima de interrupção de fraturas em dutos enterrados (com diâmetros externos de até 1067mm) que transportam fluidos de decompressão monofásica (**Equação 34**):

$$K_v = 0,00036 \cdot \sigma_o^{1,5} \cdot D^{0,5} \quad (\text{Equação 34})$$

sendo

- **K<sub>v</sub>**: energia Charpy de corpo-de-prova full-size (J)
- **σ<sub>o</sub>**: tensão de operação de projeto (MPa)
- **D**: diâmetro externo do tubo (mm).

### 2.5.5.3. AS 2885

O código de projeto australiano de dutos de alta pressão AS 2885.1 (AS 2007), estabelece um plano mais detalhado de controle da iniciação e propagação de fraturas, que pode ser aplicado para dutos de CO<sub>2</sub> supercrítico. Tal plano tem como propósitos assegurar que o material do tubo possua tenacidade adequada para tolerar pequenos defeitos (p.ex. defeitos de fabricação dentro dos limites de especificação); e que, na ocorrência de uma ruptura, a propagação da fratura seja dúctil e o aço do duto tenha capacidade suficiente de absorção de energia para interromper a propagação dessa fratura. O plano envolve também o estabelecimento de estratégias de inspeção, manutenção e reparo consideradas eficientes.

O plano de controle de fratura associa-se ao projeto dos dutos através da especificação de uma temperatura mínima de transição dúctil-frágil do material do duto, normalmente utilizando resultados de ensaios de queda de martelo (DWTT); e de uma tenacidade mínima para evitar iniciação frágil e garantir interrupção da fratura dúctil.

O controle de fraturas descrito na norma AS 2885.1 não precisa ser executado se:

- O fluido transportado for estável.
- A temperatura mínima de projeto  $T_{min}$  for superior a 0°C.
- A máxima tensão operacional for inferior a 85MPa.
- A máxima tensão operacional for inferior a 10,5MPa em dutos com diâmetro nominal inferior a 200mm.
- O duto não passar por áreas cuja falha tenha elevada consequência.

O plano envolve inicialmente controle da fratura frágil. O controle de fratura frágil deve ser executado somente se a espessura do duto for superior ou igual a 5mm e o diâmetro nominal for superior ou igual a 300mm. Não há histórico de fraturas propagantes em linhas com diâmetro inferior a 300mm e espessura inferior a 5mm, de modo que, em dutos nestas dimensões transportando fluido estável fora de áreas de elevada consequência, consideram-se controladas as fraturas.

O controle de fratura frágil consiste em especificar que a temperatura de transição para propagação da fratura a 85% de área cisalhada em ensaio de queda de martelo

(DWTT) seja inferior à temperatura mínima de projeto. Devido à dificuldade de interpretar a aparência da fratura no metal de solda, não é necessário, dentro do escopo do plano de controle de fraturas, especificar propriedades para soldas ou zonas afetadas termicamente nos dutos.

Cumprido o controle de fratura frágil, procede-se ao controle de fraturas dúcteis. O plano de controle de fraturas dúcteis está resumido na Figura 2.27. A metodologia descrita propõe uma equação para cálculo da tenacidade de interrupção da fratura, válida para dutos de gás natural com pressão máxima entre 10,5MPa e 15,3MPa e de aço de grau igual ou inferior a X70. Para todas as demais condições, incluindo-se, portanto, CO<sub>2</sub> supercrítico, outros métodos de cálculo devem ser aplicados, como, por exemplo, o método Battelle ou metodologias numéricas. Se a tenacidade calculada for superior a 100J, deve ser avaliada a instalação de *crack arrestors*.

A avaliação final por especialistas é exigida porque a tecnologia de controle de fraturas é complexa e deve ser validada empiricamente, especialmente para linhas de menor diâmetro e para tubulações de materiais de alta resistência mecânica. Quanto a estes materiais, um requisito estabelecido na norma é que, para tubulações construídas nos graus X80 ou superiores, ao valor de tenacidade de interrupção calculado deve-se multiplicar um fator de correção igual a 1,40.

Os requisitos adicionais para áreas de elevada consequência, como residenciais, industriais ou de alta densidade populacional, são descritos na norma. Estes requisitos incluem, por exemplo, limitar as tensões circunferenciais de operação a 30% da tensão de escoamento especificada mínima do material da tubulação.





## 2.6. Dutos Submarinos.

Em contraste ao grande conhecimento sobre a propagação de fraturas em dutos terrestres, poucas informações estão disponíveis sobre este fenômeno em dutos submarinos. (MAXEY 1985) A execução de ensaios em escala real em dutos submersos é muito mais complicada do que em dutos terrestres. Devido a isso, poucos ensaios foram realizados, sendo a maioria nas instalações do CSM (*Centro Sviluppo Materiali*), na Itália. (TORSELETTI 2011)

A propagação de fraturas dúcteis em linhas submarinas difere em alguns aspectos da que ocorre em dutos terrestres. Os valores do coeficiente empírico de preenchimento externo (C) indicado nas equações da velocidade de fratura dos modelos BTC e HLP, mencionados nas seções 2.5.1.1.1 (Velocidade de Propagação e Tensão de Interrupção da Fratura – Método BTC) e 2.5.1.2 (Método HLP), são mostrados na Tabela 2.9. Verifica-se que, nas mesmas condições, a velocidade da fratura em dutos submarinos é cerca de 15% inferior à dos dutos terrestres e aproximadamente 38% inferior à dos dutos ao ar.

Tabela 2.9. Coeficientes de preenchimento das equações de velocidade da fratura (equações em unidades SI).

<b>Meio circundante</b>	<b>Método BTC</b>	<b>Método HLP</b>
Água	0,234	0,57
Solo seco	0,275	0,67
Ar (sem preenchimento)	0,3791	0,925

Resultados de ensaios em escala real executados em dutos submersos permitiram verificar que os mesmos estão sujeitos ao efeito benéfico da água circundante através da redução da velocidade de propagação da fratura e do movimento das abas da fratura propagante. (MAXEY 1985) Os resultados destes ensaios permitiram a obtenção dos coeficientes de preenchimento para dutos submersos mostrados na Tabela 2.9.

Além do efeito da água na restrição à propagação da fratura, outra questão específica em linhas submarinas inclui o comportamento da descompressão do fluido na água. (RUDLAND 2007) Ensaios de descompressão em tubos de choque não indicaram diferenças no perfil de descompressão de gases no ar ou na água. Por outro lado, nos ensaios de rompimento em escala real executados em dutos submersos, verificou-se que,

na região externa do duto, há formação de uma onda de sobrepressão na água após o rompimento do mesmo. Essa sobrepressão promove desaceleração da fratura.

A aplicabilidade dos requisitos de dutos terrestres para linhas submarinas está ainda sob discussão. Os três ensaios executados por Maxey et al utilizaram trechos de duto de aços graus X52 e X65, pressurizados internamente com gás nitrogênio, sendo as pressões situadas entre 63bar e 116bar e sob coluna d'água de 12,2m (1,2bar) (MAXEY 1985). Portanto, a confiabilidade dos modelos validados segundo estes ensaios é discutível para, por exemplo, dutos de transporte de CO<sub>2</sub> supercrítico a 500bar sob coluna d'água de 2000m (196bar).

A seção 7, parágrafo I 200, da norma DNV-OS-F101 (2007) fornece requisitos suplementares para interrupção de fraturas dúcteis propagantes. Os requisitos citados neste trecho são válidos para linhas de gás transportando metano puro até fator de uso de 80%, pressão de até 15MPa, espessura de parede de máx. 30mm e diâmetro de máx. 1120mm. Segundo essa norma, para cada tubo ser qualificado, deve-se construir uma curva de transição de energia Charpy para o seu metal-base. Cinco conjuntos de corpos-de-prova *full-size* devem ser testados em diferentes temperaturas, incluindo a temperatura mínima de projeto  $T_{min}$  (menor temperatura possível sob a qual o sistema pode estar sujeito na instalação ou operação), e os resultados devem ser registrados em relatório de qualificação. O valor de energia Charpy na direção transversal na  $T_{min}$  deve atender à especificação mínima dada na Tabela 2.10. Os valores obtidos considerando outras temperaturas de ensaio são para informação. Os valores mostrados nessa tabela são correspondentes a ensaios na direção transversal, sendo valores médios de três corpos de prova. Quando se executam ensaios na direção longitudinal, os valores obtidos devem ser pelo menos 50% superiores aos requisitos mínimos na direção transversal dados na Tabela 2.10.

Tabela 2.10. Requisitos para interrupção de fratura através de resultados de ensaios Charpy executados na temperatura mínima de projeto (em joules) (DNV 2007)

Y* (MPa)	Diâmetro externo (mm)		
	≤ 610	≤ 820	≤ 1120
245	40	40	40
290	40	43	52
360	50	61	75
415	64	77	95
450	73	89	109
485	82	100	124
555	103	126	155

\* Y: tensão mínima de escoamento especificada

Ensaaios DWT devem ser executados somente em tubos com costura com diâmetro externo superior a 500mm, espessura de parede maior que 8mm e limite de escoamento mínimo superior a 360MPa. Assim como em ensaios Charpy, uma curva de transição DWT deve ser estabelecida para o material-base do tubo, utilizando um mínimo de cinco conjuntos de corpos-de-prova *full-size* ensaiados em diferentes temperaturas, incluindo  $T_{min}$ . Os corpos-de-prova ensaiados na  $T_{min}$  devem ter no mínimo uma média de 85% de área cisalhada, com nenhum valor individual inferior a 75%.

### 2.7. Crack arrestors.

*Crack arrestors* são dispositivos mecânicos instalados ao longo dos dutos para controlar a propagação de fraturas dúcteis por meio do redirecionamento das mesmas, redução de sua velocidade ou da extensão da propagação. Tais efeitos são obtidos com o aumento local da tenacidade, redução da tensão ou restrição à iniciação da fratura. *Crack arrestors* para interrupção de fraturas frágeis são pouco eficientes, devido às características das mesmas (múltiplas trajetórias de propagação, velocidades elevadas etc.). Portanto, diz-se que *crack arrestors* são aplicáveis somente para controle de fraturas dúcteis propagantes. (COSHAM 2004)

*Crack arrestors* são normalmente trechos de tubo com maior espessura de parede ou tenacidade mais elevada do que a do material da linha, luvas, braçadeiras ou

recobrimentos externos. (LEIS 2003) Os *crack arrestors* podem ser de aço, ferro fundido ou de materiais compósitos. Na Figura 2.28 é mostrado um esquema de *crack arrestor* na forma de luva de compósito feita de fibras não-metálicas em matriz de resina polimérica. Na Figura 2.29 é mostrado o aspecto de um *crack arrestor* instalado em um duto. As distâncias típicas entre *crack arrestors* são de 300 a 500 metros.

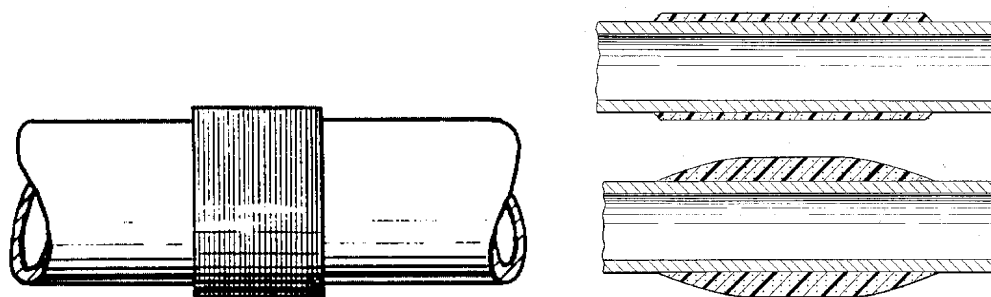


Figura 2.28. Luva de material compósito atuando como *crack arrestor*. (FAWLEY 1985)



Figura 2.29. *Crack arrestor* instalado em trecho de duto. (RACE 2006)

Segundo (LEIS 2003), embora modelos como o BTC possam ser usados para determinar a tenacidade mínima requerida para interrupção de fratura, os mesmos a princípio não caracterizariam a variação da velocidade da fratura como função da introdução de *crack arrestors*, visto que a interrupção da propagação da fratura é um problema transiente que requer um modelo mais complexo do que o proposto por modelos de estado permanente. Contudo, as velocidades de fratura medidas em ensaios em escala real sugerem que é desenvolvido rapidamente um estado permanente após a transição entre juntas de tubos com diferentes tenacidades. Logo, a duração do estado transiente na transição entre o tubo e a região com *crack arrestor*, os quais têm diferentes tenacidades, é provavelmente muito pequena.

A possibilidade de que o estado transiente possa ser ignorado significa ser plausível que um modelo simples possa ser formulado para descrever as variações da velocidade da fratura como função da tenacidade, espessura de parede e diâmetro do *crack arrestor*. O modelo deve ser capaz de determinar o comprimento do *arrestor*, baseado na taxa de desaceleração, para reduzir a velocidade da trinca até interrompê-la. O modelo do processo de interrupção da fratura deve considerar as variações nas propriedades que se desenvolvem com o tempo à medida que a fratura atinge o *arrestor*. A necessidade de atualização de tais propriedades implica que o processo é melhor modelado por uma equação de diferenças que represente a velocidade da fratura como função da espessura de parede, tenacidade ou outros parâmetros. Equação de diferenças é uma equação que envolve as diferenças entre os sucessivos valores de uma função de variável inteira. Considerando-se um *arrestor* integral com uma tenacidade mínima especificada  $K_v$ , a equação de diferenças tem a seguinte forma:

$$V_{(k)} = C_9 \left( \frac{P_0 R}{t} \right)^{C_{10}} (K_v^{-C_{11}}) \cdot V_{(k-1)}^{C_{12}} \quad (\text{Equação 35})$$

sendo

- $V_{(k)}$ : velocidade atual da trinca
- $V_{(k-1)}$ : velocidade da trinca no passo de tempo anterior (k-1)
- $R$  e  $t$ : respectivamente raio e espessura do *arrestor*
- $P_0$ : pressão inicial.

As constantes  $C_9$ ,  $C_{10}$ ,  $C_{11}$  e  $C_{12}$  são determinadas a partir de treinamento utilizando dados obtidos em ensaios em escala real. Em (LEIS 2003) foram utilizados 12 ensaios em escala real em tubos de aços de grau igual ou inferior a X70, com tenacidade igual ou menor do que 203J. No treinamento da **Equação 35** obtiveram-se as constantes  $C_9=0,4221$ ,  $C_{10}=0,4095$ ,  $C_{11}=0,5874$  e  $C_{12} \sim 1$ .

Segundo as simulações feitas, o comprimento do *arrestor* deve reduzir  $V_{(k)}$ , a velocidade instantânea da fratura, para menos de 50m/s para que a interrupção da fratura seja garantida. A partir da **Equação 35** pode-se calcular o comprimento do *arrestor* para garantir a desaceleração sob essa velocidade.

(LEIS 2003) propõe ainda um algoritmo para o projeto de *arrestors*, mostrado na Figura 2.30. Os parâmetros de entrada deste algoritmo são:

- Propriedades do fluido transportado: pressão (P) e temperatura (T)
- Diâmetro do duto (D)
- Espessura do duto (t)
- Grau do aço (X)
- Temperatura de transição considerando 85% de área cisalhada em ensaio DWT
- Energia Charpy máxima disponível do material (DCVN)

Os parâmetros de saída são:

- Material do *crack arrestor*
- Energia Charpy de projeto do *crack arrestor* (PCVN)
- Espessura de projeto do *crack arrestor* ( $t_p$ )
- Comprimento do *crack arrestor* (C).

O algoritmo inicia com o usuário fornecendo dados de entrada que definem o projeto desejado para a linha. Em seguida, usando a metodologia BTC e aplicando-se eventualmente um fator de segurança, calcula-se a tenacidade mínima de interrupção da fratura requerida. Compara-se esse nível de tenacidade com os valores disponíveis nas ligas comerciais, e acaso a tenacidade requerida seja superior, prevê-se a necessidade de uso de *arrestors*. O algoritmo utiliza então a **Equação 35** para determinar a tenacidade e espessura necessárias, com a opção do usuário selecionar um ou ambos destes parâmetros dependendo do material disponível ou das condições de montagem. Não sendo possível utilizar os parâmetros de projeto do *arrestor*, o usuário é redirecionado para reprojeto da linha. Sendo aceitos os parâmetros de espessura de parede e tenacidade para o *arrestor* (bem como um diâmetro consistente com os dutos adjacentes), o processo continua para determinar o comprimento do *arrestor*, considerando-se a desaceleração da fratura prevista

pela **Equação 35** e a descompressão mono- ou bifásica que ocorre dentro do *arrestor*. Por fim, o usuário deve avaliar a conveniência do comprimento proposto.

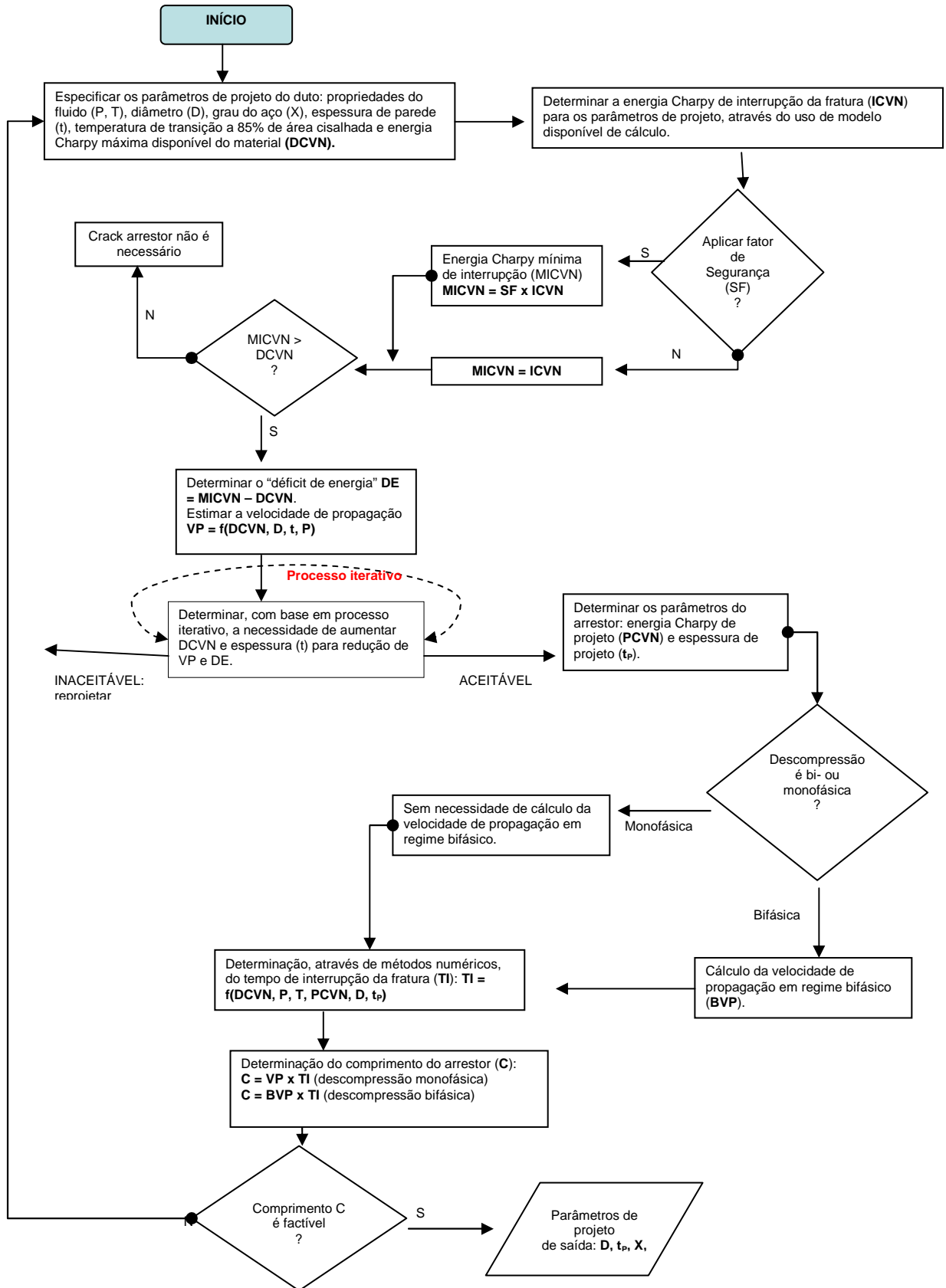


Figura 2.30. Algoritmo para projeto de *crack arrestors*. (LEIS 2003)



### 3. MATERIAIS E MÉTODOS.

Tendo em vista linhas de transporte de CO<sub>2</sub> supercrítico para recuperação avançada de petróleo e gás, procedeu-se à determinação de estimativas da tenacidade mínima de interrupção da fratura dúctil para as geometrias de duto e condições operacionais típicas neste sistema, utilizando-se diferentes metodologias de cálculo. Desenvolveram-se também análises de sensibilidade, de modo a verificar as variações da tenacidade de interrupção com a metodologia de cálculo, o meio circundante e as propriedades mecânicas dos materiais dos dutos.

As tenacidades calculadas referem-se à interrupção intrínseca da propagação da fratura, isto é, considera-se que a redução da velocidade de propagação e interrupção da fratura dúctil ocorre no duto em si, e não em *crack arrestors* ou flanges. Enfatiza-se que as tenacidades mínimas calculadas referem-se a ensaios executados sob a mínima temperatura de projeto.

Os objetivos destes cálculos são:

- Determinar a metodologia de cálculo mais adequada.
- Verificar se os materiais usualmente utilizados em linhas de transporte de gás natural possuem propriedades mecânicas que garantam controle de fraturas dúcteis propagantes em dutos de transporte de CO<sub>2</sub> supercrítico. Para tanto, pretende-se verificar se os valores mínimos de energia Charpy especificados nas normas API Spec 5L e DNV-OS-F101 são superiores aos valores calculados para interrupção das fraturas dúcteis.
- Determinar as condições mais severas para controle de fraturas dúcteis propagantes, isto é, os valores das variáveis analisadas que exigem tenacidade de interrupção de fraturas dúcteis mais elevada.

Foram utilizados dois métodos de cálculo:

- Método BTC (**seção 2.5.1.1**)
- Método HLP (**seção 2.5.1.2**)

Escolheram-se estes métodos por tratar-se das principais ferramentas existentes para cálculo de fraturas dúcteis propagantes. Esses métodos analíticos possibilitam análises mais flexíveis do que as equações simplificadas. Em especial, permitem a introdução, nos cálculos, do comportamento sob descompressão da corrente específica que é transportada.

As seguintes condições foram escolhidas:

- Pressão de interrupção da propagação da fratura dúctil: 10,2MPa
- Duto com diâmetro externo entre 150 e 310mm e espessura de parede entre 17 e 32mm
- Material do duto: API 5L graus B, X65, X70 e X80.

Detalhamento da metodologia de cálculo e das razões para a escolha destes parâmetros está explicado nas seções a seguir.

### 3.1. Metodologia de Cálculo.

Para os cálculos da tenacidade de interrupção da fratura dúctil, utilizaram-se as equações dos métodos BTC e HLP descritas nas seções 2.5.1.1 e 2.5.1.2 respectivamente. Considerando-se a condição de interrupção da fratura, ou seja, estabelecendo-se que a velocidade da fratura seja igual a zero, deduziram-se a partir destas equações as expressões para a tenacidade de interrupção mostradas nas **Equações 36 e 37**.

$$\text{Método BTC: } K_v = -\frac{5,40 \cdot 10^{-3} \cdot A \cdot \sigma_{fl}^2 \sqrt{Dt}}{E} \operatorname{Incos} \left( \frac{P_a \cdot D}{0,382 \cdot t \cdot \sigma_{fl}} \right) \quad \text{(Equação 36)}$$

$$\text{Método HLP: } D_p = -2,63 \cdot 10^{-8} \cdot A_p \cdot \sigma_{f2}^2 \sqrt{Dt} \cdot \operatorname{Incos} \left( \frac{P_a D}{0,382 \cdot t \cdot \sigma_{f2}} \right) \quad \text{(Equação 37)}$$

sendo

- $\sigma_{f1}$ : tensão de fluxo do material (MPa) para o método BTC,  $\sigma_f = Y + 68,95$  ( $Y$  é a tensão de escoamento do material em MPa)
- $\sigma_{f2}$ : tensão de fluxo do material (MPa) para o método HLP, média aritmética entre os limites de resistências mecânica e de escoamento
- $K_v$ : energia Charpy de corpo-de-prova *full size* (J)
- $D_p$ : energia DWTT de corpo-de-prova pré-entalhado (J)
- $A$ : área abaixo do entalhe do corpo-de-prova Charpy *full size* (80mm<sup>2</sup>)
- $A_p$ : área de ligamento do corpo-de-prova DWTT pré-entalhado (mm<sup>2</sup>), dada por  $A_p = 71,1 \cdot t$  (**Equação 10**)
- $t$ : espessura de parede do duto (mm)
- $P_a$ : pressão de interrupção da fratura (MPa)
- $E$ : módulo de elasticidade do material (MPa)
- $R$ : raio externo do duto (mm)
- $D$ : diâmetro externo do duto (mm)

De modo a permitir comparação entre os valores calculados através dos dois métodos, os valores de energia DWTT ( $D_p$ ) obtidos através do método HLP foram convertidos em energia Charpy ( $K_v$ ). Diversas relações empíricas foram desenvolvidas para essa conversão. A conhecida relação entre  $D_p$  e  $K_v$  mostrada em (WILKOWSKI 1980) e (HWANG 2006) está disposta na **Equação 38**:

$$\frac{D_p}{A_p} = 3 \left( \frac{K_v}{A} \right) + 0,63 \quad (\text{J/mm}^2) \quad \text{(Equação 38)}$$

A faixa de validade desta relação não abrange completamente os valores de propriedades mecânicas e espessura analisados neste trabalho (seções 3.2.2 e 3.2.3). Além disso, trata-se de uma relação linear. Resultados de ensaios feitos no *Centro Sviluppo Materiali* (CSM) indicaram que, para aços com elevada tenacidade, as relações lineares entre energias Charpy e DWTT de propagação da fratura desenvolvidas são inexatas. (HWANG 2006)

Diante disso, adotou-se no presente trabalho a relação da **Equação 39**, em joules, descrita por (MAKINO 2008). Trata-se de uma relação não-linear que concorda com os resultados experimentais em ampla faixa de aços e tenacidades.

$$K_v = \left( \frac{D_p}{3,29.t^{1,5}} \right)^{1,838} \quad \text{(Equação 39)}$$

sendo **t** a espessura de parede do duto em mm.

Destaca-se novamente que as energias Charpy e DWTT de interrupção da propagação da fratura calculadas referem-se a ensaios executados sob a mínima temperatura considerada no projeto. Esta temperatura mínima não foi discutida no presente estudo.

Há incertezas que devem ser consideradas ao se aplicar os métodos BTC e HLP em dutos de CO<sub>2</sub>, tais como:

- Estas metodologias foram calibradas utilizando resultados de ensaios de rompimento em escala real em dutos preenchido com gases como metano e nitrogênio e líquidos. Os poucos ensaios em escala real em dutos utilizando CO<sub>2</sub> foram executados para validação dos projetos de *crack arrestors*, não se tendo medido as velocidades instantâneas de propagação da fratura ou de descompressão do fluido durante estes experimentos. Citam-se especificamente os ensaios de rompimento efetuados pelo Instituto Battelle para redução dos riscos de operação no carboduto *Canyon Reef Carriers*. (MARSILI 1990)
- As equações desenvolvidas referentes à velocidade da fratura utilizaram dados de ensaios feitos a pressões inferiores às usualmente utilizadas em dutos de transporte de CO<sub>2</sub>. O método Battelle está validado para tubulações sob pressões operacionais máximas de 15MPa, embora ensaios de rompimento recentes tenham demonstrado a validade deste método para pressões mais elevadas. (COSHAM 2004)
- A descrição da velocidade da onda de descompressão mostrada na **Equação 7** não é válida para CO<sub>2</sub> supercrítico. Devem ser utilizadas em seu lugar as equações de estado mostradas na seção 2.4.2 (Modelos de Descompressão).

Apesar destas incertezas, os métodos existentes têm sido utilizados para projeto de carbodutos. Em (KING 2010) utilizou-se este procedimento para cálculo da tenacidade de

interrupção em linhas de transporte de CO<sub>2</sub>, deduzindo-se uma expressão semelhante à **Equação 36**. Neste estudo, desenvolveu-se a Figura 3.1, que contém as curvas de velocidade da onda de descompressão do CO<sub>2</sub> puro para diferentes temperaturas, calculadas usando-se a equação de estado BWRS, e a de velocidade da fratura para diferentes tenacidades calculadas pelo método BTC. Nas condições consideradas, a tenacidade de interrupção mínima calculada é de 34J para operação até 50°C.

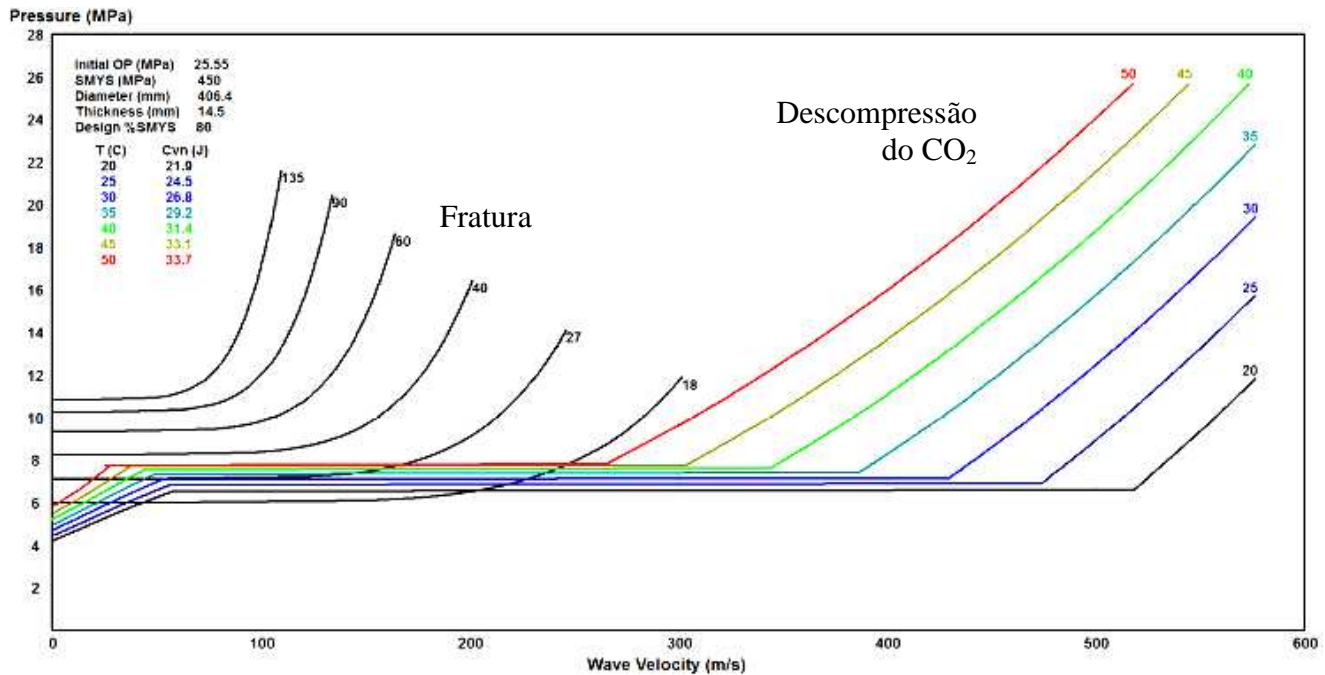


Figura 3.1. Curvas de velocidade da onda de descompressão a partir de 25,5MPa e curvas de tenacidade para tubo NPS16 L450 com parede de espessura 14,5mm. (KING 2010)

Tendo em vista as incertezas mencionadas, duas restrições à aplicação das metodologias escolhidas devem ser elencadas:

- As equações deduzidas são validadas e aplicáveis para energias Charpy de interrupção (corpo-de-prova *full-size*) até 200J.
- À medida que a razão entre a tensão circunferencial atuante na pressão de interrupção e a tensão de fluxo,  $\sigma_a/\sigma_f$ , aproxima-se de 0,30, as energias Charpy e DWTT para interrupção da fratura tendem a infinito. Portanto, em tensão de interrupção próxima a 30% da tensão de fluxo do material, o cálculo torna-se altamente sensível a pequenas variações nos valores dos parâmetros. (KING 2010) Conforme mencionado na seção 2.5.1.1.1 (Velocidade de Propagação e Tensão de Interrupção da Fratura), para tensões de interrupção próximas e acima de 30% da tensão de fluxo do material do duto, a fratura propagante não

é controlada pela tenacidade, mas através da resistência ao escoamento do material do duto.

Arbitrou-se nos cálculos que para tenacidades acima de 200J ou quando a razão  $\sigma_a/\sigma_f$  excede 0,28, outras técnicas de controle de fraturas dúcteis devem ser adotadas, como por exemplo, a instalação de *crack arrestors*.

As tenacidades de interrupção calculadas segundo esta metodologia independem do meio circundante. O preenchimento externo (ar, água ou solo) tem influência considerável na velocidade de propagação da fratura; todavia para dadas geometria de duto e propriedades mecânicas do material, não interfere na pressão de interrupção da fratura. Em metodologias alternativas de cálculo, cujo critério de interrupção é um determinado nível de velocidade de propagação da fratura, o preenchimento externo passa a ser um parâmetro importante.

A Tabela 3.1 resume os efeitos das variáveis envolvidas no fenômeno de propagação da fratura dúctil em dutos de transporte de CO<sub>2</sub> supercrítico, que são direta ou indiretamente consideradas nos modelos de cálculo escolhidos. As “variáveis de interrupção” indicadas na tabela são aquelas cuja elevação dos seus valores implica a redução da velocidade de propagação da fratura, enquanto as “variáveis de propagação” são aquelas cuja elevação provoca a elevação da velocidade de propagação da fratura.

Tabela 3.1. Efeitos das variáveis no processo de propagação de fraturas dúcteis em dutos de transporte de CO<sub>2</sub>.

<b>Variáveis de interrupção</b>	<b>Variáveis de propagação</b>
Tenacidade do material	Pressão crítica ou pressão de saturação da corrente transportada
Pressão externa ou preenchimento externo: atuam “fechando” a fratura.	Temperatura ambiente e do fluido: a elevação da temperatura aumenta a velocidade de propagação da fratura.
Teor de CH <sub>4</sub> : para misturas binárias CO <sub>2</sub> +CH <sub>4</sub> , quanto maior o teor de CH <sub>4</sub> , menor a pressão crítica de saturação.	Teor de CO <sub>2</sub> : para misturas binárias CO <sub>2</sub> +CH <sub>4</sub> , quanto maior o teor de CO <sub>2</sub> , maior a pressão crítica de saturação.
Espessura: espessuras de duto maiores exigem tenacidades de interrupção menores.	Diâmetro: diâmetros de duto maiores exigem tenacidades de interrupção maiores.

### 3.2. Parâmetros de Cálculo.

Na determinação dos parâmetros de cálculo, feita a seguir, procuraram-se adotar valores conservadores, isto é, que gerem os cenários mais críticos e em que as tenacidades de interrupção da fratura sejam maximizadas.

#### 3.2.1. Pressão de Interrupção da Fratura Dúctil.

A pressão de interrupção é a pressão atuante nas paredes do duto quando a velocidade de propagação da fratura dúctil é reduzida a zero. A pressão de interrupção é uma “variável de propagação”, ou seja, quanto maior o seu valor, maiores serão os requisitos de tenacidade para interrupção da fratura.

A escolha do valor da pressão de interrupção depende primariamente do comportamento sob decompressão da mistura de CO<sub>2</sub> transportada. Conforme se verifica na seção 2.4 (Características da Decompressão do CO<sub>2</sub> Supercrítico), ocorre uma redução abrupta da velocidade de decompressão quando o fluido supercrítico atinge a pressão de saturação. Para que a interrupção da fratura dúctil ocorra, deve-se garantir que a velocidade de propagação da fratura seja igual a zero na pressão de saturação. Portanto, a pressão de interrupção deve ser pelo menos superior à pressão de saturação para todas as misturas e condições operacionais iniciais esperadas. Considerando-se que, nas condições operacionais, CO<sub>2</sub> esteja em estado supercrítico, a maior pressão de saturação possível para quaisquer pressão e temperatura iniciais é a pressão crítica do fluido, que depende unicamente da sua composição. Este parâmetro pode ser calculado através de equações de estado ou determinado experimentalmente através de, por exemplo, ensaios de decompressão.

Para recuperação avançada de petróleo e gás nos campos do Pré-Sal, o principal contaminante esperado nas correntes de CO<sub>2</sub> transportadas é o metano. Considerando somente este contaminante, verifica-se, de acordo com dados da Tabela A.6 (Anexo A), que, para qualquer mistura entre -3°C e -54°C, não se verifica pressão de saturação superior a aproximadamente 8,5MPa. De modo a complementar estes dados de literatura, executaram-se cálculos adicionais.

O programa de simulação de processos PRO/II<sup>®</sup> forneceu, utilizando a equação de Peng-Robinson, as pressões críticas das misturas 100-40%CO<sub>2</sub> + CH<sub>4</sub> mostradas na Tabela

3.2. Para os cálculos, estabeleceu-se a pressão inicial de 550bar e considerou-se a regra das misturas de Kay (mistura não-ideal).

Tabela 3.2. Pressões críticas de misturas CO<sub>2</sub> – CH<sub>4</sub> calculadas usando o programa PRO/II<sup>®</sup>.

% CO <sub>2</sub>	% CH <sub>4</sub>	Pressão crítica (MPa)
40	60	5,71
50	50	5,99
60	40	6,27
70	30	6,55
80	20	6,83
90	10	7,10
100	0	7,38

Utilizando o programa GASDECOM, foram calculadas as curvas de descompressão para as diferentes misturas consideradas na Tabela 3.2. Nestes cálculos utilizaram-se temperatura de 40°C e pressão inicial de 10MPa. As curvas estão mostradas na Figura 3.2.

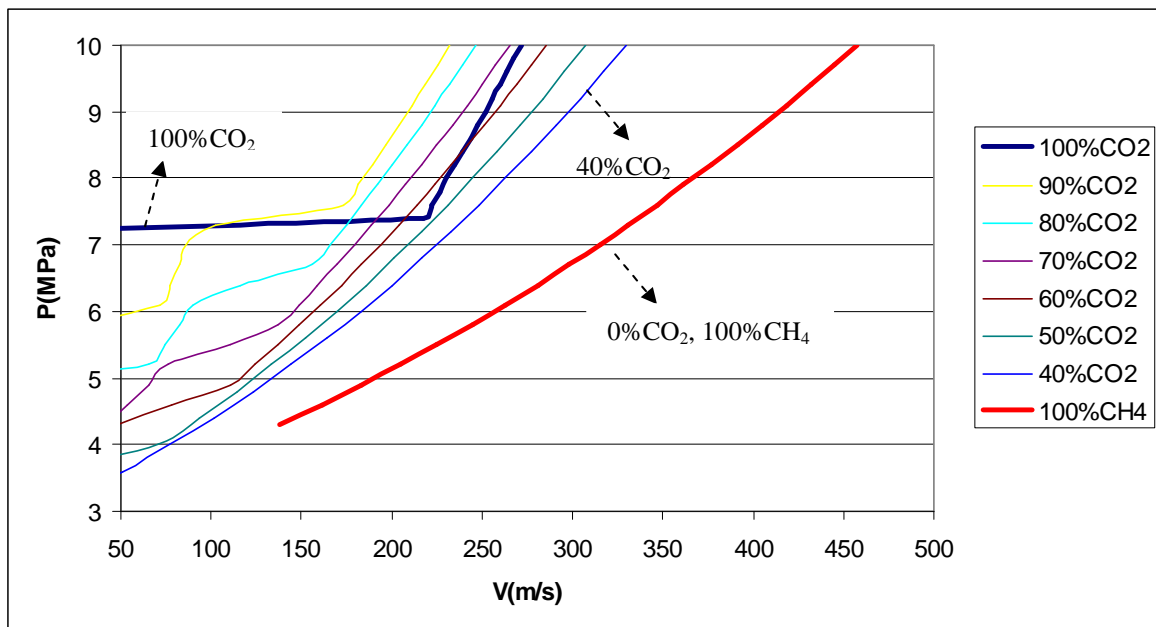


Figura 3.2. Curvas de descompressão de misturas CO<sub>2</sub> – CH<sub>4</sub> calculadas usando o programa GASDECOM.



Os resultados dos cálculos complementares feitos permitem verificar que:

- À medida que o teor de metano é aumentado na mistura com CO<sub>2</sub>, a pressão de saturação é reduzida. Por conseguinte, a maior pressão de saturação é verificada com CO<sub>2</sub> puro.
- O valor máximo de pressão de saturação calculado para CO<sub>2</sub> puro situa-se entre 7,38MPa e aproximadamente 7,5MPa.

Tendo em vista as incertezas quanto à exatidão dos modelos para aplicação em dutos de transporte de CO<sub>2</sub> supercrítico, devem-se adotar margens de segurança nos cálculos. A estratégia adotada no presente estudo prevê utilizar nas equações um valor da pressão de interrupção 20% acima do maior valor esperado para a pressão de saturação. Com base nos dados de literatura e resultados dos cálculos executados, a maior pressão de saturação para misturas CO<sub>2</sub>+CH<sub>4</sub> encontrada foi de 8,5MPa. Portanto, a pressão de interrupção adotada foi de 10,2MPa.

### 3.2.2. Diâmetro Externo e Espessura de Parede do Duto.

Estes parâmetros são calculados segundo as normas de fabricação, como DNV-OS-F101 ou ASME B31.4, e dependem das tensões atuantes, fator de projeto e do material escolhido. Segundo (KING 2010), valores habituais de diâmetro de carbodutos situam-se entre 220mm e 610mm, e as espessuras podem variar entre 5,9mm e 23mm. Em (FURLEY 2007) é descrito trecho de carboduto com diâmetro inferior, de 152,4mm. Nos projetos de gasodutos da Petrobras, a faixa usual é de diâmetros de 152,4mm (6pol) a 254mm (10pol) e espessuras entre 17,8mm(0,7pol) e 30,5mm (1,2pol). Nos sistemas de recuperação avançada com CO<sub>2</sub> de campos do Pré-Sal, considerando as vazões de injeção esperadas, o diâmetro máximo dos carbodutos será provavelmente de 12pol (304,8mm).

Tendo em vista tais informações, nos cálculos de tenacidade executados presentemente, consideraram-se diâmetros entre 150mm e 310mm, e espessuras de parede entre 17mm e 32mm.

### 3.2.3. Materiais e Propriedades Mecânicas.

Aços-carbono e baixa-liga constituem as famílias de materiais mais utilizadas para dutos de transporte de gás natural e petróleo. Estas ligas apresentam a menor relação custo-resistência mecânica, são fáceis de soldar e conformar e possuem adequada disponibilidade comercial. (TELLES 2008) A norma API 5L apresenta as especificações para tubos com ou sem costura de aços-carbono e baixa-liga de alta resistência, com aplicação especial para oleodutos e gasodutos. (API 2007) Essa norma estabelece dois níveis de especificação do produto (PSL – *Product Specification Level*): PSL 1 e PSL 2. Essas duas designações determinam diferentes níveis de requisitos técnicos. A especificação PSL 2 possui mais requisitos do que a outra, como obrigatoriedade de rastreabilidade, valores definidos de tenacidade à fratura etc. Devido às elevadas pressões operacionais, os materiais mais usualmente utilizados para transporte de CO<sub>2</sub> são os graus API 5L X60, X65 e X70. (EAGLETON 1980)

No presente estudo, serão considerados quatro graus, cujas especificações constam na API 5L e que têm aplicação corrente em oleodutos e gasodutos: B, X65, X70 e X80. Na Tabela 3.3 são mostrados os valores mínimos especificados pela API 5L de tensão de escoamento e tensão de ruptura (resistência mecânica) para estes materiais. Estes valores mínimos são coincidentes nas duas PSL e serão utilizados nos cálculos posteriores. Nesta tabela estão dispostos também os valores mínimos da tensão de fluxo  $\sigma_f$ . Atenta-se que existem duas definições diferentes de tensão de fluxo conforme o modelo:

a) Modelo BTC (para a **Equação 36**):  $\sigma_{f1} = Y + 68,95$  [MPa]

b) Modelo HLP (para a **Equação 37**):  $\sigma_{f2} = \frac{Y + \sigma_m}{2}$

sendo

-  $Y$  : resistência ao escoamento

-  $\sigma_m$  : resistência mecânica ou tensão de ruptura do material.

Tabela 3.3. Propriedades mecânicas de aços para dutos.

<b>Material</b>	<b>Resistência ao escoamento – Y (min, MPa)</b>	<b>Resistência mecânica <math>\sigma_m</math> (min, MPa)</b>	<b>Tensão de fluxo – Modelo BTC - <math>\sigma_{f1}</math> (MPa) –</b>	<b>Tensão de fluxo - Modelo HLP – <math>\sigma_{f2}</math> (MPa) –</b>
API 5L B	245	415	313,95	330,0
API 5L X65	450	535	518,95	492,5
API 5L X70	485	570	553,95	527,5
API 5L X80	555	625	623,95	590,0

Considerou-se o módulo de elasticidade (E) destes materiais igual a 170GPa. Quanto menor o valor do módulo de elasticidade, maior é a energia Charpy de interrupção. Deste modo, o valor utilizado é conservador.

## 4. RESULTADOS E DISCUSSÃO.

### 4.1. Tenacidades de Interrupção da Fratura Dúctil.

As Tabelas 4.1 a 4.4 mostram os valores de energia Charpy mínima para interrupção de fraturas dúcteis calculados através dos métodos BTC e HLP e utilizando os parâmetros definidos na seção anterior. Arredondaram-se os valores calculados para o maior valor inteiro.

Constata-se que os requisitos mais elevados de energia Charpy foram de 71J para dutos de API 5L grau B, e de 27, 26 e 25J respectivamente para os graus X65, X70 e X80. Estes valores atendem à primeira restrição para aplicação dos métodos utilizados, isto é, energia Charpy inferior a 200J. Considerando-se a segunda restrição, isto é,  $\sigma_a/\sigma_f \leq 0,28$ , somente as tubulações de grau B, espessura de 17mm e diâmetros iguais a 294mm e 310mm não a atendem. Os maiores valores de tenacidade de interrupção foram verificados, em todos os materiais, para o duto de maior diâmetro (310mm) e menor espessura (17,0mm).

O método Battelle forneceu especificações mais conservadoras do que o método HLP, isto é, valores de energia Charpy mínima de interrupção mais elevados. Além disso, os valores de energia Charpy calculados pelo método HLP apresentaram diferenças menores dentre os diferentes materiais em comparação com o método BTC. Isto é, a utilização das energias Charpy calculadas pelo método HLP fornece uma menor diferenciação entre materiais, o que pode ser prejudicial, por exemplo, para a seleção do material mais adequado em projeto.

Tabela 4.1. Energias Charpy mínimas para interrupção da propagação de fraturas dúcteis (J) para dutos de API 5L grau B.

Diâmetro (mm)	Método	Espessura (mm)										
		17	18,4	19,8	21,2	22,6	24	25,4	26,8	28,2	29,6	32
150	BTC	4	4	4	3	3	3	3	2	2	2	2
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
162	BTC	5	5	4	4	4	3	3	3	3	2	2
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
174	BTC	6	6	5	5	4	4	3	3	3	3	3
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
186	BTC	8	7	6	5	5	4	4	4	4	3	3
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
198	BTC	9	8	7	6	6	5	5	4	4	4	3
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
210	BTC	11	9	8	7	7	6	5	5	5	4	4
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
222	BTC	13	11	10	8	8	7	6	6	5	5	4
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
234	BTC	15	13	11	10	9	8	7	7	6	6	5
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
246	BTC	18	15	13	11	10	9	8	7	7	6	6
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
258	BTC	22	18	15	13	11	10	9	8	8	7	6
	HLP	2	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
270	BTC	26	21	17	15	13	12	10	10	9	8	7
	HLP	2	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
282	BTC	32	24	20	17	15	13	12	11	10	9	8
	HLP	3	2	1	1	1	1	1	1	1	1	1
294	BTC	41	29	23	20	17	15	13	12	11	10	9
	HLP	4	2	2	1	1	1	1	1	1	1	1
310	BTC	71	38	29	23	20	17	16	14	13	12	10
	HLP	6	3	2	2	1	1	1	1	1	1	1

Tabela 4.2. Energias Charpy mínimas para interrupção da propagação de fraturas dúcteis (J) para dutos de API 5L X65.

Diâmetro (mm)	Método	Espessura (mm)										
		17	18,4	19,8	21,2	22,6	24	25,4	26,8	28,2	29,6	32
150	BTC	4	4	3	3	3	3	2	2	2	2	2
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
162	BTC	5	4	4	4	3	3	3	3	3	2	2
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
174	BTC	6	5	5	4	4	4	3	3	3	3	3
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
186	BTC	7	6	6	5	5	4	4	4	3	3	3
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
198	BTC	8	7	6	6	5	5	5	4	4	4	3
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
210	BTC	9	8	7	7	6	6	5	5	4	4	4
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
222	BTC	11	10	8	8	7	6	6	5	5	5	4
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
234	BTC	12	11	10	9	8	7	7	6	6	5	5
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
246	BTC	14	12	11	10	9	8	8	7	6	6	5
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
258	BTC	16	14	12	11	10	9	8	8	7	7	6
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
270	BTC	18	16	14	12	11	10	9	9	8	7	7
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
282	BTC	20	18	16	14	13	11	10	10	9	8	7
	HLP	2	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
294	BTC	23	20	17	16	14	13	12	11	10	9	8
	HLP	2	2	1	1	1	1	1	1	1	1	1
310	BTC	27	23	20	18	16	15	13	12	11	11	9
	HLP	2	2	2	1	1	1	1	1	1	1	1

Tabela 4.3. Energias Charpy mínimas para interrupção da propagação de fraturas dúcteis (J) para dutos de API 5L X70.

Diâmetro (mm)	Método	Espessura (mm)										
		17	18,4	19,8	21,2	22,6	24	25,4	26,8	28,2	29,6	32
150	BTC	4	4	3	3	3	3	2	2	2	2	2
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
162	BTC	5	4	4	4	3	3	3	3	3	2	2
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
174	BTC	6	5	5	4	4	4	3	3	3	3	3
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
186	BTC	7	6	6	5	5	4	4	4	3	3	3
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
198	BTC	8	7	6	6	5	5	4	4	4	4	3
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
210	BTC	9	8	7	7	6	6	5	5	4	4	4
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
222	BTC	11	9	8	8	7	6	6	5	5	5	4
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
234	BTC	12	11	10	9	8	7	7	6	6	5	5
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
246	BTC	14	12	11	10	9	8	7	7	6	6	5
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
258	BTC	16	14	12	11	10	9	8	8	7	7	6
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
270	BTC	18	16	14	12	11	10	9	9	8	7	7
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
282	BTC	20	17	15	14	12	11	10	10	9	8	7
	HLP	2	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
294	BTC	22	19	17	15	14	13	12	11	10	9	8
	HLP	2	2	1	1	1	1	1	1	1	1	1
310	BTC	26	22	20	18	16	14	13	12	11	10	9
	HLP	2	2	1	1	1	1	1	1	1	1	1

Tabela 4.4. Energias Charpy mínimas para interrupção da propagação de fraturas dúcteis (J) para dutos de API 5L X80.

Diâmetro (mm)	Método	Espessura (mm)										
		17	18,4	19,8	21,2	22,6	24	25,4	26,8	28,2	29,6	32
150	BTC	4	4	3	3	3	3	2	2	2	2	2
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
162	BTC	5	4	4	4	3	3	3	3	3	2	2
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
174	BTC	6	5	5	4	4	4	3	3	3	3	3
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
186	BTC	7	6	5	5	5	4	4	4	3	3	3
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
198	BTC	8	7	6	6	5	5	4	4	4	4	3
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
210	BTC	9	8	7	7	6	6	5	5	4	4	4
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
222	BTC	11	9	8	8	7	6	6	5	5	5	4
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
234	BTC	12	11	9	9	8	7	7	6	6	5	5
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
246	BTC	14	12	11	10	9	8	7	7	6	6	5
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
258	BTC	15	14	12	11	10	9	8	8	7	7	6
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
270	BTC	17	15	14	12	11	10	9	9	8	7	7
	HLP	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
282	BTC	19	17	15	14	12	11	10	10	9	8	7
	HLP	2	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
294	BTC	22	19	17	15	14	12	11	11	10	9	8
	HLP	2	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
310	BTC	25	22	19	17	16	14	13	12	11	10	9
	HLP	2	2	1	1	1	1	1	1	1	1	1



Os valores de energia Charpy calculados através do método HLP foram obtidos convertendo-se, segundo a **Equação 39**, as energias DWTT calculadas. Os valores das energias DWTT e Charpy de interrupção para a geometria mais crítica (310mm de diâmetro e 17,0mm de espessura), calculados pelo método HLP, são mostrados comparativamente na Tabela 4.5. Tendo em vista que as diferenças em termos de energia DWTT são mais pronunciadas dentre os materiais, bem como as vantagens do ensaio DWT em relação ao ensaio Charpy, mencionadas na seção 2.5 (Métodos de Cálculo de Fraturas Dúcteis Propagantes), ao se utilizar o método HLP para controle de fraturas dúcteis, é recomendável efetuar a especificação diretamente em valores de energia DWTT.

Tabela 4.5 Energias Charpy e DWTT de interrupção da fratura dúctil para D=310mm e t=17,0mm calculadas pelo método HLP.

<b>Material</b>	<b>Energia Charpy (J)</b>	<b>Energia DWTT (J)</b>
Grau B	6	591
X65	2	335
X70	2	325
X80	2	312

#### 4.2. Comparação com Requisitos de Fabricação.

As especificações adicionais para controle de fraturas das normas API 5L (método EPRG, Tabela 2.7) e DNV-OS-F101 (seção 7, 2007) (Tabela 2.10) e os valores calculados de tenacidade de interrupção da fratura pelo método BTC, considerando diâmetro máximo de 310mm, espessura mínima de 17mm e pressão de interrupção máxima de 10,2MPa, são mostrados comparativamente na Tabela 4.6. Conforme se verifica, nas condições calculadas, as especificações mínimas da API e da DNV são suficientes para promover a interrupção de fraturas dúcteis propagantes nos dutos para transporte de CO<sub>2</sub> supercrítico fabricados nos aços graus X65, X70 e X80. Considerando dutos de aço grau B, a especificação mínima destas normas não é suficiente, requerendo-se a adoção de tenacidades mínimas em nível mais elevado, 71J, ou de outras estratégias de controle de fraturas, como a instalação de *crack arrestors*.

Tabela 4.6. Comparação entre os valores mínimos de tenacidade segundo API 5L e DNV-OS-F101 e os valores calculados.

<b>Material</b>	<b>API 5L, anexo G (PSL 2, D≤508mm, FP=0,80)</b>	<b>DNV-OS-F101 (2007, D≤610mm, t≤30mm )</b>	<b>Calculado (D≤310mm, t≥17mm, P<sub>a</sub>≤10,2MPa)</b>
Grau B	40	40	71
X65	41	73	27
X70	55	82	26
X80	80	103	25

#### 4.3. Análises de Sensibilidade.

Na Figura 4.1 estão dispostas as curvas de velocidade de propagação da fratura em função da pressão interna para dutos ao ar (curvas cheias) e imersos em água (curvas pontilhadas) construídos nas quatro ligas consideradas. Os valores de velocidade de propagação foram calculados através do método BTC. Considerou-se a geometria de duto mais crítica (D=310mm, t=17,0mm) e que os materiais possuem as tenacidades mínimas de interrupção da fratura dúctil calculadas segundo o método BTC e os parâmetros definidos. Estão dispostas também curvas de velocidade de decompressão do CO<sub>2</sub> em função da pressão para duas pressões iniciais, 55MPa (550bar) e 11MPa (110bar), e temperatura inicial de 40°C, obtidas utilizando-se o programa GASDECOM.

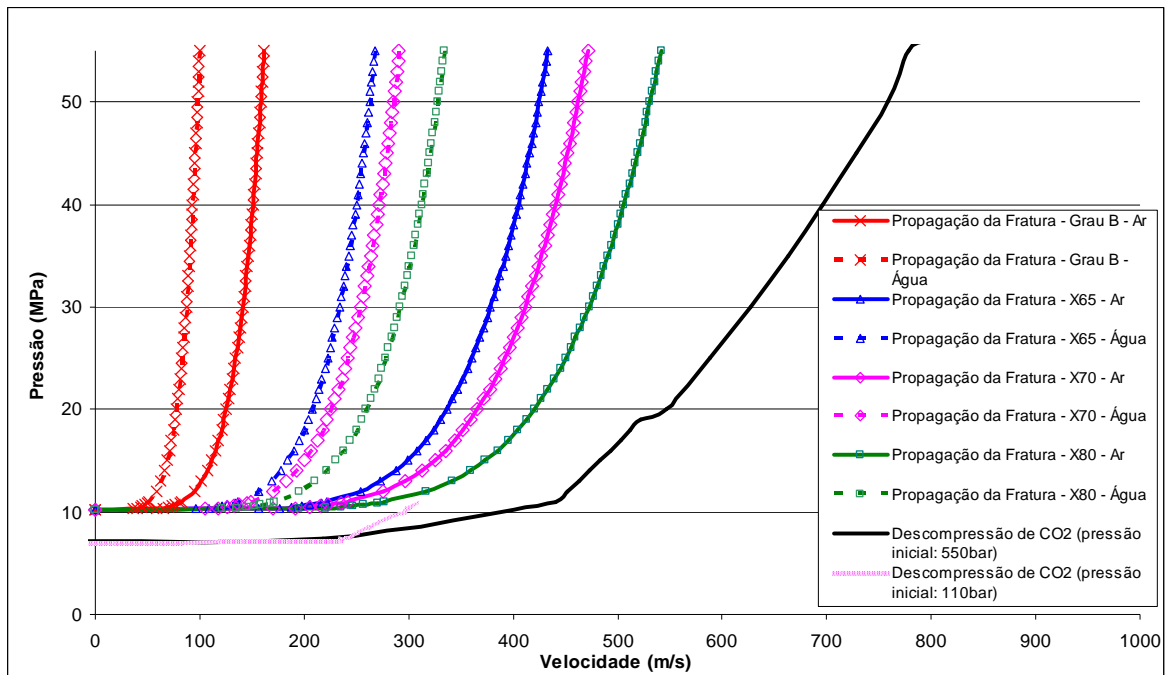


Figura 4.1. Curvas de decompressão do CO<sub>2</sub> puro a 40°C e pressões iniciais de 55MPa e 10MPa (calculadas pelo programa GASDECOM) e de propagação da fratura para dutos de API 5L graus B, X65, X70 e X80, energia Charpy de 71, 27, 26 e 25J, respectivamente, D=310mm e t=17mm (calculadas pelo método BTC).

Constata-se que as tenacidades utilizadas garantem a manutenção de todas as curvas de propagação da fratura acima das curvas de decompressão nas duas pressões iniciais de CO<sub>2</sub> escolhidas. Isto indica que ocorre interrupção da fratura dúctil adotando-se estas tenacidades. Verifica-se que, para todos os materiais, os dutos submersos possuem velocidades de propagação da fratura inferiores às velocidades nos dutos ao ar. Esse resultado é reflexo do valor menor da constante “C” da **Equação 3** quando o preenchimento externo é água. Por conseguinte, a especificação da tenacidade de interrupção considerando dutos ao ar garante, com maior segurança, a interrupção da fratura dúctil em dutos submarinos.

Observa-se também que os dutos nos graus X65, X70 e X80 possuem velocidades de propagação mais elevadas que o grau B. Em especial, verifica-se que a curva de fratura do duto de grau X80 ao ar encontra-se muito próxima da curva de decompressão do CO<sub>2</sub> na pressão inicial de 110bar, ou seja, há maior risco de ocorrência de fraturas propagantes ao se operar a 110bar do que a 550bar. Considerando o comportamento sob decompressão do CO<sub>2</sub>, especificamente a variação da pressão de saturação em função da pressão inicial, discutida na seção 2.4, verifica-se que maiores valores de pressão de operação requerem,

para interrupção da fratura, tubos com aços de menor tenacidade. Os presentes resultados corroboram essa informação: para impedir a propagação de fraturas dúcteis em linhas de CO<sub>2</sub>, ao contrário do caso de linhas de gás, o projeto deve considerar também as menores pressões de operação ao invés de somente as máximas pressões operacionais admissíveis.

No gráfico da Figura 4.2 são mostradas, considerando algumas dimensões de duto, as tenacidades de interrupção de fraturas dúcteis calculadas pelo método BTC em função da tensão de fluxo do material. Nestes cálculos, considerou-se o valor de tensão de interrupção igual ao utilizado nos cálculos anteriores, isto é, 10,2MPa. Para determinada geometria de duto, a tenacidade de interrupção sofre redução com a elevação da tensão de fluxo (ou seja, da tensão de escoamento) do material, tornando-se aproximadamente constante a partir de determinado nível de tensão de fluxo. Para o duto de maior requisito de tenacidade, de D=310mm e t=17,0mm, a tensão de fluxo crítica, acima da qual a tenacidade de interrupção  $K_v$  passa a ser constante, isto é, independente da tensão de escoamento do material, é de aproximadamente 500MPa. Para os dutos com as outras dimensões, a tenacidade de interrupção é virtualmente constante ao longo da faixa de tensões de fluxo analisada.

Estes resultados indicam que, para níveis de tenacidade de interrupção menores, a tensão de escoamento do material tem pouca influência no controle da propagação das fraturas dúcteis. À medida que a tenacidade para interrupção da fratura é aumentada, o processo de falha passa a ser gradualmente controlado pelo escoamento plástico do duto. Com o aumento da contribuição do escoamento do material para o controle da fratura, observa-se uma maior sensibilidade da tenacidade de interrupção da fratura com relação ao valor da tensão de escoamento. Este comportamento, mencionado na seção 2.5.1.1.1 (Velocidade de Propagação e Tensão de Interrupção da Fratura), foi verificado em ensaios de rompimento em escala real. (LEIS 2005)

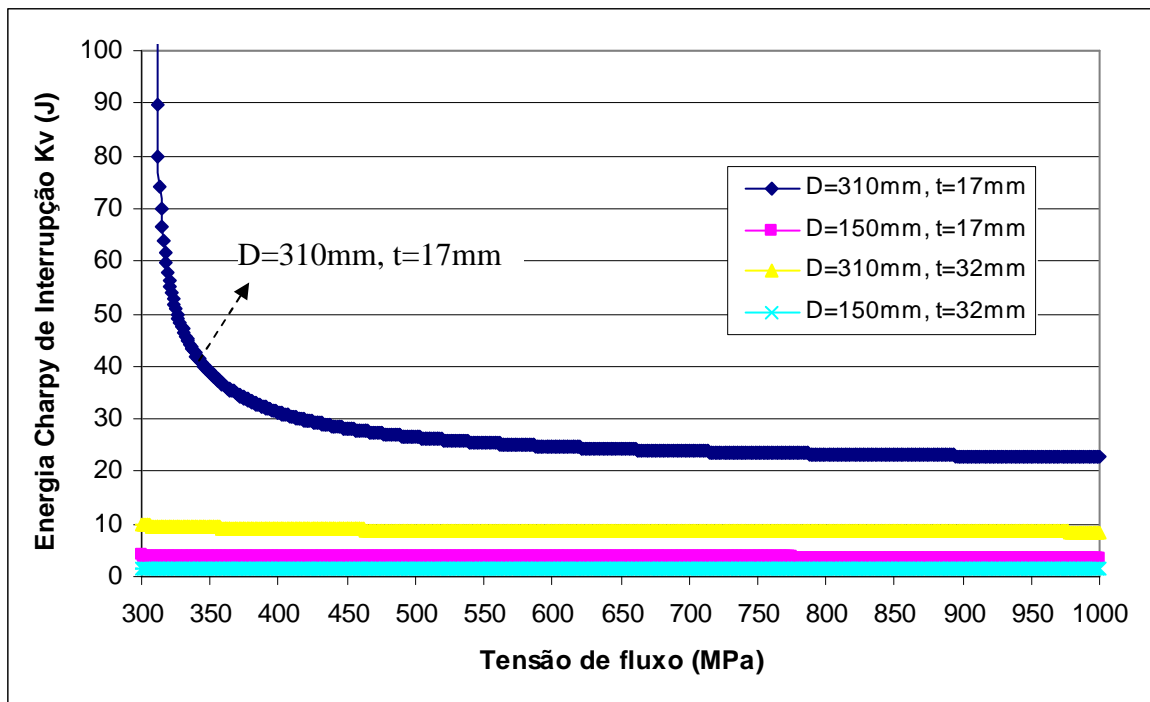


Figura 4.2. Tenacidade de Interrupção  $K_v$  versus Tensão de Fluxo  $\sigma_{fl}$ .

A pressão de interrupção adotada nos cálculos anteriores foi de 10,2MPa. Contudo, o comportamento sob descompressão da mistura de  $CO_2$ , que depende principalmente da composição da mistura e da pressão e temperatura iniciais (conforme descrito na seção 2.4), pode ser eventualmente alterado. Um deslocamento da pressão de saturação da corrente transportada implica alteração da pressão de interrupção e, por conseguinte, da tenacidade mínima para controle de fraturas dúcteis propagantes. Portanto, para um projeto seguro, deve-se avaliar a sensibilidade da tenacidade de interrupção a variações da pressão de saturação da corrente transportada.

São mostrados na Figura 4.3, para os materiais considerados, os valores de tenacidade de interrupção calculados pelo método BTC para duto de diâmetro de 310mm e espessura de parede de 17mm, variando-se a pressão de interrupção entre 3,0 e 13,0MPa (ou seja, entre -64% e +53% da máxima pressão de saturação de misturas de  $CO_2$  verificada na literatura, que é de 8,5MPa). Os dados da Figura 4.3 podem ser utilizados para averiguar se determinada corrente de  $CO_2$  pode ser transportada com segurança em uma linha existente. Para tanto, tendo-se a pressão de saturação mais elevada esperada para essa corrente, obtém-se, a partir do gráfico, a tenacidade de interrupção  $K_v$  correspondente. Esta tenacidade  $K_v$  deve ser inferior à tenacidade do material do duto.

Verifica-se que a tenacidade de interrupção para os graus X65, X70 e X80 apresenta uma relação parabólica com a pressão de saturação, enquanto que para o grau B, há uma relação exponencial. Para dutos fabricados em aço API 5L grau B, pressões de interrupção acima de 10,3MPa impossibilitam a interrupção intrínseca da fratura dúctil, visto que a tenacidade de interrupção calculada é superior a 200J.

Conforme explicitado na seção 3.1 (Metodologia de Cálculo), para garantir a validade dos métodos de cálculo, deve-se restringir a tensão de interrupção da fratura a 28% da tensão de fluxo do material ( $\sigma_a/\sigma_f \leq 0,28$ ). O resultado obtido com o grau B confirma a necessidade desta restrição que, dentre todos os materiais e dimensões de tubulações, não é atendida para este material e tubulações com espessura mínima (17mm) e diâmetro superior a 293,0mm. Nesses casos, a fratura não é mais controlada pela tenacidade, mas pelo escoamento plástico do material. Deste modo, a elevação da resistência ao escoamento do material, a instalação de *crack arrestors* e/ou alterações das dimensões de projeto ou condições operacionais seriam necessárias para controle das fraturas dúcteis.

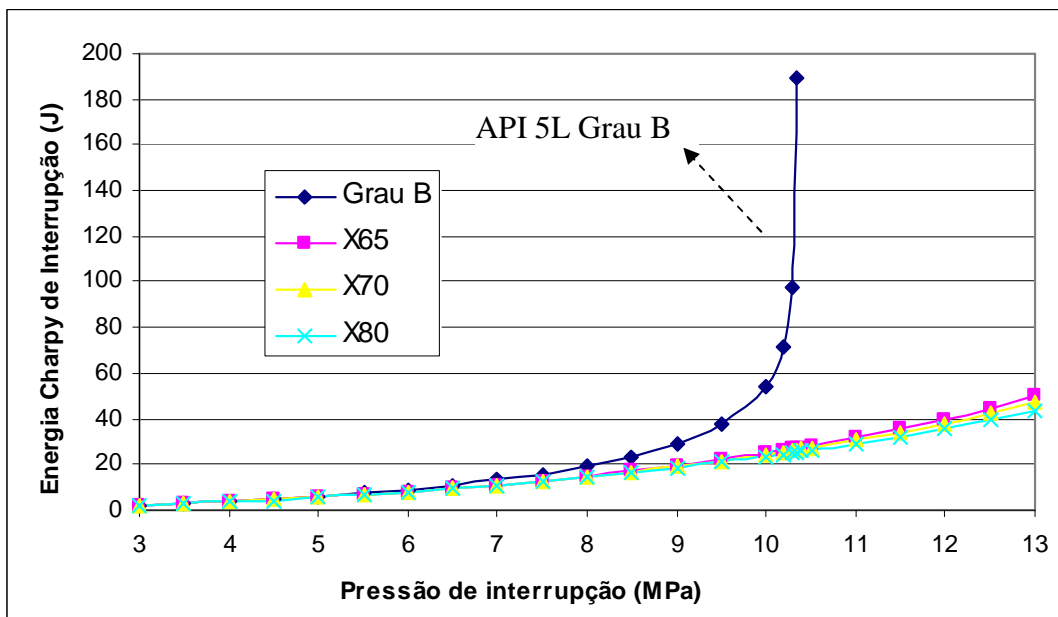


Figura 4.3. Tenacidade de Interrupção  $K_v$  versus Pressão de interrupção, considerando  $D=310\text{mm}$  e  $t=17\text{mm}$ .

#### 4.4. Procedimento Alternativo de Cálculo.

Os resultados dispostos na Figura 4.1 sugerem que, para aços com propriedades mecânicas mais elevadas, como o grau X80, o critério de interrupção em um nível de pressão próximo ao patamar de saturação pode não reduzir suficientemente o risco de fraturas dúcteis propagantes nas mínimas pressões de operação. Para reduzir o risco de ocorrência da fratura propagante nestes materiais, deve-se calcular a tenacidade de interrupção considerando adicionalmente outro critério.

Além do controle da velocidade da fratura próximo do patamar de saturação, propõe-se estabelecer que, a determinado nível de pressão mais elevado, a velocidade de propagação da fratura seja inferior a uma percentagem segura da velocidade da onda de descompressão. Inicialmente verificou-se a eficácia de restrição da velocidade de propagação da fratura a 50% do valor da velocidade de descompressão do CO<sub>2</sub> na pressão de 550bar, que é de 778,5m/s segundo o programa GASDECOM. Para tanto, considerou-se um duto ao ar (sem preenchimento externo) construído de aço API 5L X80, diâmetro de 310mm e espessura de parede de 17mm. Segundo este novo critério, o valor de energia Charpy mínima do material deve ser elevada de 25J (Tabela 4.5) para 44J segundo cálculos feitos através do método BTC (seção 2.5.1.1). Utilizando-se o método HLP (seção 2.5.1.2), o valor de energia Charpy do material deve ser elevado do valor originalmente calculado com este método, que é de 2J, para 177J.

A Figura 4.4 mostra três curvas de velocidade de propagação da fratura no duto considerado, calculadas segundo os seguintes parâmetros:

- Energia Charpy de 25J e curva calculada segundo o método BTC. Trata-se das condições calculadas segundo a metodologia original (da seção 4.1), ou seja, estabelecendo-se somente que a pressão de interrupção seja igual a 10,2MPa.
- Energia Charpy de 44J e curva calculada segundo o método BTC.
- Energia Charpy de 177J e curva calculada segundo o método HLP.

As duas últimas condições foram calculadas segundo a metodologia alternativa, ou seja, garantindo-se que a velocidade da fratura seja metade da velocidade da onda de descompressão a 550bar. Verifica-se que, utilizando-se o procedimento alternativo, a elevação resultante da tenacidade do material afastou as curvas da fratura

consideravelmente das curvas de decompressão, reduzindo, em comparação com o procedimento original, o risco de ocorrência da fratura dúctil propagante para pressão inicial de CO<sub>2</sub> de 110bar.

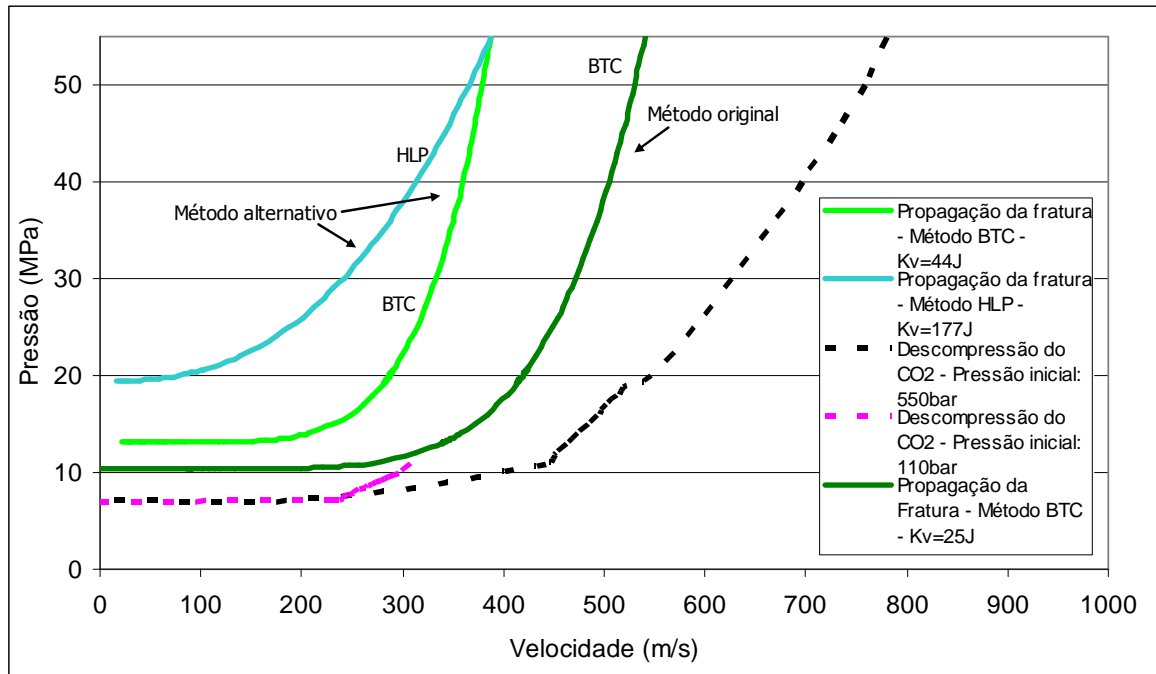


Figura 4.4. Curvas de decompressão do CO<sub>2</sub> puro a 40°C e pressões iniciais de 55MPa e 10MPa (calculadas pelo programa GASDECOM) e de propagação da fratura para dutos de API 5L grau X80, energia Charpy de 177J (método HLP), 44J e 25J (método BTC), D=310mm e t=17mm.

Com o objetivo de eventualmente refinar o critério utilizado de restrição da velocidade da fratura a 50% da velocidade de decompressão do CO<sub>2</sub> a 550bar, calculou-se a energia Charpy de interrupção da fratura variando-se esta percentagem entre 40% e 80%. Utilizaram-se o mesmo projeto de duto aplicado anteriormente (API 5L X80, D=310mm e t=17mm de espessura) e os modelos BTC e HLP. Os resultados estão dispostos na Tabela 4.7.



Tabela 4.7. Energias Charpy de interrupção aplicando-se o procedimento alternativo e diferentes requisitos de velocidade da fratura.

Velocidade da fratura a 550bar (m/s)	Porcentagem da velocidade da onda de descompressão de CO <sub>2</sub>	Energia Charpy de interrupção – modelo BTC (joules)	Energia Charpy de interrupção – modelo HLP (joules)
311,40	40%	64	397
389,25	50%	44	177
467,10	60%	32	94
544,95	70%	25	57
622,80	80%	20	38

As Figuras 4.5 e 4.6 apresentam as curvas da velocidade de propagação da fratura calculadas utilizando os valores de energia Charpy determinados na Tabela 4.7. Conforme se verifica na Figura 4.5, ao se utilizar o modelo BTC, a adoção dos requisitos de velocidade da fratura igual a 70% e 80% da velocidade de descompressão do CO<sub>2</sub> a 550bar não são admissíveis visto que, nestes casos, as curvas da fratura cruzam ou são muito próximas das curvas de descompressão do CO<sub>2</sub>. A curva de fratura a 80% também apresenta pressão de interrupção inferior a 10,2MPa, o que não atende ao procedimento original de controle da fratura. Por conseguinte, os resultados indicam que, para este projeto de duto, utilizando-se o método BTC, a velocidade de propagação da fratura deve ser restringida até aproximadamente 60% da velocidade de descompressão do CO<sub>2</sub> a 550bar de modo a manter um controle conservador da fratura.

Constata-se que o valor de tenacidade de interrupção de 32J, calculado pelo método Battelle restringindo-se a velocidade da fratura a 60% da velocidade de descompressão à pressão inicial, apresenta proximidade com um requisito da norma AS 2885. Nesta norma australiana, para tubulações de grau X80 ou superior, à tenacidade de interrupção calculada pelo método Battelle deve ser multiplicado o fator 1,40 (seção 2.5.5.3). Considerando-se o valor originalmente calculado pelo método Battelle (Tabela 4.4, seção 4.1), que é de 25J, o requisito da AS2885 exigiria tenacidade de interrupção de 35J, ou seja, 3J acima da energia Charpy calculada pelo método alternativo proposto.

As energias Charpy obtidas utilizando-se o método HLP, conforme mostra a Figura 4.6, garantiram controle da fratura em todas as percentagens analisadas, exceto para a

situação em que as velocidades da fratura e da onda de descompressão são iguais, isto é, em que a percentagem considerada é 100%.

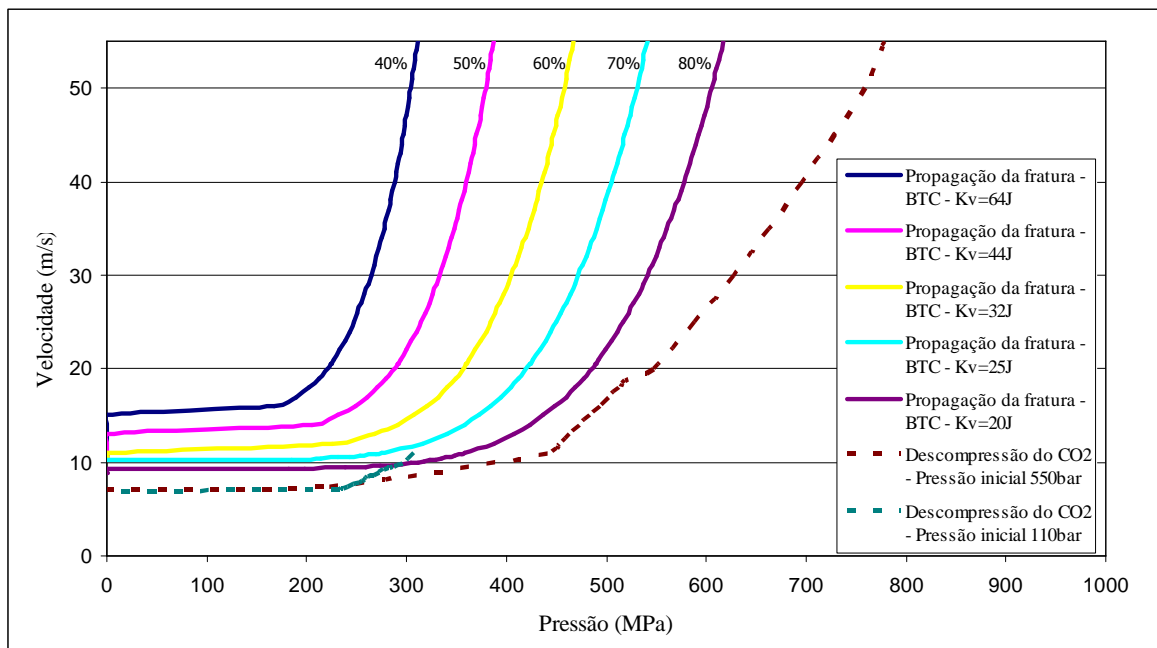


Figura 4.5. Curvas de descompressão do CO<sub>2</sub> a pressões iniciais de 55MPa e 10MPa (calculadas pelo programa GASDECOM) e de propagação da fratura para dutos de API 5L grau X80, D=310mm e t=17mm, calculadas pelo procedimento alternativo, utilizando o método BTC.

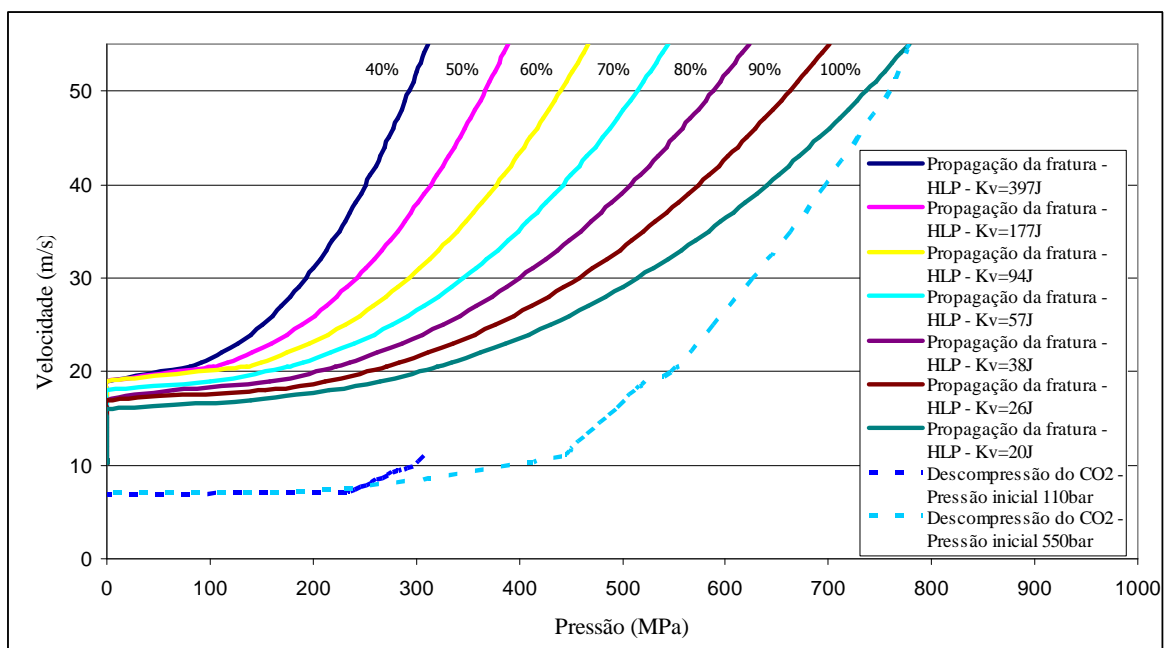


Figura 4.6. Curvas de descompressão do CO<sub>2</sub> a pressões iniciais de 55MPa e 10MPa (calculadas pelo programa GASDECOM) e de propagação da fratura para dutos de API 5L grau X80, D=310mm e t=17mm, calculadas pelo procedimento alternativo, utilizando o método HLP.

Comparando-se todos os resultados, verifica-se que, em níveis de pressão mais elevados, o método BTC prevê, sob iguais condições, velocidades de propagação da fratura inferiores aos valores estimados pelo método HLP. Esta constatação foi verificada também em (MAKINO 2008). Por conseguinte, para se restringir a velocidade da fratura sob elevados níveis de pressão, o método HLP exigirá valores de tenacidade mais elevados do que o método BTC, como se verifica nos cálculos anteriores. Advém destas constatações que o método HLP é mais conservador ao se utilizar este critério alternativo de controle de fraturas em pressões mais elevadas.

## 5. CONCLUSÕES.

1. Foram apresentadas informações gerais sobre aspectos da descompressão de CO<sub>2</sub> supercrítico e uma revisão dos principais métodos disponíveis atualmente para controle de fraturas dúcteis propagantes em dutos. Foi dada ênfase nas lacunas de conhecimento, ou seja, nas questões que demandam maiores pesquisas.

2. Foi executado um estudo de caso utilizando os métodos Battelle e HLP para cálculo da tenacidade de interrupção da fratura dúctil em dutos de transporte de CO<sub>2</sub> supercrítico com diâmetros entre 150 e 310mm, espessuras de parede entre 17 e 32mm e construídos em quatro materiais, API 5L graus B, X65, X70 e X80. Estabeleceu-se como critério de interrupção que a pressão de interrupção da fratura seja igual a 10,2MPa, um valor considerado conservador para as misturas de CO<sub>2</sub> supercrítico esperadas em EOR. Observou-se que:

- Os valores de energia Charpy mínima foram inferiores a 200J, ou seja, os resultados calculados estão dentro da faixa de validade dos métodos.
- Nas condições consideradas nos cálculos, as especificações da API-5L e da DNV-OS-F101 são suficientes para promover a interrupção de fraturas dúcteis propagantes nos dutos para transporte de CO<sub>2</sub> supercrítico fabricados nos aços graus X65, X70 e X80. Em dutos de aço grau B, a especificação mínima para estas normas não é suficiente, requerendo-se a adoção de tenacidades em nível mais elevado, ou de outras estratégias de controle de fraturas, como a instalação de *crack arrestors*.
- O método Battelle forneceu especificações mais conservadoras do que o método HLP. Ao se utilizar o método HLP, sugere-se que a especificação deve ser diretamente em termos de energia DWTT.
- O duto de maior requisito de tenacidade de interrupção é aquele com maior diâmetro e menor espessura de parede. A tenacidade de interrupção é reduzida

com a elevação das propriedades mecânicas do material do duto (resistência mecânica e ao escoamento).

- A tenacidade de interrupção para dutos construídos em aço grau B apresentou maior sensibilidade ao nível da pressão de interrupção que os demais materiais.

- A especificação da tenacidade de interrupção considerando dutos ao ar garante a interrupção da fratura dúctil em dutos submarinos de iguais dimensões e condições de operação. As discussões sobre a aplicabilidade dos métodos de cálculo em dutos submarinos são ainda inconclusivas, especialmente devido à existência de poucos resultados de ensaios em escala real em dutos submersos.

3. Foi proposto um critério alternativo para controle de fraturas através da limitação da velocidade de propagação da fratura a uma percentagem da velocidade de descompressão do CO<sub>2</sub> sob elevado nível de pressão. Este critério é recomendado para materiais com propriedades mecânicas mais elevadas, por exemplo, a partir do grau X80. Utilizando-se o método Battelle neste procedimento, verificou-se que a máxima velocidade da fratura deve ser de aproximadamente 60% da velocidade de descompressão do CO<sub>2</sub> a 550bar.

Nesta metodologia alternativa, o método HLP apresentou-se mais conservador do que o método Battelle.

4. Em virtude da pouca experiência na operação de dutos de CO<sub>2</sub>, especialmente a elevadas pressões, é recomendável que o uso em projeto das estimativas de tenacidade calculadas seja precedido de testes experimentais ou construção de protótipos.

## 6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.

- Curvas de descompressão de misturas de CO<sub>2</sub> em diferentes condições operacionais podem ser experimentalmente obtidas com exatidão, por exemplo, através de ensaios de tubo de choque. Os resultados destes ensaios forneceriam dados mais seguros para o projeto dos dutos.

- Ensaios de rompimento em escala real permitiriam validação dos modelos de propagação de fraturas para CO<sub>2</sub>.

- Cálculos de controle de fraturas propagantes devem ser repetidos para outros materiais que podem ser utilizados para transporte do CO<sub>2</sub>, tais como aços ao níquel para operação em baixas temperaturas. Para materiais com elevada tenacidade, outros parâmetros podem descrever com maior exatidão a propagação de fraturas dúcteis, como CTOA.

- Devido à complexa interação que ocorre durante a propagação de fraturas dúcteis em dutos de CO<sub>2</sub> das deformações plásticas do material do duto com o escoamento transiente do fluido e com os efeitos térmicos, o desenvolvimento de modelos numéricos pode fornecer diversas informações úteis para projetos.

- Nas condições em que não é viável a interrupção intrínseca da fratura propagante, podem ser propostos e detalhados projetos de *crack arrestors*.

## 7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.

- (AMARAL 2010) AMARAL, M., GRANGEIRO, A., BRANDÃO, C. **Avaliação de Equações de Estado para a Previsão de Propriedades de Gás Natural com Altos Teores de CO<sub>2</sub>**. Rio Oil & Gas Expo and Conference, Rio de Janeiro, 2010.
- (ANDREWS 2002) ANDREWS, R., PISTONE, V. **European Pipeline Research Group Studies on Ductile Crack Propagation on Gas Transmission Pipelines. From Charpy to Present Impact Testing**, European Structural Integrity Society, 30, p. 377-384, 2002.
- (ANDREWS 2003) ANDREWS, R., BATTE, A. **Developments in Fracture Control Technology for Gas Pipelines utilizing High Strength Steels**. 22<sup>nd</sup> World Gas Conference, Tokyo, 2003.
- (ANDREWS 2010) ANDREWS, R., HASWELL, J., COOPER, R. **Will fractures propagate in a leaking CO<sub>2</sub> pipeline?** The Journal of Pipeline Engineering, p. 277-287, Dezembro 2010.
- (API 1996) American Petroleum Institute. **API Recommended Practice 5L3 for Conducting Drop-Weight Tear Tests on Line Pipe**. 3<sup>a</sup> edição, Abril 1996.
- (API 2007) American Petroleum Institute. **ANSI/API Specification 5L - Specification for Line Pipe**. 44<sup>a</sup> ed, Outubro 2007.
- (ASME 2006) American Society of Mechanical Engineers. **ASME B31.4 - Pipeline transportation systems for liquid hydrocarbons and other liquids**. 2006.
- (ASTM 2006) American Society for Testing and Materials. **ASTM E1221: Standard Test Method for Determining Plane-Strain Crack Arrest Fracture Toughness, Kia, of Ferritic Steels**. 2006.
- (AS 2007) Australian Standard. **AS 2885: Pipeline – Gas and liquid petroleum. Part 1: Design and constructions**. 2007.
- (BERSTAD 2011) BERSTAD, T., et al. **CO<sub>2</sub> pipeline integrity: A new evaluation methodology**; Energy Procedia. V. 4. P. 3000-3007. 2011.
- (BOONE 1995) BOONE, P., MARKOV, V., VANSPEYBROECK, P. **Holographic Investigation of Brittle Crack Propagation in Plastic Pipes**. Optics and Lasers in Engineering, 24, p. 215-229, 1996.
- (BOTROS 2010) BOTROS, K., GEERLIGS, J., EIBER, R. **Measurement of Decompression Wave Speed in Rich Gas Mixtures at High Pressures (370bars) Using a Specialized Rupture Tube**. Journal of Pressure Vessel Technology, 132, Outubro 2010.
- (BRATFOS 2007) BRATFOS, H., et al. **Challenges to the pipeline transportation of dense CO<sub>2</sub>**. Global Pipeline Monthly. Julho 2007.

- (BUZZICHELLI 2000) BUZZICHELLI, G. **Designing against ductile fracture propagation in very high strength steel gas pipelines: a review.** Fracture Mechanics: Application and Challenges. 13<sup>th</sup> European Conference on Fracture, 26, p. 1-263, 2000.
- (CABRAL 1997) CABRAL, M., KIMBER, M. **Pipeline Fracture Experiences in Australia and North America.** APIA Symposium on Pipeline Fracture, Sydney, 1997. <<http://kimber.com.au/Kimber%20Papers/Pipeline%20Fracture%20Experience%20-%20Cabral%20and%20Kimber%201997.pdf>>. Acessado em 2 de fevereiro de 2011.
- (COSHAM 2004) COSHAM, A., HOPKINS, P. **The Pipeline Defect Assessment Manual – A Report to the PDAM Joint Industry Project.** 1<sup>a</sup> ed, Newcastle upon Tyne: Penspen Ltd, 2004.
- (COSHAM 2007) COSHAM, A., EIBER, R. **Fracture control in carbon dioxide pipelines.** The Journal of Pipeline Engineering. pp. 147-158. 2007.
- (COSHAM 2010) COSHAM, A., EIBER, R., CLARK, E. **GASDECOM: Carbon Dioxide and Other Components.** 8th International Pipeline Conference, Alberta. Outubro 2010.
- (COSHAM 2011) COSHAM, A. et al. **The decompression behaviour of CO<sub>2</sub> in the gas phase.** 2<sup>nd</sup> International Forum on the Transportation of CO<sub>2</sub> by Pipeline, Newcastle. Junho 2011.
- (CSA 1999) CANADIAN STANDARDS ASSOCIATION. **Oil and Gas Pipeline Systems – Z662-99.** Abril 1999.
- (DAMIÃO 2011) DAMIÃO, Alexandre A. **Experimentos da Compressão Supersônica em Túnel de Choque Hipersônico.** Dissertação. Instituto Tecnológico da Aeronáutica, 2011.
- (DEMOFONTI 1999) DEMOFONTI, G., MANNUCCI, G. **The Full Scale Burst Test Approach to Evaluate the Resistance to Ductile Fracture Propagation in Gas Pipelines.** International Symposium on Case Histories on Integrity and Failures in Industry, p. 489-499, 1999.
- (DNV 2007) DET NORSKE VERITAS. **Offshore Standard DNV-OS-F101 - Submarine Pipeline Systems.** Outubro 2007.
- (DNV 2010) DET NORSKE VERITAS. **Recommended Practice DNV-RP-J202 – Design and Operation of CO<sub>2</sub> Pipelines.** Abril 2010.
- (EAGLETON 1980) EAGLETON, H. **Transportation of carbon dioxide by pipeline.** 8th International Pipeline Technology Exhibition and Conference, Houston, p. 225-242, 1980.
- (EIBER 1993) EIBER, R., BUBENIK, T., MAXEY, W. **Fracture Control Technology for Natural Gas Pipelines**“. Battelle Memorial Institute, Catalog N° L51691, Falls Church, EUA: PRCI, 1993
- (FAWLEY 1985) FAWLEY, N. **Apparatus and Method of Arresting Ductile Fracture Propagation.** US Patent n° 4559974, 1985.
- (FEARNEHOUGH 1974) FEARNEHOUGH, G. **Fracture Propagation Control in Gas Pipelines: A Survey of Relevant Studies.** International Journal of Pressure Vessels & Piping, 2, p. 257-282, 1974.
- (FREED 1968) FREED, C. **A Comparison of Fracture Toughness Parameters for Titanium Alloys.** Engineering Fracture Mechanics, 1, p. 175-189, 1968.



- (FREUND 2007) FREUND, P., KÅRSTAD, O. **Keeping the lights on Fossil Fuels in the Century of Climate Change**". 1ª ed., Oslo: Universitetsforlaget, 2007.
- (FURLEY 2007) FURLEY, S., CARVALHO, L. **Requisitos de Projeto para um Carboduto**. Rio Pipeline Conference & Exposition, Rio de Janeiro, 2007.
- (GALE 2004) GALE, J., DAVISON, J. **Transmission of CO<sub>2</sub> – safety and economic considerations**. *Energy*, 20, p. 1319-1328, 2004.
- (GOMES 2005) GOMES, Paulo T. V. **Contribuições para melhoria das metodologias de avaliação de choque térmico pressurizado em vasos de pressão de reatores PWR**. Tese de doutorado. IPEN. 2005.
- (GOOS 2011) GOOS, E. et al. **Phase diagrams of CO<sub>2</sub> and CO<sub>2</sub>-N<sub>2</sub> gas mixtures and their application in compression processes**. *Energy Procedia*, 4, p. 3778-3785, 2011.
- (HASWELL 2010) HASWELL, J., BOOTHBY, P. **Pipeline design – Are current pipe Standards adequate?** 8th International Pipeline Conference, Alberta, Outubro 2010.
- (HIPPERT 2004) HIPPERT JR., Eduardo. **Investigação Experimental do Comportamento Dúctil de Aços API-X70 e Aplicação de Curvas de Resistência J-Δa para Previsão de Colapso em Dutos**. Tese. USP, 2004.
- (HORSLEY 2003) HORSLEY, D **Background to the use of CTOA for prediction of dynamic ductile fracture arrest in pipelines**. *Engineering Fracture Mechanics*, 70, p. 547-552, 2003.
- (HWANG 2006) HWANG, B et al. **Correlation of Crack-Tip Opening Angle for Stable Crack Propagation with Charpy and Drop-Weight Test Properties in High-Toughness API X70 Pipeline Steels**. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 37A, p. 371-380, 2006.
- (IPCC 2000) Intergovernmental Panel on Climate Change. **IPCC Special Report – Emission Scenarios – Summary for Policymakers**. 2000. Disponível em <http://www.ipcc.ch/pdf/special-reports/spm/sres-en.pdf>.
- (KING 1982a) KING, G. **Here are key design considerations for CO<sub>2</sub> pipelines**. *Oil & Gas Journal*, p. 219-222, Setembro 1982.
- (KING 1982b) KING, G. **Propagating fractures, pipe sizing probed for high-operating pressure CO<sub>2</sub> pipelines**. *Oil & Gas Journal*, p. 100-102, Outubro 1982.
- (KING 2010) KING, G., KUMAR, S. **How to select wall thickness, steel toughness, and operating pressure for long CO<sub>2</sub> pipelines**. *The Journal of Pipeline Engineering*, p. 253-263, Dezembro 2010.
- (KRAUSE 2010) KRAUSE, Philippe B. **Estudo de alternativas de transporte de CO<sub>2</sub> em dutos**. Dissertação. PUC-RJ, 2010.
- (LEIS 2003) LEIS, B., ZHU, X., FORTE, T., GLENN, B. **Design basis for fracture arrestors in gas transmission pipelines**. 14<sup>th</sup> Biennial Joint Technical Meeting on Pipeline Research, Berlin, 2003.
- (LEIS 2005) LEIS, B., et al. **Modelling Running Fracture in Pipelines – Past, Present, and Plausible Future Directions** 11<sup>th</sup> International Conference on Fracture. 2005. <<http://www.icf11.com/proceeding/EXTENDED/5757.pdf>>. Acessado em 12 de janeiro de 2010.

- (LI 2009) LI, H., YAN, J. **Evaluating cubic equations of state for calculation of vapor-liquid equilibrium of CO<sub>2</sub> and CO<sub>2</sub>-mixtures for CO<sub>2</sub> capture and storage processes.** *Applied Energy*, 86, p. 826-836, 2009.
- (MAHGEREFTEH 2010) MAHGEREFTEH, H., BROWN, S., ZHANG, P. **A dynamic boundary ductile-fracture propagation model for CO<sub>2</sub> pipelines.** *The Journal of Pipeline Engineering*, p. 265-276, Dezembro 2010.
- (MAKINO 2001) MAKINO, H., et al. **Study on the Propagating Shear Fracture in High Strength Line Pipes by Partial-gas Burst Test.** *ISIJ International*, 41, p. 788-794, 2001.
- (MAKINO 2008) MAKINO, H., TAKEUCHI, I., HIGUCHI, R. **Fracture Propagation and Arrest in High-Pressure Gas Transmission Pipeline by Ultra High Strength Line Pipes.** 7th International Pipeline Conference, Alberta, 2008.
- (MARSILI 1990) MARSILI, D., STEVICK, G. **Reducing the Risk of Ductile Fracture on the Canyon Reef Carriers CO<sub>2</sub> Pipeline.** *Society of Petroleum Engineers*, p. 311-319, 1990.
- (MAXEY 1975) MAXEY, W., KIEFNER, J., EIBER, R. **Ductile Fracture Arrest in Gas Pipelines - Contract NG-18. Report n° 100.** Catalog N° L32176e, PRCI, 1975.
- (MCGUIRE 1978) MCGUIRE, P., et al. **A Theoretical Model for Crack Propagation and Arrest in Pressurized Pipelines”.. – NG-18 Report n° 115.** PRCI, 1978.
- (MEYER 2010) MEYER, J. **Summary of Carbon Dioxide Enhanced Oil Recovery (CO<sub>2</sub>EOR) Injection Well Technology.** Relatório preparado para American Petroleum Institute (API). 2010. <http://www.api.org/environment-health-and-safety/environmental-performance/~media/D68DE1954B8E4905A961572B3D7A967A.ashx>. Acessado em 12 de janeiro de 2012.
- (MOHITPOUR 2012) MOHITPOUR, M., et al. **Pipeline Transportation of Carbon Dioxide Containing Impurities.** 1° ed., New York: ASME Press, 2012.
- (NEWMAN 2003) NEWMAN, J. et al. **A review of the CTOA/CTOD fracture criterion.** *Engineering Fracture Mechanics*, 70, p. 371-385. 2003.
- (O'DONOGHUE 1997) O'DONOGHUE, P., et al. **The development and validation of a dynamic fracture propagation model for gas transmission pipelines.** *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 70, p.11-25, 1997.
- (RACE 2006) RACE, J. **Designing a Safe Carbon Dioxide Transport Infrastructure for the UK**”. Apresentação em “The Carbon Capture and Storage Association”, 24 de julho de 2006.
- (RACE 2007) RACE, J., SEEVAM, P., DOWNIE, M. **Challenges for Offshore Transport of Anthropogenic Carbon Dioxide.** 26<sup>th</sup> International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, San Diego, 2007.
- (RUDLAND 2007) RUDLAND, D., et al. **First Major Improvements to the Two-Curve Ductile Fracture Model – Part I Main Body.** Emc<sup>2</sup> project number 03-G78-01, PRCI, 2007.
- (SCHINDLER 2010) SCHINDLER, H. **Prediction of Rapid Ductile Crack Extension and Arrest by an Analytical Approach.** 8th International Pipeline Conference, Alberta, 2010.
- (SEEVAM 2007) SEEVAM, P., RACE, J., DOWNIE, M. **Carbon dioxide pipelines for sequestration in the UK: an engineering gap analysis.** *Global Pipeline Monthly*, p. 1-15, 2007.

- (SEEVAM 2008) SEEVAM, P., et al. **Transporting the Next Generation of CO<sub>2</sub> for Carbon Capture and Storage: The Impact of Impurities on Supercritical CO<sub>2</sub> Pipelines**. 7<sup>th</sup> International Pipeline Conference, Calgary, 2008.
- (STEENEVELDT 2006) STEENEVELDT, R., BERGER, B., TORP, T.A. **CO<sub>2</sub> Capture and Storage – Closing the Knowing-Doing Gap**. Chemical Engineering Research and Design 84.A9, p. 739-763, 2006.
- (TAKEUCHI 2006) TAKEUCHI, I., et al. **Crack arrestability of high-pressure gas pipelines by X100 or X120**. 23<sup>rd</sup> World Gas Conference, Amsterdam, 2006.
- (TELLES 2008) TELLES, P.C.S. **Tubulações Industriais – Materiais, Projeto, Montagem**. 10<sup>a</sup> ed, Rio de Janeiro: LTC, 2008.
- (TORSELETTI 2011) TORSELETTI, E., VITALI, L., BRUSCHI, R. **Design criteria vs. line pipe requirements for offshore pipelines**. <<http://www.advancepipeliner.com/Resources/Pipeline/wallthickness/192.pdf>>. Acessado em 2 de fevereiro de 2011.
- (WILKOWSKI 1980) WILKOWSKI, G., MAXEY, W., EIBER, R. **Use of the DWTT Energy for Predicting Ductile Fracture Behavior in Controlled-Rolled Steel Line Pipes**. Canadian Metallurgical Quarterly, 19, p. 59-77, 1980.
- (YANG 2008) YANG, X., et al. **Dynamic fracture study by an experiment/simulation method for rich gas transmission X80 steel pipelines**. Engineering Fracture Mechanics, 75, p. 5018-5028, 2008.
- (YOKOYAMA 1988) YOKOYAMA, C., et al. **Bubble-point pressures of the H<sub>2</sub>-CO-CO<sub>2</sub> System**. Fluid Phase Equilibria, 39, p. 101-110, 1988.
- (ZHANG 2006) ZHANG, Z., et al. **Optimization of pipeline transport for CO<sub>2</sub> sequestration**. Energy Conversion & Management, 47, p. 702-715, 2006.

## ANEXO A

### EFEITOS DE IMPUREZAS NA DESCOMPRESSÃO DO CO<sub>2</sub>

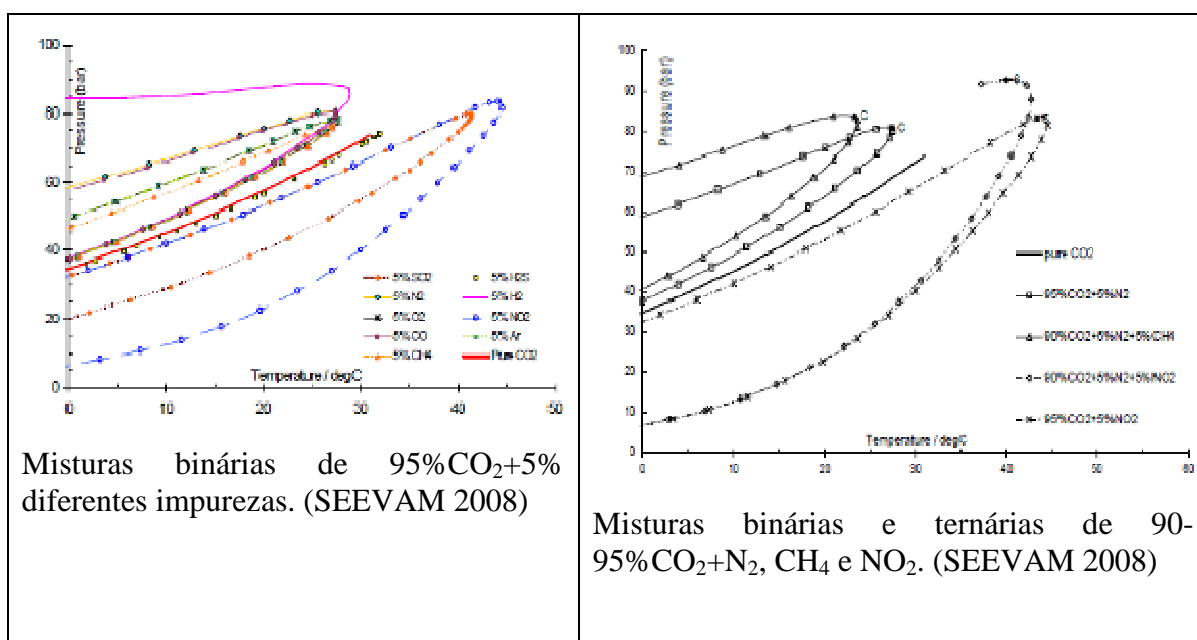
Nas Tabelas A.1 e A.3 são mostrados diagramas de fases para diferentes misturas de CO<sub>2</sub>, modelados segundo a equação-de-estado PR em (SEEVAM 2007) e (SEEVAM 2008).

Em (COSHAM 2010), Tabela A.3, são mostrados diagramas de fase para misturas binárias de CO<sub>2</sub> com as impurezas H<sub>2</sub>, N<sub>2</sub>, CO, Ar, O<sub>2</sub> e CH<sub>4</sub> segundo a equação-de-estado GERG-2004. Em (GOOS 2011), através desta mesma equação, obtiveram-se os diagramas de misturas binárias CO<sub>2</sub>-N<sub>2</sub>, mostrados na Tabela A.5.

Em (YOKOYAMA 1988), Figura A.1, são mostradas as curvas de ponto-de-bolha de misturas ternárias CO<sub>2</sub>-CO-H<sub>2</sub> obtidas experimentalmente.

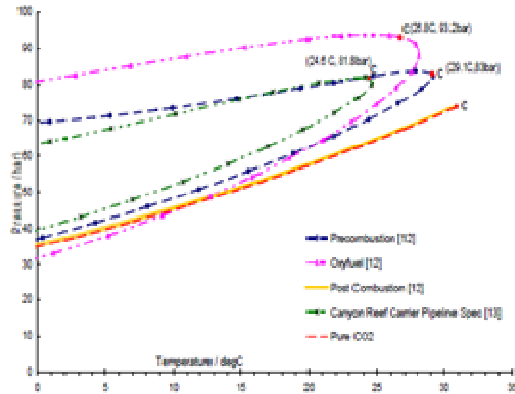
Em (LI 2009), Tabela A.6, são mostrados diagramas de equilíbrio líquido-vapor para misturas binárias CO<sub>2</sub>+CH<sub>4</sub>, O<sub>2</sub>, H<sub>2</sub>S e SO<sub>2</sub>, com ampla variação do teor de CO<sub>2</sub>. Estão dispostos dados obtidos através de diferentes equações-de-estado.

Tabela A.1. Diagramas de fase de misturas de CO<sub>2</sub> segundo (SEEVAM 2008)



Misturas binárias de 95% CO<sub>2</sub>+5% diferentes impurezas. (SEEVAM 2008)

Misturas binárias e ternárias de 90-95% CO<sub>2</sub>+N<sub>2</sub>, CH<sub>4</sub> e NO<sub>2</sub>. (SEEVAM 2008)



Misturas complexas de CO<sub>2</sub>. (SEEVAM 2008) Composições mostradas na Tabela A.2.

Tabela A.2. Composições de misturas complexas de CO<sub>2</sub>.

	Pré-combustão	Oxicombustível	Pós-combustão	Duto Canyon Reef Carriers
CO <sub>2</sub>	>99%	>95,6%	>90%	95%
CH <sub>4</sub>	<100ppm	<350ppm	0	5%
N <sub>2</sub>	<0,17%	<0,6%	<7%	<0,5%
H <sub>2</sub> S	Traços	<3,4%	Traços	100ppm
C2+	<100ppm	<0,01%	0	-
CO	<10ppm	<0,4%	Traços	-
O <sub>2</sub>	<0,01%	Traços	<3%	-
NO <sub>x</sub>	<50ppm	0	<0,25%	-
SO <sub>x</sub>	<10ppm	0	<2,5%	-
H <sub>2</sub>	Traços	<3%	Traços	-
Ar	Traços	<0,05%	<5%	-
H <sub>2</sub> O	-	-	-	50ppm

Tabela A.3. Diagramas de fase de misturas de CO<sub>2</sub> segundo (SEEVAM 2007) e (COSHAM 2010)

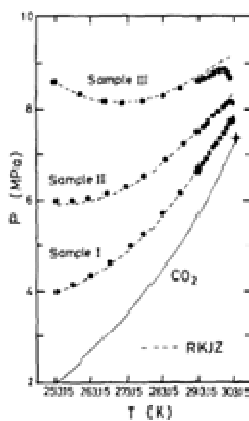
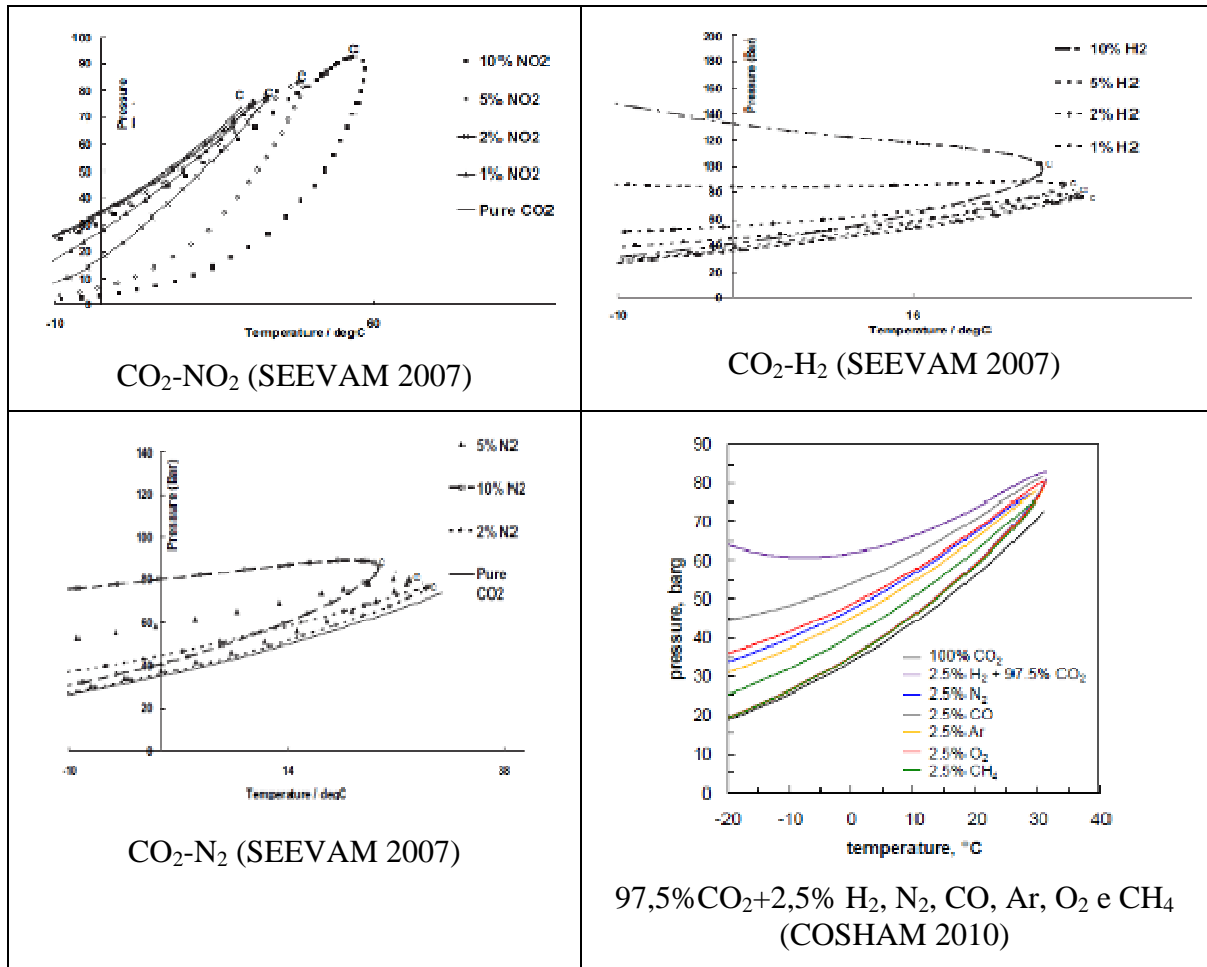


Figura A.1. Curvas de ponto-de-bolha para o sistema CO<sub>2</sub>-H<sub>2</sub>-CO, com as composições das amostras dispostos na Tabela A.4. (YOKOYAMA 1988)

Tabela A.4. Frações molares das amostras utilizadas na Figura A.1.

	H <sub>2</sub>	CO	CO <sub>2</sub>
<b>Amostra I</b>	0,0097	0,0007	0,9896
<b>Amostra II</b>	0,0191	0,0015	0,9794
<b>Amostra III</b>	0,0320	0,0025	0,9655

Tabela A.5. Diagramas de fase de misturas CO<sub>2</sub>-N<sub>2</sub> segundo (GOOS 2011)

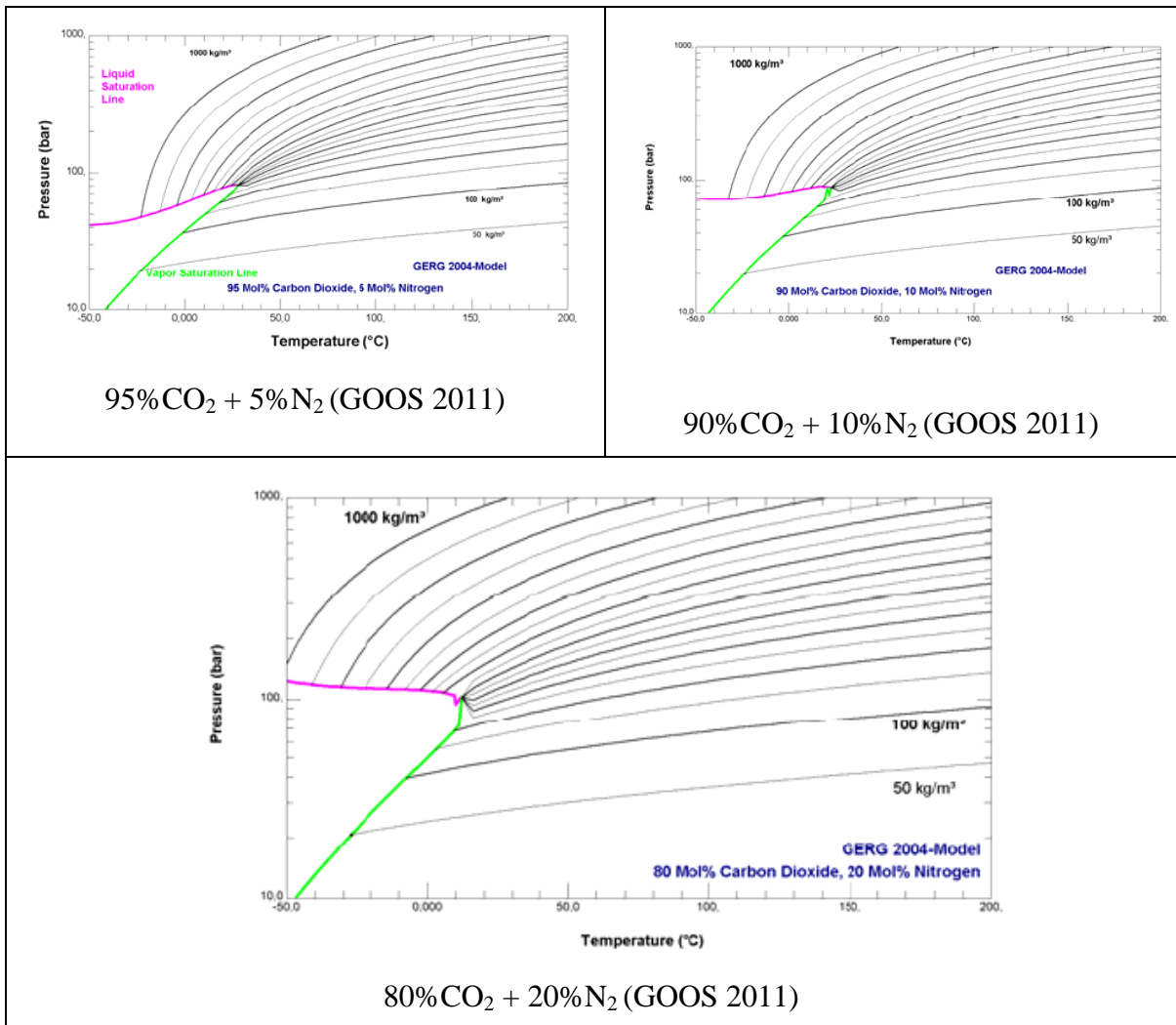
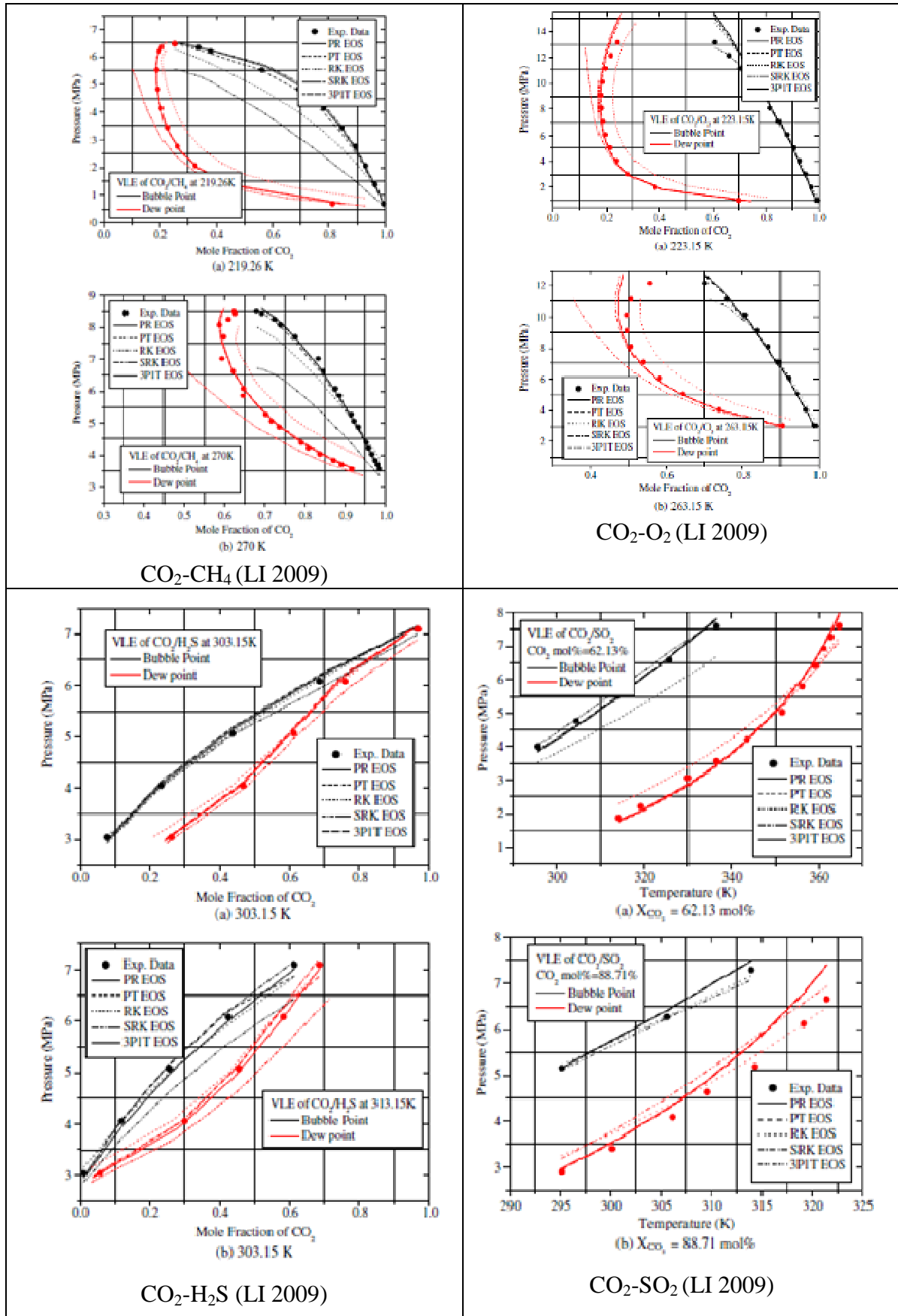


Tabela A.6. Pontos de orvalho e de bolha para misturas binárias de CO<sub>2</sub> segundo (LI 2009).





## ANEXO B

### DEDUÇÃO DA EQUAÇÃO DA TENSÃO INTERRUPTÃO DA FRATURA DÚCTIL

Será apresentada a seguir a dedução da expressão da tensão de interrupção da fratura para um defeito longitudinal passante em um cilindro com pressão interna, desenvolvido pelo Instituto Battelle (**Equação 4**).

Próximo da interrupção da fratura, a mesma possui baixa velocidade. Nesta condição, a propagação da fratura pode ser tratada como um fenômeno estático, e critérios de controle de iniciação da fratura podem ser adotados. (EIBER 1993),

Havendo uma trinca passante em uma tubulação pressurizada, ocorre elevação local das tensões nas extremidades da trinca. Se a pressão for suficientemente elevada, o nível de tensões na ponta da trinca pode exceder um valor crítico, e a trinca começará a crescer, podendo provocar a ruptura da tubulação. O critério de fratura para uma chapa plana de material frágil e largura infinita, sujeita à tensão trativa  $\sigma_h$  e contendo uma trinca de comprimento  $2c$  é dado por:

$$K_c^2 = \pi \cdot c \cdot \sigma_h \quad (\text{Equação B.1})$$

sendo  $K_c$ : fator de intensidade de tensões em estado de tensão plana ou tenacidade para iniciação da fratura (em  $\text{MPa} \cdot \text{mm}^{1/2}$ ).

Para aplicação da **Equação B.1** às tubulações de material dúctil, três modificações devem ser feitas:

a) Utiliza-se o modelo de Dugdale para descrever a plasticidade na ponta da trinca, que se verifica nos materiais de elevada tenacidade típicos das tubulações. A **Equação B.1** é transformada então em:

$$K_c^2 = \frac{8c\sigma_y^2}{\pi} \operatorname{Insec}\left(\frac{\pi\sigma_h}{2Y}\right) \quad (\text{Equação B.2})$$

sendo Y: limite de escoamento do material (MPa).

b) Substitui-se a tensão de escoamento Y pela tensão de fluxo  $\sigma_f (=Y + 68,95\text{MPa})$ , de modo a considerar o encruamento de materiais com comportamento elasto-plástico. A **Equação B.2** passa a ser então:

$$K_c^2 = \frac{8c\sigma_y^2}{\pi} \operatorname{Insec}\left(\frac{\pi\sigma_h}{2\sigma_f}\right) \quad \text{(Equação B.3)}$$

c) Adiciona-se o fator de Folias ( $M_T$ ) para descrever a elevação do fator de intensidade de tensões na ponta da trinca que se verifica em um corpo cilíndrico em comparação com uma chapa plana. Obtém-se a **Equação B.4**, que define, em um determinado nível de pressão atuante, (i) para uma dada tenacidade, o limite entre defeitos passantes que começarão a propagar, provocando o rompimento da tubulação, daqueles que não propagarão, provocando apenas vazamento ou (ii) para dadas dimensões de trinca, a tenacidade necessária para resistir à propagação da trinca.

$$K_c^2 = \frac{8c\sigma_y^2}{\pi} \operatorname{Insec}\left(\frac{\pi.M_T.\sigma_h}{2\sigma_f}\right) \quad \text{(Equação B.4)}$$

Existem diversas expressões para o fator de Folias ( $M_T$ ). A expressão originalmente desenvolvida pelo Instituto Battelle, disposta em (EIBER 1993), está mostrada a seguir. Em (HIPPERT 2004) mencionam-se outras aproximações para este fator.

$$M_T = \sqrt{1 + 1,255\left(\frac{c^2}{Rt}\right) - 0,0135\left(\frac{c^4}{(Rt)^2}\right)} \quad \text{(Equação B.5)}$$

sendo:

- R: raio externo da tubulação (mm)
- t: espessura de parede da tubulação (mm)
- c: meio-comprimento da trinca passante (mm)

A comparação de resultados de dezenas de ensaios de rompimento em escala real executados nos anos 1960 e 1970 com dados de ensaios Charpy permitiu constatar que a

tenacidade para iniciação da fratura apresenta uma relação linear com energia Charpy por unidade de área. A relação experimentalmente obtida foi:

$$K_c^2 = \frac{1000K_v E}{A} \quad \text{(Equação B.6)}$$

sendo:

- $K_v$ : energia Charpy de patamar superior do material (J)
- $E$ : módulo de elasticidade do material (MPa)
- $A$ : área do ligamento do corpo-de-prova Charpy ( $\text{mm}^2$ )

Aplicando-se a relação da **Equação B.6** na **Equação B.4**, obtém-se a equação a seguir. Como esta equação descreve o início da propagação (ou alternativamente, a interrupção da fratura), a tensão atuante na falha ( $\sigma_h$ ) foi substituída por  $\sigma_a$ , que é a tensão de interrupção da fratura.

$$\frac{1000K_v E}{A} = \frac{8c\sigma_y^2}{\pi} \operatorname{Insec}\left(\frac{\pi.M_T.\sigma_a}{2\sigma_f}\right) \quad \text{(Equação B.7)}$$

Isolando-se a tensão de interrupção, obtém-se a seguinte expressão:

$$\sigma_a = \frac{2\sigma_f}{M_T\pi} \arccos\left[\exp\left(-\frac{1000.K_v.E\pi}{8Ac.\sigma_f^2}\right)\right] \quad \text{(Equação B.8)}$$

Assume-se que uma trinca muito longa comporta-se como se seu comprimento fosse constante e menor que o valor real. Este valor virtual de comprimento de trinca é o utilizado na **Equação B.8**. O valor de “c” utilizado nesta equação refere-se a um meio-comprimento obtido de tal maneira que os valores da tensão de interrupção estimados pela equação sejam iguais aos valores experimentalmente medidos. Verificou-se através deste ajuste que o meio-comprimento efetivo “c” é igual a  $3(R.t)^{1/2}$ . O fator de Folias correspondente é igual a 3,33. Utilizando-se estes valores, obtém-se a **Equação B.9**, que é igual à **Equação 4**:

$$\sigma_a = \frac{2\sigma_f}{3,33\pi} \arccos\left[\exp\left(-\frac{1000(K_v/A).E.\pi}{24.\sigma_f^2.\sqrt{R.t}}\right)\right] \quad \text{(Equação B.9)}$$