

## 2

### Revisão Teórica

#### 2.1

##### Introdução

Alguns métodos para a avaliação da resistência dos dutos são apresentados neste capítulo. Formulações gerais da resistência dos materiais são apresentadas, sem levar em conta a corrosão nos dutos. Também são apresentados os métodos analíticos semi-empíricos usados para a avaliação da resistência residual dos dutos corroídos. Finalmente, são apresentados o método MTI desenvolvido recentemente [8, 18] e o novo método MLOR.

#### 2.2

##### Integridade Estrutural dos Dutos

Embora dutos apresentem boas características para utilização no transporte de petróleo e seus derivados, eles estão sujeitos a agressões ou defeitos ao longo de sua vida útil, sejam eles de projeto, de fabricação, de ação de terceiros, de envelhecimento natural ou mesmo decorrentes de produtos corrosivos. Falhas e defeitos encontrados devem ser avaliados e acompanhados de forma adequada e confiável. Dependendo do nível e evolução do defeito, torna-se necessária a redução da pressão de operação para posterior manutenção do trecho corroído, ou até mesmo a substituição total desse trecho [19]. As maiores causas de falhas em dutos de óleo e gás nos EUA são devidas a fatores externos (danos provocados pela ação de terceiros) seguidos de falhas devido à corrosão [22]. Na Figura 1 é ilustrado um caso de corrosão num duto de aço.



Figura 1: Duto de aço com corrosão.

## 2.3

### Definição e Tipos de Defeitos de Corrosão

Os principais defeitos de corrosão encontrados em dutos podem ser agrupados em categorias de acordo com suas causas ou formas. A Figura 2 mostra agrupamento segundo o site do Portal da Galvanização. As formas principais de corrosão em dutos são:

- **Corrosão generalizada ou uniforme:** perda uniforme ou gradual da espessura de parede do duto ao longo de uma extensa área.
- **Corrosão alveolar:** corrosão localizada, com grande largura e comprimento que pode ocorrer de forma isolada ou sob a forma de colônias.
- **Corrosão por “pite”:** corrosão localizada que difere da alveolar porque os pites são de pequena largura ou comprimento, geralmente menores que a espessura do tubo .
- **Trincamento sob tensão em meio corrosivo:** ocorre quando um material, submetido a tensões de tração (aplicadas ou residuais), é colocado em contato com um meio corrosivo específico. A Figura 2 ilustra alguns exemplos de defeitos de corrosão sob tensão comumente encontrados em dutos.
- **Fissuração por Hidrogênio:** ocorre quando o hidrogênio migra para o interior do material e acumula-se em vazios e/ou defeitos microestruturais existentes, provocando falha a baixos níveis de tensão.

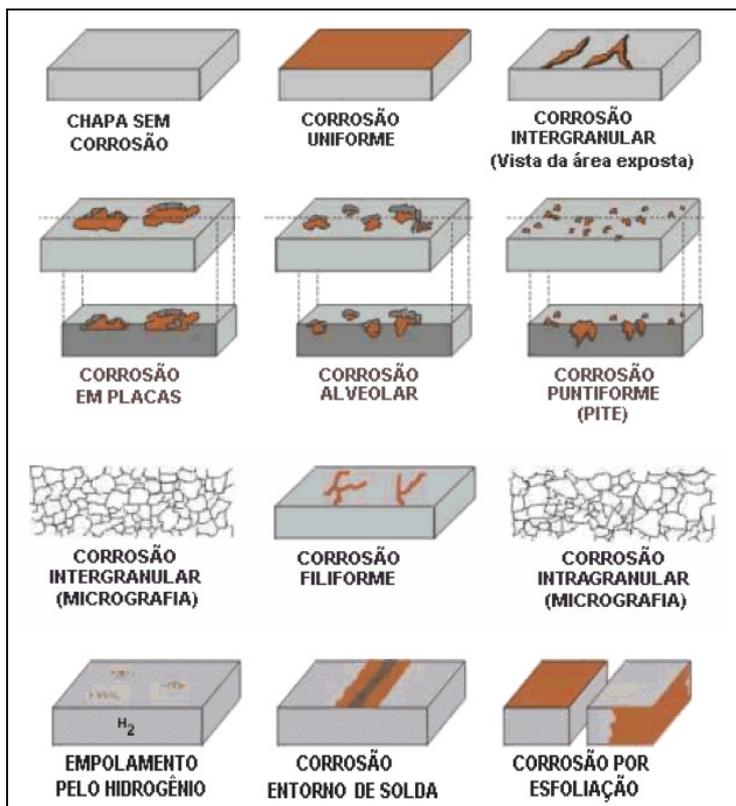


Figura 2: Exemplos de tipos de defeitos de corrosão (fonte: <http://www.portaldagalvanizacao.com.br/corrosao.asp> - novembro/2010)

### 2.3.1

#### Interação de Defeitos e seus Tipos

No grupo de defeitos de corrosão alveolar ou pitiforme, foco desta dissertação, cada defeito introduz perturbações às distribuições de tensões e deformações causadas pela pressão interna ou outros carregamentos aos quais a estrutura (duto) está localmente sujeita. No entanto, estas perturbações não são restritas somente à área da perda de espessura e influenciam toda a região próxima do defeito, chamada de área de influência do defeito. Quando existe uma sobreposição das áreas de influência de defeitos, a pressão de falha do duto pode ser menor do que seria se eles estivessem mais afastados, atuando individualmente. Nesta situação diz-se que os defeitos interagem formando uma colônia ou grupo de defeitos e que agora a redução da resistência à pressão do duto será causada pelo efeito combinado dos defeitos.

Três tipos básicos de interação entre defeitos de corrosão foram definidos por Kiefner e Vieth (1990)[21]:

A interação **Tipo 1** é encontrada em grupos de defeitos onde os mesmos estão separados circunferencialmente, mas seus perfis se sobrepõem quando projetados no plano longitudinal do duto. Um exemplo de interação tipo 1 se apresenta na Figura 3.



Figura 3: Interação de defeitos Tipo 1

A interação **Tipo 2** ocorre em casos onde os perfis dos defeitos de corrosão estão alinhados longitudinalmente e são separados por uma área íntegra de material. A Figura 4 mostra um exemplo deste tipo.

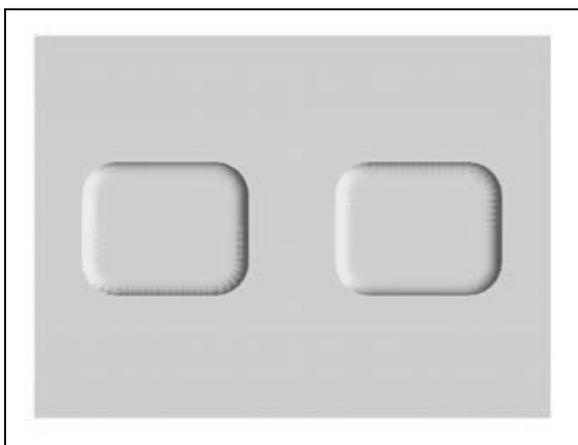


Figura 4: Interação de defeitos Tipo 2

A interação Tipo 3 é encontrada nos casos onde os grupos de defeitos são compostos por defeitos de corrosão profundos, situados dentro de um defeito de

corrosão com menor perda de espessura. A Figura 5 apresenta um exemplo da interação Tipo 3. Esta mesma figura também mostra exemplos de interações Tipo 1 e Tipo 2.

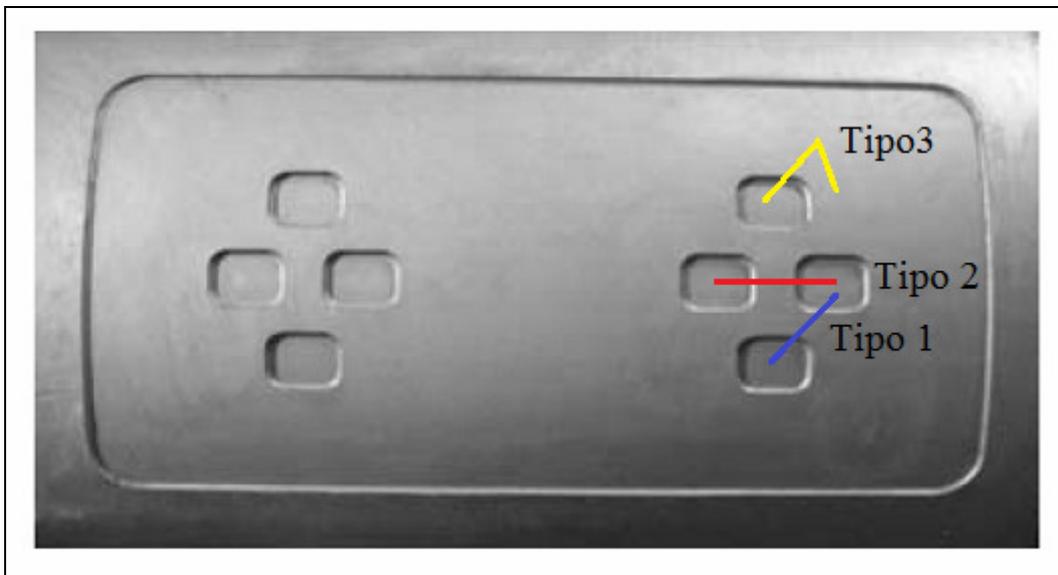


Figura 5: Interação de defeitos Tipo 1, 2 e 3

Geralmente os defeitos encontrados nas colônias de corrosão reais tem interações que são combinações dos Tipos 1, 2 e 3 tal como mostrado na Figura 5. Nestes casos é dito que a colônia de defeitos de corrosão tem uma interação **Mista**.

A Figura 6 apresenta um exemplo de uma colônia onde a interação é uma combinação das interações de Tipo 1 e 2.

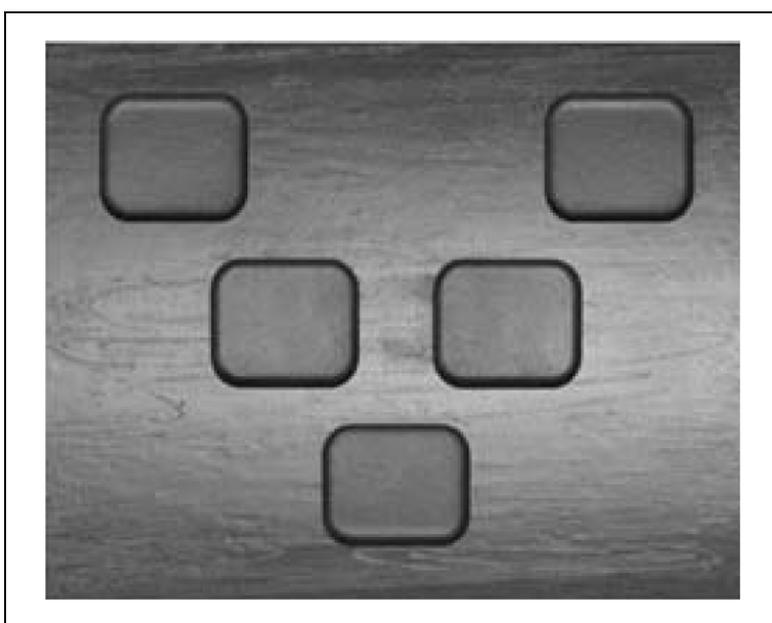


Figura 6: Exemplo da interação Mista

## 2.4

### Avaliação de Defeitos por Níveis de Complexidade

Dependendo do método de cálculo escolhido, a avaliação da resistência residual do duto corroído poderá se tornar relativamente simples, extremamente sofisticada ou até mesmo inviável do ponto de vista econômico.

Uma boa prática é avaliar os defeitos em níveis crescentes de complexidade de análise. O método a ser usado depende do objetivo da avaliação, do tipo de defeito, das condições de carregamento e da qualidade de dados disponível.

Cosham & Hopkins (2001) [22] propuseram no “The Pipeline Defect Assessment Manual (PDAM)” a avaliação de defeitos por níveis de complexidade, que pode ser aplicado para defeitos de corrosão. A seguir resume-se os cinco diferentes níveis de avaliação de defeitos e seus respectivos dados necessários, segundo apresentou Souza RD (2003) [3].

**Nível 1:** normas internas de empresas operadoras ou regras práticas para aprovar ou reprovar defeitos de corrosão com informações apenas do tipo do defeito e dimensões.

**Nível 2:** neste nível de análise, utiliza-se os métodos de fácil aplicação e que em muitas situações podem apresentar resultados excessivamente conservadores. Podem ser citados alguns métodos como o ASME B31.G, RSTRENG 0,85dL, RPA, DNV RP-F101 (para defeitos isolados) e BS-7910 (para defeitos isolados). Para aplicar estes métodos, é preciso conhecer o comprimento e a maior profundidade do defeito. Além disso, é necessário conhecer o grau do aço, o diâmetro e a espessura do duto.

**Nível 3:** neste nível de análise, além dos dados até agora citados, também é necessário conhecer o perfil de corrosão do defeito. Os principais métodos que podem ser aplicados neste nível são o “Effective Area” e o DNV RP-F101 (para defeitos de geometria complexa), entre outros. Existem programas comerciais restritos para uso das companhias que permitem aplicar facilmente estes métodos cuja maior dificuldade é a obtenção do perfil de corrosão do defeito. Neste nível

de classificação proposto por Cosham & Hopkins (2001) [22], também pode ser incluída a norma BS 7910 (para defeitos que interagem), a qual requer o conhecimento do espaçamento axial e angular entre os defeitos e as larguras dos mesmos.

**Nível 4:** este nível consiste em realizar análise não-linear de elementos finitos ou executar testes experimentais em escala real para o problema. A utilização do método dos elementos finitos, além de depender de pessoal extremamente qualificado, exige muito tempo no processo de modelagem e determinação da solução do problema. Reproduzir o defeito em escala real e realizar testes destrutivos é também uma alternativa viável, embora demande bastante tempo, pessoal qualificado e aparelhagem adequada.

**Nível 5:** neste nível, a análise requer mais dados do duto em relação aos demais métodos. É necessário ter a distribuição estatística da geometria (defeito e duto), das propriedades do material para quantificar as incertezas embutidas na avaliação e, quando conjugadas com a análise de risco, subsidiar a tomada de decisão em aceitar ou não um defeito.

Geralmente a avaliação dos defeitos é conduzida até o nível 3. Caso o defeito seja reprovado até este ponto, é necessário a utilização de métodos mais sofisticados de avaliação do defeito (nível 4 ou nível 5), a redução da pressão de operação ou, em último caso, o reparo do duto.

A possibilidade de se avaliar os defeitos de corrosão com mais de um tipo de método é bastante grande e poderá ser uma ferramenta poderosa para que haja uma redução no número de reparos desnecessários resultando, portanto, numa imensa economia de recursos financeiros, sem comprometer a segurança do duto.

## 2.5

### Métodos Analíticos Semi-Empíricos

#### 2.5.1

##### Introdução

Os métodos analíticos semi-empíricos utilizados para previsão das pressões de ruptura de dutos que contêm defeitos de corrosão de Nível 1 são baseados em equações da mecânica da fratura, em ensaios experimentais até a ruptura dos dutos, e ultimamente, em simulações de elementos finitos. O método B31G [4] é pioneiro na avaliação dos dutos corroídos desde o início da década de 70, possuindo ampla tradição de uso em campo devido ao seu conservadorismo. Segundo este método, um duto com defeito de corrosão com a relação  $(d/t)$  maior que 0,8 (profundidade do defeito maior que 80% da espessura da parede do duto) deve ser reparado ou substituído. Se a relação  $(d/t)$  for menor que 0,1, o duto pode continuar operando normalmente; para as condições intermediárias deve ser utilizado o método B31G para avaliação.

O conservadorismo do método B31G é reconhecido como excessivo para defeitos de corrosão longos a partir de um comprimento do defeito  $L > \sqrt{20Dt}$ , onde  $D$  é o diâmetro e  $(t)$  é a espessura da parede do duto. Isto traz prejuízos econômicos pelo reparo, substituição de dutos ainda em condição de operação ou redução na pressão de operação. Nesse sentido, o método B31G foi modificado posteriormente por Kiefner et al. (1989) [5] para formar o método 085dL ou B31G Modificado. Segundo Benjamin e Andrade (2003) [12], o método 085dL é recomendado quando o material do duto não possuir o limite mínimo de tenacidade para poder-se utilizar o método DNV RP-F101. No entanto, o método 085dL não foi amplamente utilizado por muitas vezes apresentar resultados contra a segurança para defeitos uniformes longos e profundos. Por esta razão foi modificado por Benjamin e Andrade [12] para criar o método RPA ou 085dL modificado.

O método DNV RP-F101 se aplica aos materiais de aço carbono com tenacidade alta. Os seguintes tipos de defeitos de corrosão em dutos podem ser avaliadas usando o método DNV RP-F101[6]: corrosão interna no material de base, corrosão externa no material base, corrosão na costura das soldas e colônias defeitos de corrosão interagindo. O método DNV RP-F101 leva vantagem sobre os outros três métodos por considerar o limite de ruptura ( $S_u$ ) em sua formulação. O procedimento DNV RP-F101 é o único dos procedimentos apresentados que não classifica a corrosão em relação ao seu comprimento, como curto ou longo; sua formulação é única. A largura dos defeitos de corrosão para o caso de pressão interna, não influi muito nos resultados e é desconsiderada por todos os métodos. Esta largura tem alguma influência e é considerada pelo procedimento DNV RP-F101 quando entra o carregamento de compressão.

Não será considerado neste trabalho o fator de projeto, aplicado para o cálculo da pressão de trabalho admissível ( $p_d$ ) para o duto com defeito de corrosão (ver expressão (2.5.a)). Segundo a nomenclatura do ASME B31.8, o fator de projeto é constituído pelo produto de três parâmetros como se apresenta na equação (2.5.b). Apenas a pressão de falha para os dutos corroídos ( $p_f$ ) de acordo com cada método analítico é objetivo do presente estudo.

$$p_d = p_f \cdot (\text{fator de projeto}) \quad (2.5.a)$$

$$\text{fator de projeto} = F.E.T, \quad (2.5.b)$$

onde F é o fator de projeto, E é fator longitudinal de junta de solda e, T é fator redutor devido à temperatura.

## 2.5.2

### Tensões Atuantes Numa Casca Fina Submetida à Pressão Interna

#### 2.5.2.1 Tensões Atuantes em Dutos sem Defeitos de Corrosão

O método analítico possui uma formulação básica geral para carregamento de pressão interna constante que será apresentada a seguir.

Os tubos cilíndricos de parede fina são bastante usados no transporte e armazenamento de líquidos e gases assim como para vasos de pressão. As tensões que se desenvolvem nestas estruturas devido às pressões internas do líquido ou gás contido no seu interior serão apresentadas nesta seção.

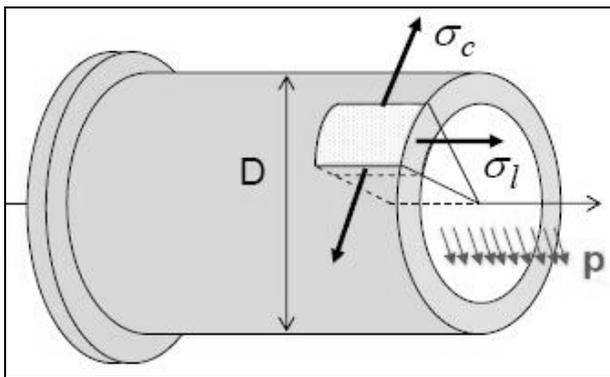


Figura 7: Vaso de pressão submetido à pressão interna (Fonte: Freire J.L.F)

Para este caso, a distribuição de tensões através da espessura não varia significativamente, e será assumida como sendo uniforme ou constante. Obtém-se uma solução aproximada suficientemente exata a partir das seguintes equações de equilíbrio [23]:

- a) Equilíbrio axial;
- b) Equilíbrio circunferencial.

Sabe-se que em um vaso de pressão cilíndrico, livre de defeitos, sem alterações de geometria e com paredes consideradas finas, como se mostra na Figura 7, se a relação entre o diâmetro externo  $D$  e a espessura do tubo  $t$  é

$\frac{D}{t} > 20$  o tubo é de **paredes finas**, atuam tensões circunferenciais  $\sigma_C$  e longitudinais  $\sigma_L$ :

$$\sigma_C \cong \frac{p \cdot D}{2 \cdot t}, \quad (2.5.1)$$

$$\sigma_L \cong \frac{p \cdot D}{4 \cdot t}, \quad (2.5.2a)$$

onde,  $p$  é a pressão interna,  $D$  é o diâmetro externo e  $t$  é a espessura de parede do tubo.

Para um duto enterrado, usa-se a hipótese que a deformação longitudinal é contida pelo solo. Então a tensão longitudinal dependerá da tensão circunferencial e do coeficiente de Poisson  $\mu$ ; porque a deformação longitudinal  $\varepsilon_L = 0$  (ver Seção (2.7.3) caso de duto enterrado);

$$\sigma_L \cong \mu \cdot \sigma_C, \quad (2.5.2b)$$

### 2.5.2.2 Tensões Atuantes em Dutos com um Defeito de Corrosão

Usando-se o critério de Tresca e um fator de redistribuição de tensão  $1/C$  que envolve a geometria do defeito de um duto de paredes finas submetido apenas a pressão interna, pode-se relacionar a pressão que faz um duto falhar com a resistência à falha por colapso plástico da seguinte forma:

$$\sigma_C = \sigma_{Tresca},$$

$$\frac{p_f \cdot D}{2 \cdot t} \frac{1}{C} = S_{flow},$$

$$p_f = \frac{2t}{D} S_{flow} C, \quad (2.5.3)$$

onde  $D$  é o diâmetro (pode ser usando o externo ( $D_e = D$ ), ou interno ( $D_i = D - 2t$ ) o médio ( $D_m = D - t$ ). Por exemplo, o  $D_m$  é utilizado na equação da DNV RP-F101; A resistência ao colapso plástico é dada por  $S_{flow}$ , e tem um valor compreendido entre o limite de escoamento e a resistência à ruptura do material (ou limite à tração);  $p_f$  é a pressão de falha para o duto de parede fina com defeito de corrosão;  $C$  é o fator de resistência remanescente que depende da geometria do defeito. Na equação (2.5.3), tem-se três parcelas bem definidas: A primeira depende da geometria original do duto, sem defeito; a segunda depende da resistência considerada para o colapso plástico, e das propriedades mecânicas do material; a terceira depende da geometria do defeito e é dada pela equação (2.5.4):

$$C = \left( \frac{1 - \frac{A}{A_o}}{1 - \frac{A}{A_o M}} \right) \quad (2.5.4)$$

onde:

- $A$  parâmetro representativo da área longitudinal de perda de metal devido à corrosão;
- $A_o$  área longitudinal do duto sem corrosão;
- $M$  fator adimensional de forma de Folias que leva em conta o comprimento da corrosão, oriundo da Mecânica da Fratura e originalmente proposto por Folias e usado para corrosão em dutos por Kiefner.

logo:

$$p_f = \frac{2t}{D} S_{flow} \left( \frac{1 - \frac{A}{A_o}}{1 - \frac{A}{A_o M}} \right) \quad (2.5.5)$$

### 2.5.3

#### Métodos Tradicionais de Cálculo de Pressão de Falha

Todos os métodos semi-empíricos de nível 1 possuem uma formulação básica geral para a pressão de falha segundo as equações (2.5.6) e (2.5.7). Esta pressão é função do diâmetro  $D$ , da espessura da parede do tubo  $t$ , de uma tensão  $S_{flow}$  que varia de acordo com o método e com o tipo de material do duto, do comprimento  $L$ , da espessura da parede  $t$ , e da profundidade do defeito do tubo  $d$  conforme ilustrado pela Figura 8.

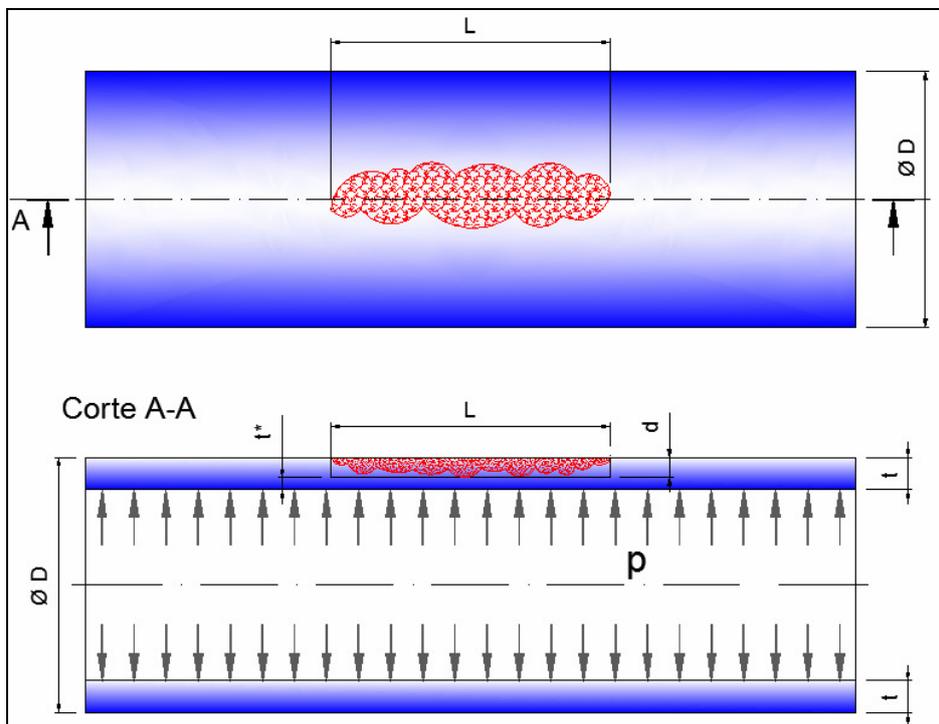


Figura 8: Vaso de pressão com um defeito base

$$p_f = p_o \cdot C \quad (2.5.6)$$

$$p_o = \frac{2t}{D} S_{flow} \quad (2.5.7)$$

onde:  $p_o$  pressão de falha estimada para o duto de parede fina sem corrosão;

$C$  fator de resistência remanescente causada pelo defeito de corrosão, e que será estimado de acordo com a geometria e com o método utilizado.

### 2.5.3.1 Método ASME B31G

Para o cálculo da pressão de falha do duto com um defeito individual de corrosão, o método ASME B31G [4] fornece:

$$p_f = \frac{2t}{D} S_{flow} \cdot C, \quad (2.5.8)$$

onde  $S_{flow} = 1.1SMYS$ , e  $SMYS$  é denominada a resistência ao escoamento mínima especificada, tradução do inglês, *specified minimum yield strength*.

O fator adimensional de forma de Folias (M) leva em conta o comprimento da corrosão (L),  $M = \sqrt{1 + 0.8 \frac{L^2}{D \cdot t}}$ , e é também chamado “*bulging factor*” ou fator de dilatação.

Para os chamados defeitos longos,  $L > \sqrt{20Dt}$ , o método considera que:

$$M \rightarrow \infty, \text{ logo: } C = \left(1 - \frac{d}{t}\right) \quad (2.5.9)$$

e para defeitos considerados curtos, onde  $L \leq \sqrt{20Dt}$ , tem-se:

$$C = \left( \frac{1 - \frac{2d}{3t}}{1 - \frac{2d}{3t \cdot M}} \right), \quad (2.5.10)$$

### 2.5.3.2 Método RSTRENG 085dL ou ASME B31G Modificado

Para este método tem-se que a pressão de falha do duto com um defeito individual de corrosão é [5]:

$$p_f = \frac{2t}{D} S_{flow} \cdot C, \quad (2.5.11)$$

onde  $S_{flow} = SMYS + 69MPa$ . O fator de redução de resistência causada pelo defeito de corrosão é calculado de duas formas, que dependem do comprimento  $L$  do defeito:

Para defeitos considerados longos,  $L > \sqrt{50Dt}$ , tem-se:

$$C = \left( \frac{1 - 0.85 \frac{d}{t}}{1 - 0.85 \frac{d}{t.M}} \right), \quad (2.5.12)$$

$$\text{onde } M = 3.3 + 0.032 \left( \frac{L^2}{D.t} \right),$$

e para defeitos considerados curtos, onde  $L \leq \sqrt{50Dt}$ , tem-se:

$$C = \left( \frac{1 - 0.85 \frac{d}{t}}{1 - 0.85 \frac{d}{t.M}} \right), \quad (2.5.13)$$

$$\text{onde } M = \sqrt{1 + 0.6275 \left( \frac{L^2}{D.t} \right) - 0.003375 \left( \frac{L^2}{D.t} \right)^2},$$

Sendo  $M$  o fator adimensional de forma de Folias que leva em conta o comprimento da corrosão.

### 2.5.3.3 Método DNV RP-F101 para Defeitos Únicos

O cálculo da pressão de falha do duto com um defeito individual, para o método DNV RPF-101 [6], fornece:

$$p_f = \frac{2t}{(D-t)} S_{flow} \cdot C, \quad (2.5.14)$$

onde  $S_{flow} = Su$  ou  $S_{flow} = SMTS$ ; sendo  $SMTS$  a resistência à tração mínima especificada e  $Su$  o limite de ruptura,

$$C = \left( \frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{t.M}} \right) \quad (2.5.15)$$

e onde  $M = \sqrt{1 + 0.31 \frac{L^2}{D.t}}$  é o fator adimensional de forma de Folias que leva em conta o comprimento da corrosão.

### 2.5.3.4 Análise Algébrica da Equação da DNV RP-F101

Como foi dito anteriormente, a equação DNV é a mais exata para o cálculo das pressões de falha, e tal como as equações anteriores, apresenta três parcelas bem definidas envolvendo a propriedade do material ( $Su$ ), a geometria do duto ( $D, t$ ) e a geometria de defeito ( $d, L$ ),

$$p = p_o \cdot C, \quad \text{ou} \quad p = S_u \frac{2t}{D-t} \left( \frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{t.M}} \right), \quad (2.5.16)$$

$$p_o = S_u \frac{2t}{D-t}, \quad (2.5.17)$$

A pressão de falha estimada para o duto de parede fina sem corrosão  $p_o$  é constante, porque a espessura  $t$ , o diâmetro  $D$  e o limite de ruptura  $S_u$  são constantes para um mesmo tubo. Logo, somente o fator de resistência remanescente  $C$  é uma função de duas variáveis, do fator  $\left(\frac{d}{t}\right)$  e do fator adimensional de forma de Folias  $M$ , que é função do comprimento do grupo de defeitos  $L$ . Assim tem-se:

$$M(L) = \sqrt{1 + 0.31 \frac{L^2}{D.t}}, \quad (2.5.18)$$

para o domínio:  $0 < L < \infty$  e faixa:  $1 < M(L) < \infty$ ,

$$C\left(\frac{d}{t}, M\right) = \left( \frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{t.M}} \right), \quad (2.5.19)$$

o fator de resistência remanescente  $C$  é função de duas variáveis  $\left(\frac{d}{t}\right)$  e  $M(L)$

logo:

(a) Para  $\left(\frac{d}{t}\right) = cte$  e  $0 < L < \infty$ .

$$\text{Se } L = 0, (M = 1) \rightarrow C\left(\frac{d}{t}, 1\right) = \left( \frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{t.1}} \right) = 1,$$

$$\text{Se } L = \infty, (M = \infty) \rightarrow C\left(\frac{d}{t}, \infty\right) = \left( \frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{t.\infty}} \right) = \left( \frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - 0} \right) = \left( 1 - \frac{d}{t} \right) = \frac{t^*}{t} \quad (2.5.20)$$

(b) Para  $M = cte$  e  $0 \leq \frac{d}{t} \leq 1$

$$\text{Se } \frac{d}{t} = 1 \rightarrow C(1, M) = \left( \frac{1-1}{1-\frac{1}{M}} \right) = 0,$$

$$\text{Se } \frac{d}{t} = 0 \rightarrow C(0, M) = \left( \frac{1-0}{1-\frac{0}{M}} \right) = 1$$

Com o auxílio do MATLAB, foram feitos os gráficos para os casos (a) e (b) apresentados acima do fator de resistência remanescente  $C$ .

A Figura 9 mostra a variação do fator de resistência remanescente  $C$ , em função do fator de forma de Folias  $M$ , para diferentes razões de espessura ( $d/t$ ). Para  $(d/t) = 0.01$  o fator de resistência remanescente está perto de 1. Segundo a equação (2.5.16) isso quer dizer que para uma perda de espessura baixa (1% da espessura) a pressão de falha esta perto da pressão  $p_o$  do duto sem corrosão.

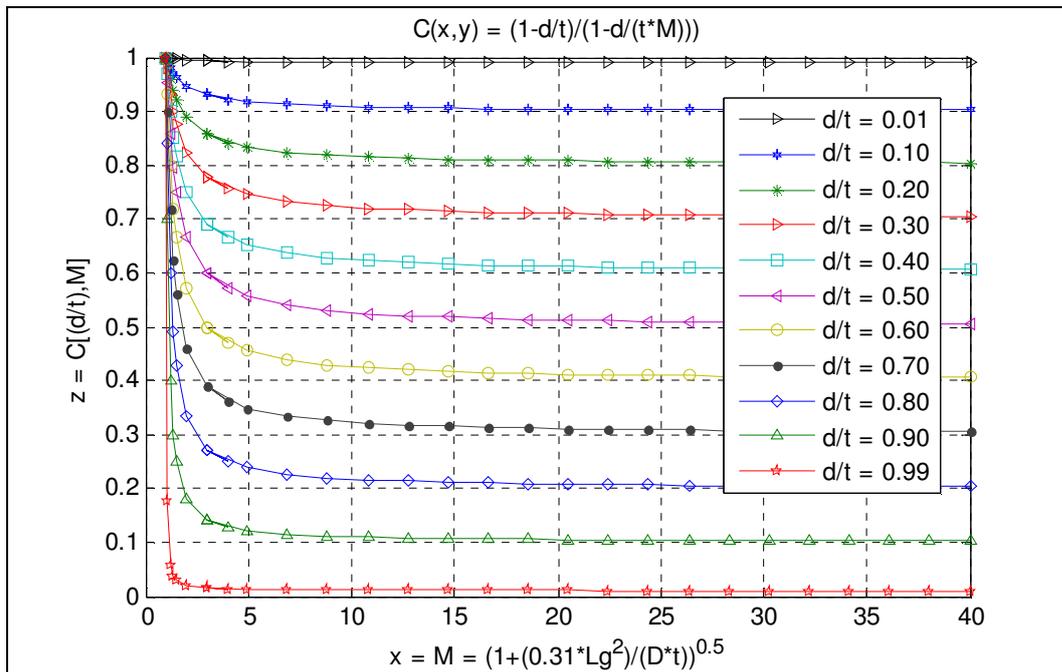


Figura 9: Fator de resistência remanescente ( $C$ ) vs fator de folias ( $M$ )

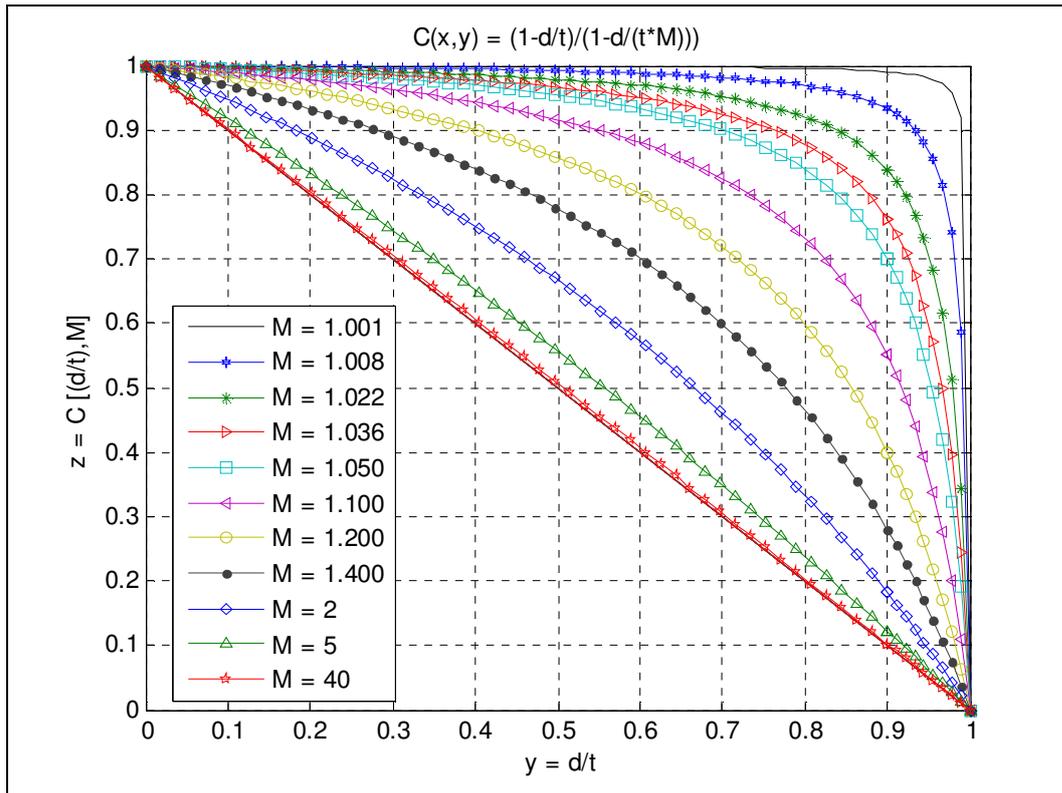


Figura 10: Fator de resistência remanescente (C) vs (d/t)

A Figura 10 apresenta a variação do fator de resistência remanescente  $C$  em função da razão de perda da espessura ( $d/t$ ) para diferentes valores do fator de forma de Folias  $M$ . Para valores de  $M$  maiores que 40, o fator de resistência remanescente  $C$  tem um comportamento quase linear com  $d/t$ , como mostrado na equação (2.5.20).

## 2.6

### Método Mixed Type of Interacting (MTI)

O método MTI proposto por Benjamin e Cunha (2007) [18, 24] tem como principal objetivo prever pressões de falha seguras, porém menos conservativas do que as dos métodos tradicionais, para colônias de defeitos. A proposta que o faz ser menos conservativo é a de incluir em seus cálculos toda a área de material íntegro que está inclusa na colônia de corrosão, inclusive as áreas que estão separando circunferencialmente os defeitos. Os métodos tradicionais Nível 1 consideram em seus cálculos da pressão de falha do grupo de defeitos o comprimento longitudinal total do grupo de defeitos, e a perda de espessura do grupo igual à máxima perda de espessura dos defeitos, mesmo que estes defeitos não tenham regiões alinhadas com relação a uma geratriz única do tubo cilíndrico.

As seguintes premissas foram utilizadas por Benjamin e Cunha [8, 18] em seu desenvolvimento:

- A pressão de falha de uma colônia de corrosão, composta por defeitos geometricamente próximos, é menor ou igual à menor pressão de falha de um defeito individual da colônia.
- A pressão de falha de um grupo de defeitos de corrosão da colônia pode ser calculada por meio de uma equação proposta por algum método de nível 1, considerando que as dimensões de comprimento e perda de espessura de defeito equivalente seriam iguais, respectivamente, ao comprimento total do grupo de defeitos e a uma perda efetiva de espessura do grupo.
- A perda efetiva de espessura do grupo de defeitos da colônia pode ser calculada através do volume de metal perdido ao invés da área longitudinal de metal perdido.

## 2.6.1

### Procedimento de Cálculo do Método MTI

Para o cálculo da pressão de falha de um defeito individual, o MTI recomenda o uso da equação proposta pelo método DNV RPF-101:

$$p = S_u \frac{2t}{D-t} \cdot \left( \frac{1 - \frac{d}{t}}{1 - \frac{d}{t.M}} \right), \quad (2.6.1)$$

onde  $M = \sqrt{1 + 0.31 \frac{L^2}{D.t}}$

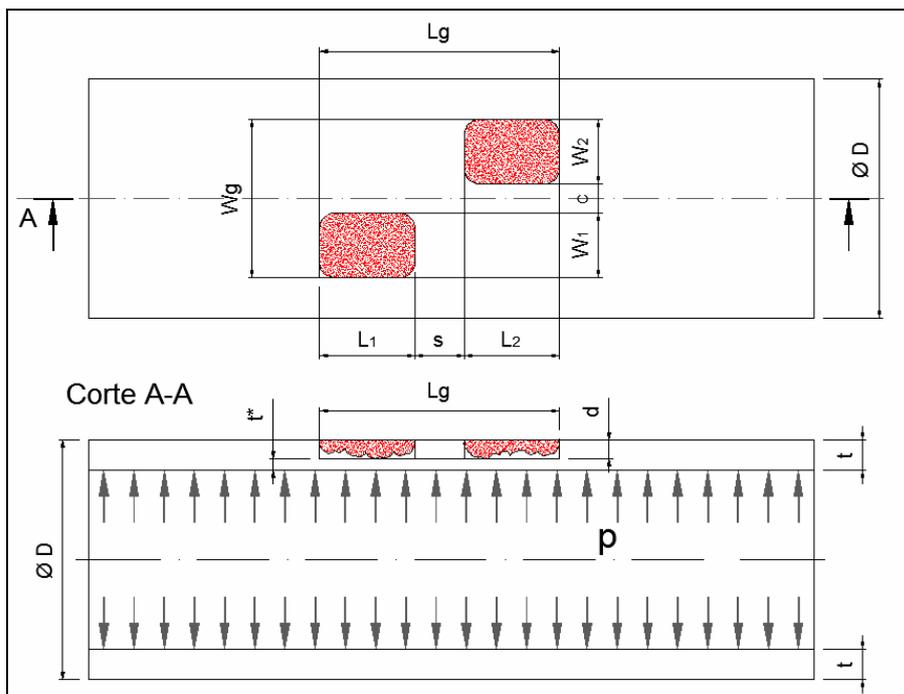


Figura 11: Vaso de pressão com dois defeitos interagindo

A Figura 11 apresenta as variáveis envolvidas no cálculo da pressão de falha dos grupos de defeitos. A grande diferença do MTI para o método DNV RPF-101 está no cálculo da perda de espessura do grupo  $d_g$  segundo a equação (2.6.2). A DNV RPF-101 Nível 1 utiliza a perda de espessura do grupo igual à máxima perda de espessura dos defeitos. O método MTI calcula a perda de

espessura do grupo considerando toda a área de material que circunscribe os defeitos do grupo da seguinte forma:

$$d_g = \frac{V_g}{L_g \cdot W_g}, \quad (2.6.2)$$

onde:

$$V_g = L_1 W_1 d_1 + L_2 W_2 d_2 \quad \rightarrow \text{Volume de perda de metal causado pela corrosão.}$$

$$L_g = L_1 + s + L_2 \quad \rightarrow \text{Comprimento do grupo de defeitos.}$$

$$W_g = W_1 + c + W_2 \quad \rightarrow \text{Largura do grupo de defeitos.}$$

Desta forma, nota-se, que o método realmente considera a região de material íntegro situado na distância circunferencial do defeito em seus cálculos, fazendo com que a perda de espessura do grupo de defeitos seja menor e, conseqüentemente, que os resultados obtidos sejam menos conservativos.

Outra diferença do MTI em relação aos métodos tradicionais é que, para utilizá-lo, não é obrigatório o uso de uma regra de interação. Para fazer os cálculos, basta seguir os passos:

- Calcular a estimativa de pressão de falha de cada defeito da colônia, individualmente.
- Analisar cada combinação possível de grupo de defeitos, calculando a estimativa de pressão de falha de cada um.
- Comparar as pressões estimadas; e a menor pressão obtida nos cálculos será a pressão de falha da colônia de corrosão no duto.

Desta forma, o método irá prever quais defeitos irão interagir de forma a levar o duto à ruptura.

## 2.6.2

### Limitações do Método MTI

P.M. Fontes [17] fez uma análise teórica de um grupo de defeitos e estudou as limitações do método MTI, comparando seus resultados com os resultados fornecidos pelo método DNV RP-F101 para determinadas geometrias com dois defeitos, para assim verificar se seus resultados condiziriam com a realidade física do problema. Estas limitações são apresentadas a seguir:

Para os casos onde há a interação entre defeitos de larguras diferentes  $W_1$  e  $W_2$  e quando as áreas dos defeitos se sobrepõem quando são projetadas no plano circunferencial, o uso do método MTI deve ser evitado, pois o aumento da largura do defeito dois ( $W_2$ ), causa um aumento da pressão de falha prevista pelo MTI. Sabe-se que, fisicamente, o aumento de uma das dimensões do defeito causa a diminuição da área resistente às forças atuando no duto, conseqüentemente, há um aumento no valor das tensões atuando no mesmo. Desta forma, o aumento da largura do defeito  $W_2$  deve causar a diminuição da resistência do duto ou, no mínimo, mantê-la constante, mas nunca aumentá-la.

Para os casos onde os defeitos possuem a mesma largura  $W$ , no momento em que os perfis dos defeitos se sobrepõem quando projetados no plano circunferencial não parece correto afirmar que a perda efetiva da espessura será menor devido ao volume de material íntegro que existe dentro do grupo de defeitos, como propõe o MTI, pois tal volume íntegro não atua na região onde ocorrerá preferencialmente a ruptura.

Para defeitos que se sobrepõem quando projetados no plano circunferencial, P.M. Fontes [17] propôs que a perda de espessura efetiva do grupo de defeitos seja calculada somente utilizando os comprimentos longitudinais dos defeitos e do material íntegro envolvidos, isto é,

$$d_s = \frac{d_1 L_1 + d_2 L_2}{L_1 + L_2 + s} \quad (2.6.3)$$

Foram consideradas neste trabalho estas limitações e a modificação do MTI, para o cálculo da perda de espessura efetiva do grupo de defeitos.

## 2.7

### **Método das Linhas Ortogonais de Ruptura (MLOR)**

O método MTI apresentou estimativas de pressões próximas às esperadas na realidade [18]. Isto mostra que o método, apesar de possuir as limitações já expostas, apresenta resultados comparáveis com a realidade e menos conservativos do que os resultados obtidos por métodos tradicionais [8]. Por isso, acredita-se que a idéia de utilizar no cálculo da previsão da pressão de falha, uma perda de espessura de grupo, calculada de forma a incluir a região de material íntegro situada circunferencialmente entre os defeitos, é razoável e deve ser utilizada.

Desta forma, torna-se necessário uma forma de calcular a perda de espessura do grupo sem entretanto utilizar o volume da metal perdido da forma que é proposta pelo método MTI.

#### **2.7.1**

#### **Procedimento de Cálculo do Novo Método MLOR**

O procedimento aqui apresentado foi inicialmente proposto por P.M. Fontes [17]. Primeiramente pretende-se identificar a pressão de falha da colônia de corrosão, mas ao mesmo tempo, um de seus objetivos é predizer quais serão os defeitos responsáveis pela ruptura do duto ou vaso de pressão, ou seja, quais serão os defeitos que irão interagir e tornar a região menos resistente. Por isso, para o novo método, não é obrigatório o uso de uma regra de interação. Para o método ser utilizado, é suficiente calcular as possíveis combinações de defeitos, as respectivas previsões de pressões de falha, depois identificar a menor pressão

prevista e, então, afirmar que os defeitos que provocam tal previsão serão os responsáveis pela ruptura do duto em caso de aumento da pressão [17].

Conforme já citado, o MTI apresentou resultados próximos aos obtidos nas simulações por elementos finitos (MEF) nos casos apresentados por Benjamin e Cunha [8, 24]. Por isso, para calcular a pressão de ruptura do grupo de defeitos, o MLOR, assim como MTI, propõe o cálculo da perda de espessura efetiva do grupo de defeitos. Para isso apresentou-se os passos seguintes [17]:

A) Escolher, dentro da colônia de corrosão de interesse, o grupo de defeitos para o qual se deseja saber a pressão de ruptura.

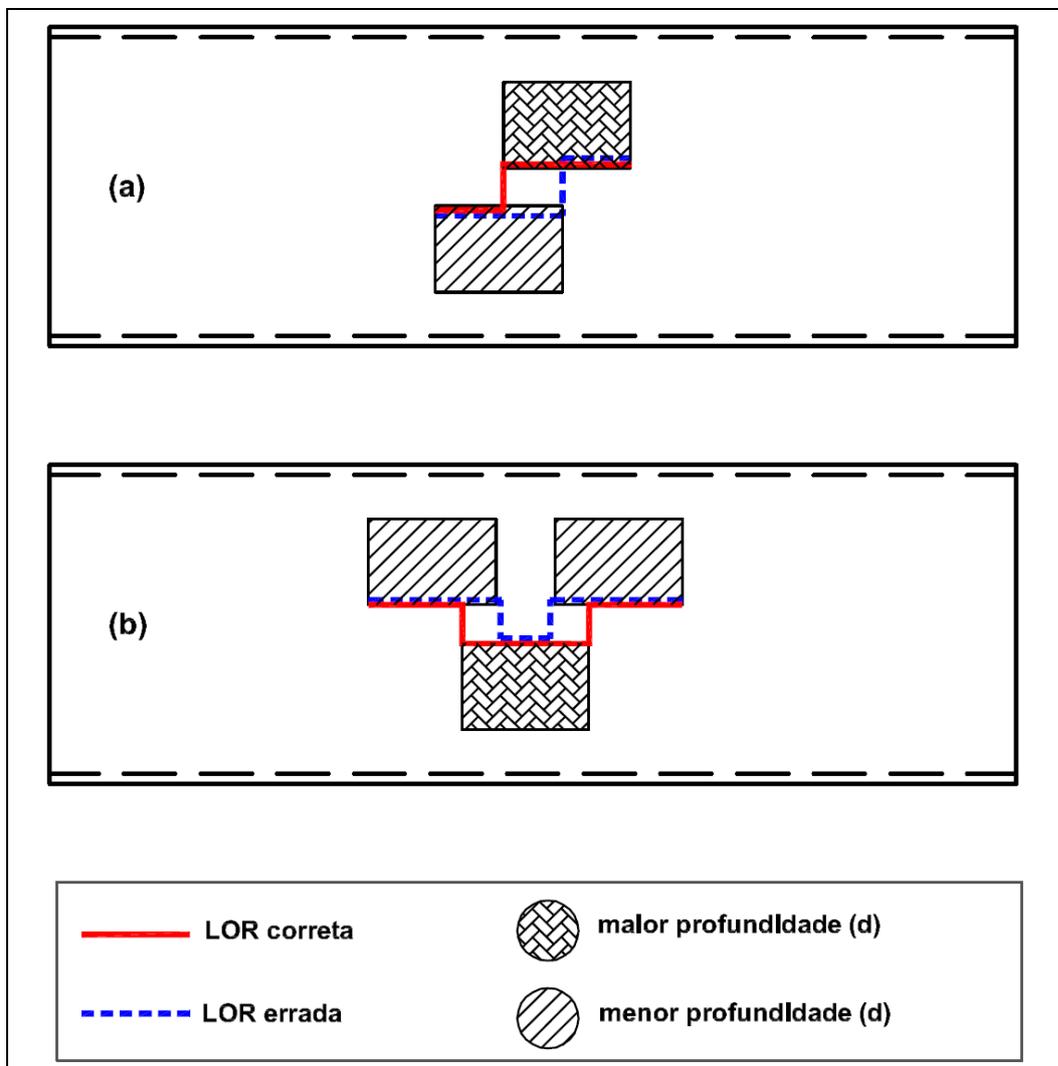


Figura 12: Condições de traçado da LOR

B) Devem ser traçadas linhas que passem pelos defeitos e elas devem ser paralelas ou ortogonais à direção longitudinal do duto. Estas linhas devem ser imaginadas

como o caminho preferencial que a ruptura segue quando ocorre a falha do duto ou vaso de pressão. Estas linhas devem ser traçadas nas direções longitudinal e/ou circunferencial do duto. Neste trabalho estas linhas serão chamadas de Linhas Ortogonais de Ruptura (LOR).

Com o uso das LOR deseja-se prever o caminho da ruptura, conseqüentemente elas devem ser traçadas imaginando os caminhos de maior probabilidade de falha. Para isto duas condições devem se satisfazer:

B.1) As LOR devem passar pelos defeitos seguindo os caminhos mais curtos possíveis.

B.2) As LOR devem ter comprimento maior nos defeitos mais severos, onde a perda de espessura é maior. A Figura 12 apresenta exemplos de traçados das LOR.

C) Calcular a perda efetiva de espessura do grupo de defeitos. Esta deve ser calculada sob a forma de uma média ponderada das profundidades do defeito ao longo das LOR traçadas.

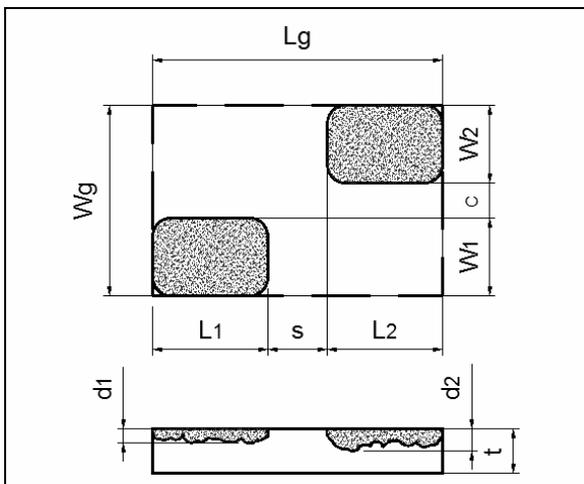


Figura 13: Exemplo teórico do MLOR com dois defeitos

Para os casos da Figura 13 e da Figura 14 o cálculo da profundidade de perda de espessura proposto pelo método é dado pelas equações (2.7.1) e (2.7.1a), para dois e três defeitos, respectivamente:

$$d_s = \frac{L_1 \cdot d_1 + L_2 \cdot d_2}{L_1 + L_2 + s + c \cdot f} \quad (2.7.1)$$

$$d_g = \frac{L_1 \cdot d_1 + L_2 \cdot d_2 + L_3 \cdot d_3}{L_1 + L_2 + L_3 + s_1 + s_2 + (c_1 + c_2 + W_2) \cdot f}, \quad (2.7.1a)$$

onde

$L_1, L_2, L_3$  → comprimento dos defeitos.

$d_1, d_2, d_3$  → profundidade dos defeitos.

$c_1, c_2$  → largura circunferencial entre os defeitos.

$s_1, s_2$  → comprimento longitudinal entre os defeitos.

$f$  → fator de resistência circunferencial

O cálculo para três defeitos aqui apresentado difere do cálculo de P.M. Fontes [17] no que se refere à inclusão da largura do defeito  $W_2$  em quanto ele é atravessado pela LOR.

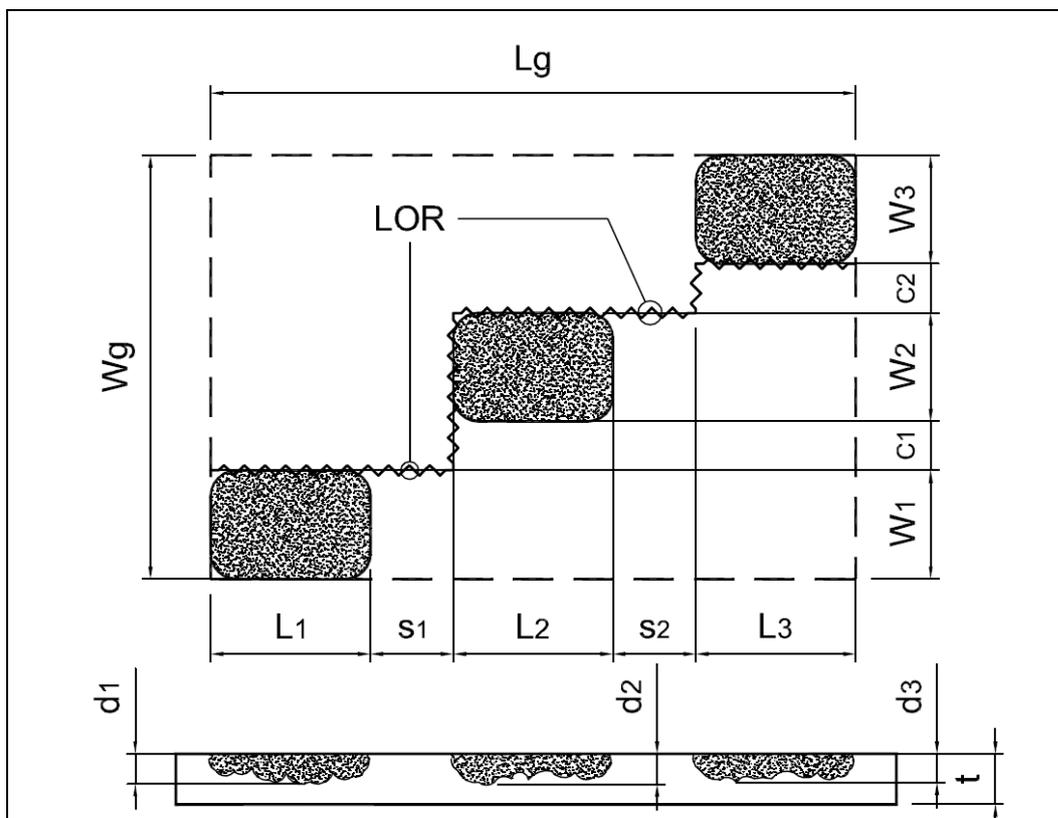


Figura 14: Exemplo teórico do MLOR com três defeitos

O fator  $f$  aparecerá somente no denominador da equação da perda efetiva de espessura do grupo, multiplicando somente os comprimentos das LOR que estiverem na direção circunferencial do duto ou vaso de pressão.

A lógica por trás do uso deste fator  $f$  e valores numéricos para seu uso são apresentados detalhadamente na próxima seção.

D) O cálculo do fator  $M$  utilizado na equação DNV RP-F101 deve desprezar os comprimentos circunferenciais percorridos pelas LOR, portanto, deve ser igual à soma dos comprimentos dos defeitos individuais, mais a soma dos comprimentos longitudinais de material íntegro entre os mesmos. Para os exemplos da Figura 13 e da Figura 14 tem-se o comprimento longitudinal:

$$L_g = L_1 + L_2 + s \quad (2.7.2)$$

$$L_g = L_1 + L_2 + L_3 + s_1 + s_2 \quad (2.7.2a)$$

Por fim, após os cálculos da perda efetiva de espessura  $d_g$  e do comprimento  $L_g$  do grupo de defeitos, os valores encontrados são utilizados na equação proposta pelo método DNV RP-F101:

$$p = S_u \frac{2t}{D-t} \cdot \left( \frac{1 - \frac{d_g}{t}}{1 - \frac{d_g}{t.M}} \right), \quad (2.7.3)$$

$$\text{onde } M = \sqrt{1 + 0.31 \frac{L_g^2}{D.t}}. \quad (2.7.4)$$

A equação proposta pelo método DNV RP-F101 foi escolhida dentre as demais propostas pelos métodos tradicionais porque os resultados dos testes apresentados por Benjamin, Freire e Andrade (2006) [24] mostraram que este método apresenta resultados conservativos, porém mais próximos dos reais para defeitos isolados.

E) Considera-se também as pressões de cada defeito individual da colônia, todas as pressões são comparadas e a menor pressão obtida nos cálculos, usando todos

os caminhos possíveis, será a pressão de falha da colônia de corrosão do duto segundo o novo método (MLOR).

## 2.7.2

### Análise do Método das Linhas Ortogonais de Ruptura

A análise teórica do modelo de cálculo proposto pelo novo método da linhas ortogonais de ruptura (MLOR) pode ser feita para verificar se as premissas adotadas na sua concepção estão corretas. A análise aqui proposta é de simular numericamente os resultados dados pelo MLOR, para a configuração com dois defeitos apresentada na Figura 13, para diferentes comprimentos circunferenciais  $c$  e longitudinais  $s$  mantendo constantes as demais variáveis dos defeitos, para um fator  $f=2$ .

É importante ressaltar que, para garantir uma análise coerente cujos resultados possam ser úteis para qualquer configuração de defeitos, as unidades utilizadas nas simulações são adimensionais, como visto na Figura 15.

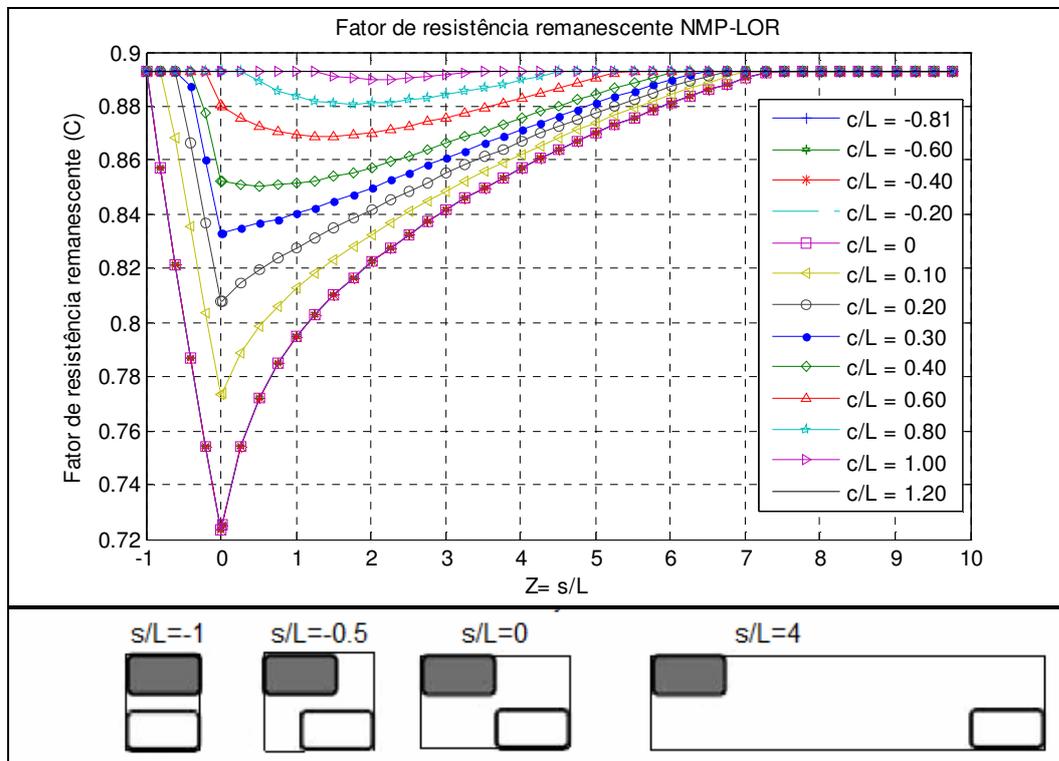


Figura 15: Análise da influência do comprimento longitudinal ( $s$ )

Assim, com o programa do computador MATLAB, foi simulado inicialmente como seria a pressão estimada pelo método MLOR para o caso em que dois defeitos estariam interagindo e as distâncias entre os defeitos circunferencial e longitudinal variando. Para as simulações iniciais foram utilizados os dados do duto com dois defeitos de corrosão interagindo (IDTS5), denominando assim no trabalho de Benjamin [8], *Interactive Defect Tubular Specimen* (IDTS). Os dados da geométricos do defeito  $L=39.5mm$ ,  $W=32.1mm$ ,  $d=5.42mm$  e, para o duto tem-se o diâmetro  $D=458.8mm$  e espessura  $t=8.1mm$ .

A Figura 15 mostra a variação do fator de resistência remanescente  $C$  em função da razão de  $\frac{s}{L}$  desde  $s = -L$  até  $s = 10L$ , e para um fator  $f=2$ . Observa-se que para  $\frac{s}{L} = 7.31$  não há mais interação entre os defeitos se  $\frac{c}{L} \leq 0$ , isto é não interferem as projeções dos defeitos circunferenciais. Isto ocorre no momento em que o método MLOR diz que a pressão  $p_f = p_o \cdot C$  causada pela ação individual de um defeito ( $C = 0.8928$ ) é menor do que a de dois defeitos interagindo.

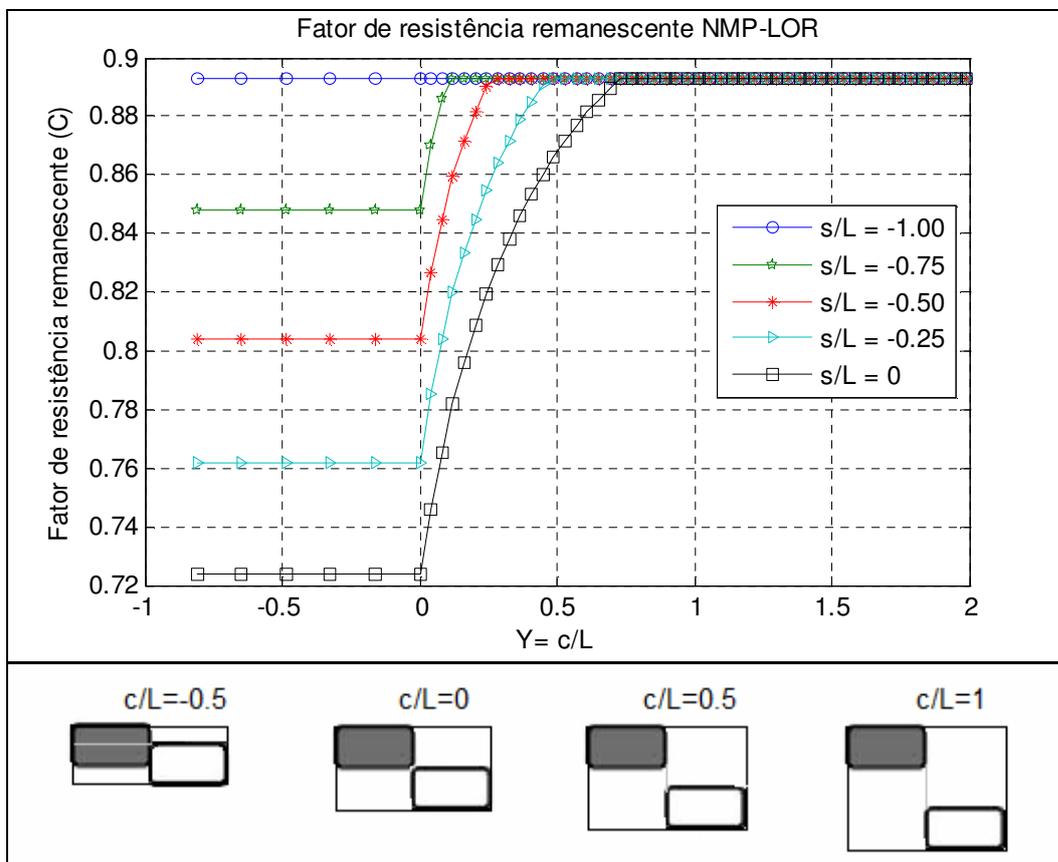


Figura 16: Análise da influência do comprimento circunferencial ( $c$ )

Também o menor valor da pressão de falha é  $p_f = p_o.C$  ( $C = 0.7234$ ), isto ocorre para  $s = 0$  e para  $c \leq 0$ , como visto na Figura 15.

A Figura 16 mostra a variação do fator de resistência remanescente  $C$ , para um fator  $f=2$ , em função da razão de  $\frac{c}{L}$  desde  $c = -W$  ( $W$  é a largura do defeito) até  $c = 2L$  e, valores negativos do comprimento longitudinal  $s = -L$  até  $s = 0$ . Observa-se que para  $s = 0$  e  $\frac{c}{L} = 0.723$  não há mais interação entre os defeitos, isto ocorre no momento em que o método MLOR passa a dizer que a pressão  $p_f = p_o.C$  causada pela ação individual de um defeito ( $C = 0.8928$ ) é menor do que a de dois defeitos interagindo. Da mesma forma, o menor valor da fator é ( $C = 0.7234$ ). Isto ocorre para  $s = 0$  e para  $c \leq 0$ , como é visto na Figura 16.

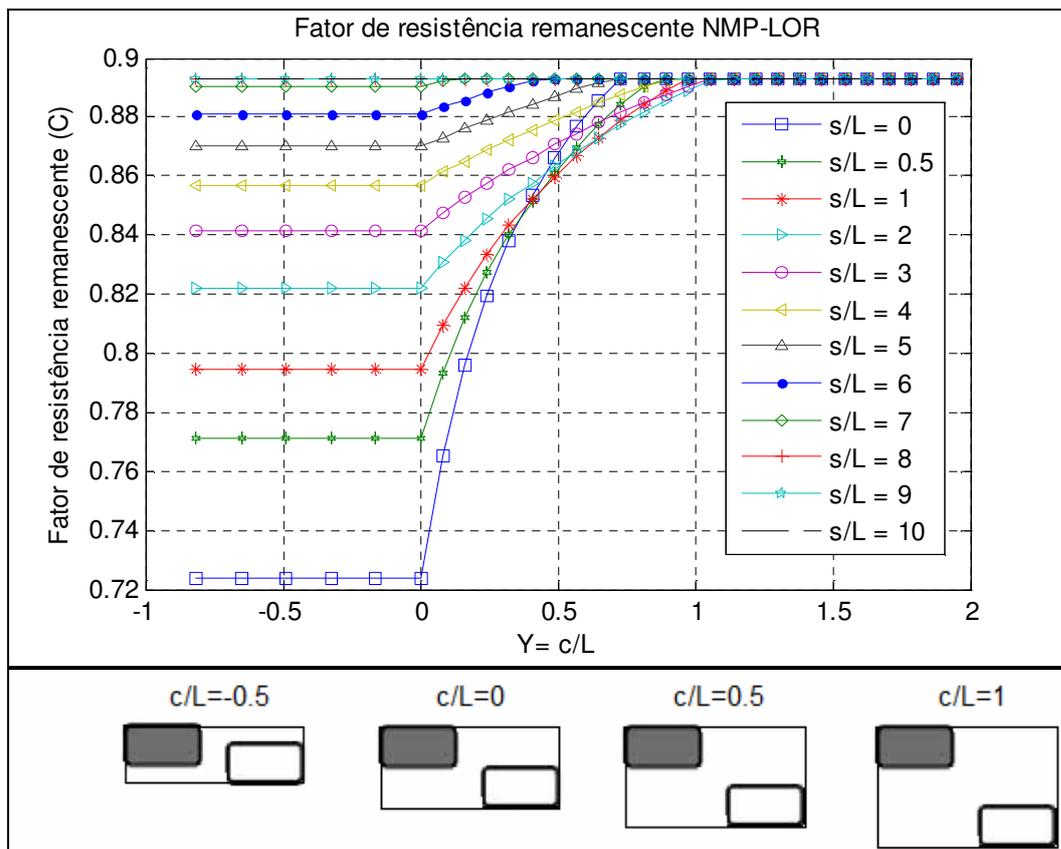


Figura 17: Análise da influência do comprimento circunferencial ( $c$ )

A Figura 17 mostra a variação da pressão de falha em função da razão  $\frac{c}{L}$  desde  $c = -W$  ( $W$  é a largura do defeito) até  $c = 2L$  para valores positivos do comprimento longitudinal  $s = 0$  até  $s = 10L$ . Observa-se que para  $s = 2L$  e

$\frac{c}{L}=1.069$  não há mais interação entre os defeitos. Isto ocorre no momento em que o método MLOR passa a dizer que a pressão  $p_f = p_o.C$  causada pela ação individual de um defeito ( $C=0.8928$ ) é menor do que a de dois defeitos interagindo.

Para qualquer valor do comprimento longitudinal ( $s=5L$ , por exemplo) e para valores negativos  $c \leq 0$  o método MLOR passa a dizer que a pressão de falha é constante ( $C=0.870$  para o exemplo) como visto na Figura 16 e Figura 17.

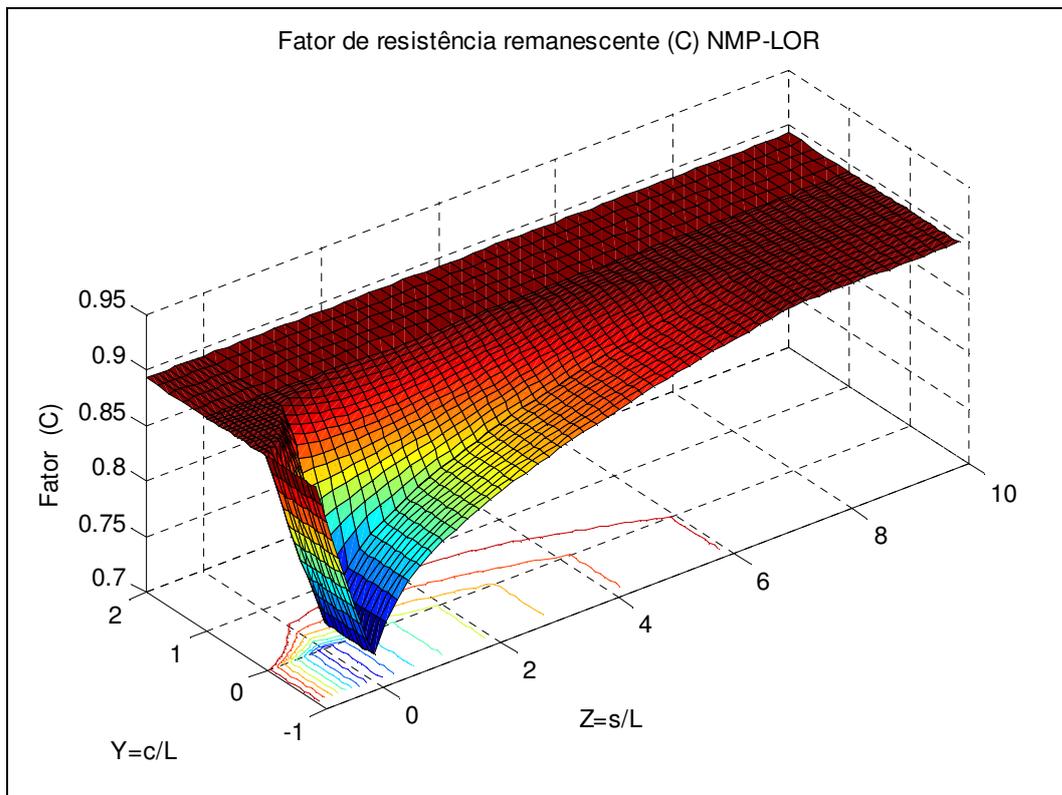


Figura 18: Comportamento do fator de resistência remanescente

A Figura 18 mostra uma visão 3D da influência dos parâmetros  $c$  e  $s$  na pressão de falha de um duto com dois defeitos interagindo. A seguir apresenta-se a equação (2.73A) do fator de resistência remanescente para dois defeitos.

$$C(s, c, f) = \frac{\left( 1 - \frac{1}{t} \left( \frac{L_1.d_1 + L_2.d_2}{L_1 + L_2 + s + c.f} \right) \right)}{\left( 1 - \frac{1}{t.M} \left( \frac{L_1.d_1 + L_2.d_2}{L_1 + L_2 + s + c.f} \right) \right)}, \quad (2.73A)$$

$$\text{onde } M(s) = \sqrt{1 + 0.31 \frac{(L_1 + L_2 + s)^2}{Dt}}. \quad (2.7.4A)$$

### 2.7.3

#### Fator f Utilizado no Cálculo da Perda de Espessura Efetiva

Como visto na seção (2.5.2), tem-se que em um vaso de pressão cilíndrico, livre de defeitos, sem alterações de geometria e com paredes consideradas finas, atuam tensões circunferenciais:  $\sigma_C = \frac{p \cdot D}{2 \cdot t}$ .

Calculando a deformação para o estado de tensões atuantes no tubo tem-se.

$$\varepsilon_L = \frac{1}{E} (\sigma_L - \nu(\sigma_C + \sigma_R)), \quad (2.7.5)$$

onde  $\sigma_L$ ,  $\sigma_C$  e  $\sigma_R$  são as tensões longitudinal, circunferencial e radial respectivamente, atuantes num duto submetido à pressão interna.

A tensão radial é igual a  $p$ , isto é  $\sigma_R = p$ . Esta tensão é pequena quando comparada com a tensão circunferência  $\sigma_C$ . Isto ocorre em decorrência da relação

$$\frac{D}{t} \text{ ser muito grande para os tubos de paredes finas } \left( \frac{D}{t} > 20 \right).$$

Para **duetos enterrados** a deformação longitudinal  $\varepsilon_L$  é igual a zero, pois o solo não permite a variação de seu comprimento por efeitos de pressão ou temperatura [23].

Considerando  $\varepsilon_L = 0$ , e fazendo  $\sigma_R = p \ll \sigma_C$  e usando as coordenadas C, R e L, têm-se:

$$\varepsilon_L = 0 \text{ e } \sigma_R = p \approx 0$$

$$\sigma_L = \nu \cdot \sigma_C, \quad \varepsilon_C = \frac{1-\nu^2}{E} \sigma_C, \quad \varepsilon_R = -\frac{(1+\nu)\nu}{E} \sigma_C.$$

Escrevendo o estado plano de deformações na forma matricial, no sistema CRL mostrado na Figura 7 da seção (2.6.2) apresentada anteriormente tem-se:

$$\varepsilon_i = \begin{bmatrix} \varepsilon_C = \frac{1-\nu^2}{E} \sigma_C & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_R = -\frac{(1+\nu)\nu}{E} \sigma_C & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_L = 0 \end{bmatrix}, \quad (2.7.6)$$

$$\sigma_i = \begin{bmatrix} \sigma_C & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_R = 0 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_L = \nu \sigma_C \end{bmatrix}, \quad (2.7.7)$$

onde  $\nu$  é o coeficiente de Poisson, que para os aços no regime elástico é igual a 0.3 e para o regime plástico é igual a 0.5, pois nesta etapa não há variação volumétrica causada pela ação das tensões. Assim, é possível encontrar duas relações entre as tensões:

$$\left. \begin{array}{l} \nu = 0.3 \rightarrow \sigma_L = 0.3\sigma_C \quad \therefore \sigma_C = 3.33\sigma_L \\ \nu = 0.5 \rightarrow \sigma_L = 0.5\sigma_C \quad \therefore \sigma_C = 2\sigma_L \end{array} \right\} \quad (2.7.8)$$

Portanto, pode-se assumir que durante a fase elástica a tensão circunferencial atuante será 3.33 vezes maior do que a tensão longitudinal. Considerando apenas a relação entre tensões durante a fase plástica, para o caso de um duto contendo defeitos separados circunferencialmente por um comprimento de material íntegro, tem-se que esta região estaria resistindo a uma tensão normal 2 vezes menor do que ela resistiria caso a linha de ruptura fosse longitudinal. Consequentemente, esta região resistiria 2 vezes mais à pressão colocada no duto. Por isso, de forma qualitativa, o primeiro fator  $f$  proposto foi igual a 2. Na seção (2.7.4) a seguir mostra-se que, por equilíbrio, o fator  $f$  deve ser igual a  $1/2$  se o critério de Tresca for adotado.

Para o caso de **um vaso de pressão**, tem-se um estado plano de tensão, que possui um comprimento bem menor e tem tampos fechando suas

extremidades. Para este caso a condição de deformação zero na direção longitudinal não é mais aplicável e passa a existir uma tensão longitudinal:

$$\sigma_L = \frac{p \cdot D}{4 \cdot t} = \frac{1}{2} \sigma_C, \quad (2.7.9)$$

que é determinada a partir das condições de equilíbrio de forças na direção longitudinal do vaso. Neste caso de estado plano de tensão. ( $\sigma_R = p \rightarrow 0$  quando comparada com  $\sigma_C$ )

$$\varepsilon_C = \frac{p \cdot D}{2 \cdot t \cdot E} \left(1 - \frac{\nu}{2}\right) \quad \text{e} \quad \varepsilon_L = \frac{p \cdot D}{2 \cdot t \cdot E} \left(\frac{1}{2} - \nu\right). \quad (2.7.10)$$

Escrevendo o estado plano de tensões na forma matricial, no sistema CRL:

$$\varepsilon_i = \begin{bmatrix} \varepsilon_C = \frac{p \cdot D}{2 \cdot t \cdot E} \left(1 - \frac{\nu}{2}\right) & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_R = 0 & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_L = \frac{p \cdot D}{2 \cdot t \cdot E} \left(\frac{1}{2} - \nu\right) \end{bmatrix}, \quad (2.7.11)$$

$$\sigma_i = \begin{bmatrix} \sigma_C & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_R = 0 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_L = \frac{1}{2} \sigma_C \end{bmatrix}. \quad (2.7.12)$$

Para o caso de um vaso de pressão e seguindo o mesmo raciocínio descrito acima, chegou-se a um fator constante  $f$  igual a 2 ( $\sigma_C = 2\sigma_L$ ).

Como mostrado acima, as tensões que agem circunferencialmente  $\sigma_C$  nos dutos e vasos de pressão cilíndricos são maiores do que as tensões longitudinais  $\sigma_L$ . Por este motivo a ruptura ocorrerá preferencialmente seguindo a direção longitudinal, já que esta é normal à maior tensão atuante  $\sigma_C$ . Dada esta menor probabilidade de ocorrência de ruptura no sentido circunferencial, entende-se que o comprimento circunferencial  $c$  de material íntegro, atua aumentando a resistência à ruptura do grupo de defeitos de uma forma proporcionalmente maior ou menor que se houvesse o mesmo comprimento de material íntegro situado

longitudinalmente entre os defeitos. Por isso propõe-se, o uso do fator  $f$  maior ou menor que 1 multiplicando os comprimentos circunferenciais das LOR, na equação do cálculo da perda de espessura efetiva. O valor de  $f$  deve ser estabelecido a partir de números coerentes que podem ser 2, 3.33 ou 1/2 como será visto a seguir. A comparação dos resultados do MLOR com resultados numéricos (MEF) e experimentais justificarão o uso de um valor de  $f$  mas adequado.

#### 2.7.4

#### Análise das Tensões para Dois Defeitos

Na Figura 19 (a), mostra-se uma porção da superfície externa de um tubo com dois defeitos. A linha tracejada representa a LOR (a-b-c-d-e). As suas respectivas tensões longitudinal (L) e circunferencial (C) são dadas. A Figura 19 (b) representa a metade superior da projeção cortada imaginariamente pela LOR e também o diagrama de corpo livre representando as tensões nas direções longitudinal e circunferencial.

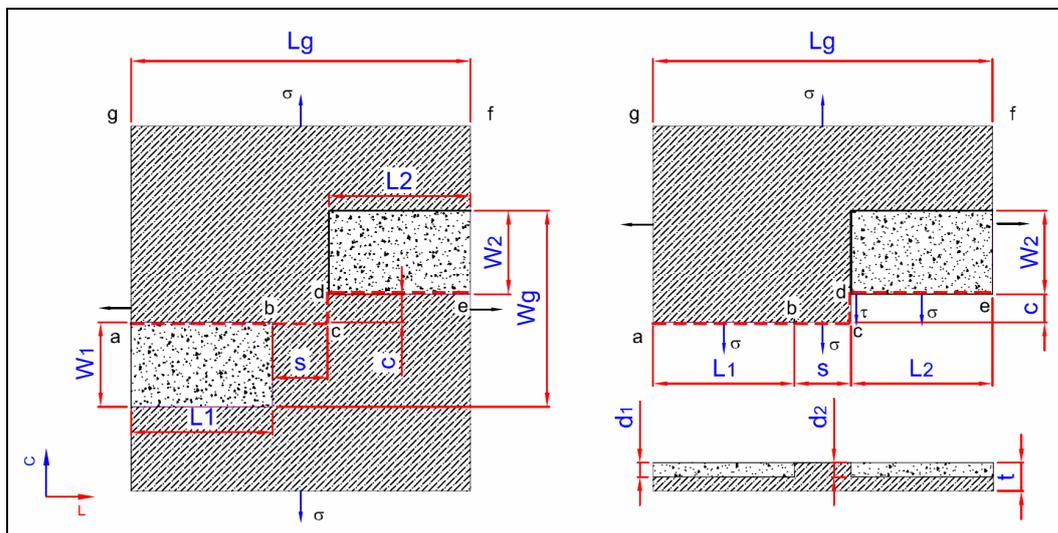


Figura 19: Interação entre dois defeitos.

As tensões atuantes nos diversos planos de ruptura representativos da LOR no momento da ruptura e que são relevantes para o equilíbrio de forças na direção circunferencial são:

Seção a-b:  $\sigma_C = S_u$

Seção b-c:  $\sigma_C = S_u$

Seção c-d, tem-se:  $\tau_{\max \text{ cisalhante}} = \frac{S_u}{2}$  (usando o critério de Tresca)

Seção d-e:  $\sigma_C = S_u$

Então tem-se que a força que atua na face (f-g) deve ser equilibrada pela soma de forças nas faces (a-b), (b-c), (c-d), (d,e):

$$F_{f-g} = F_{a-b} + F_{b-c} + F_{c-d} + F_{d-e} \quad (2.7.13)$$

$$\sigma_{f-g} A_{f-g} = \sigma_{a-b} A_{a-b} + \sigma_{b-c} A_{b-c} + \sigma_{c-d} A_{c-d} + \sigma_{d-e} A_{d-e} ,$$

$$\sigma_C \cdot L_g \cdot t = S_u \cdot L_1 \cdot (t - d_1) + S_u \cdot s \cdot t + \frac{S_u}{2} \cdot c \cdot t + S_u \cdot L_2 \cdot (t - d_2) ,$$

$$\sigma_C = \frac{S_u}{L_g} \cdot \left( L_1 \cdot \left(1 - \frac{d_1}{t}\right) + s + c \cdot \frac{1}{2} + L_2 \cdot \left(1 - \frac{d_2}{t}\right) \right) ,$$

$$\frac{p \cdot D}{2t} = \frac{S_u}{L_1 + L_2 + s} \cdot \left( L_1 \cdot \left(1 - \frac{d_1}{t}\right) + s + c \cdot \frac{1}{2} + L_2 \cdot \left(1 - \frac{d_2}{t}\right) \right) ,$$

$$p = \frac{2 \cdot S_u \cdot t}{D(L_1 + L_2 + s)} \cdot \left( L_1 \cdot \left(1 - \frac{d_1}{t}\right) + s + c \cdot \frac{1}{2} + L_2 \cdot \left(1 - \frac{d_2}{t}\right) \right) , \quad (2.7.14)$$

$$p = \frac{2 \cdot S_u \cdot t}{\frac{L_1 + L_2}{L} + \frac{s}{L}} \cdot \left( \frac{L_1}{L} \cdot \left(1 - \frac{d_1}{t}\right) + \frac{s}{L} + \frac{c}{L} \cdot \frac{1}{2} + \frac{L_2}{L} \cdot \left(1 - \frac{d_2}{t}\right) \right) \frac{1}{D} ,$$

$$\text{Fazendo } L_1 = L_2 = L \rightarrow p = \frac{2 \cdot S_u \cdot t}{2 + \frac{s}{L}} \cdot \left( \left(1 - \frac{d_1}{t}\right) + \frac{s}{L} + \frac{c}{L} \cdot \frac{1}{2} + \left(1 - \frac{d_2}{t}\right) \right) \frac{1}{D}$$

Observa-se que um fator de  $f = 1/2$  multiplica o comprimento circunferencial (c), este fator correspondendo à seção (c-d). Nesta seção considerou-se que somente agia uma tensão cisalhante máxima  $\tau_{\max \text{ cisalhante}} = \frac{S_u}{2}$ .

Então reescreve-se a equação:

$$p = \left( \frac{2t}{D} \right) \cdot S_u \cdot \left( \left( 1 - \frac{d_1}{t} \right) + \frac{s}{L} + \frac{c}{L} \cdot (f) + \left( 1 - \frac{d_2}{t} \right) \right) \cdot \frac{1}{\left( 2 + \frac{s}{L} \right)}, \quad (2.7.14a)$$

$$p = \left( \frac{2t}{D_m} \right) \cdot S_u \cdot \left( \left( 1 - \frac{d_1}{t} \right) + \frac{s}{L} + \frac{c}{L} \cdot (f) + \left( 1 - \frac{d_2}{t} \right) \right) \cdot \frac{1}{\left( 2 + \frac{s}{L} \right)}. \quad (2.7.15)$$

A equação da DNV RP-F101, considera para os cálculos da pressão o diâmetro médio igual a  $D_m = D - t$ , como apresentou-se na seção (2.5.3). Comparando-se as equações (2.5.3) e (2.7.14), obtém-se o fator de resistência remanescente  $C$  para dois defeitos, dada pela equação (2.7.16). No Apêndice A.3 apresentase-se o fator de resistência remanescente  $C$  para três defeitos

$$C = \frac{1}{(L_1 + L_2 + s)} \left( L_1 \cdot \left( 1 - \frac{d_1}{t} \right) + s + c \cdot \frac{1}{2} + L_2 \cdot \left( 1 - \frac{d_2}{t} \right) \right) \quad (2.7.16)$$

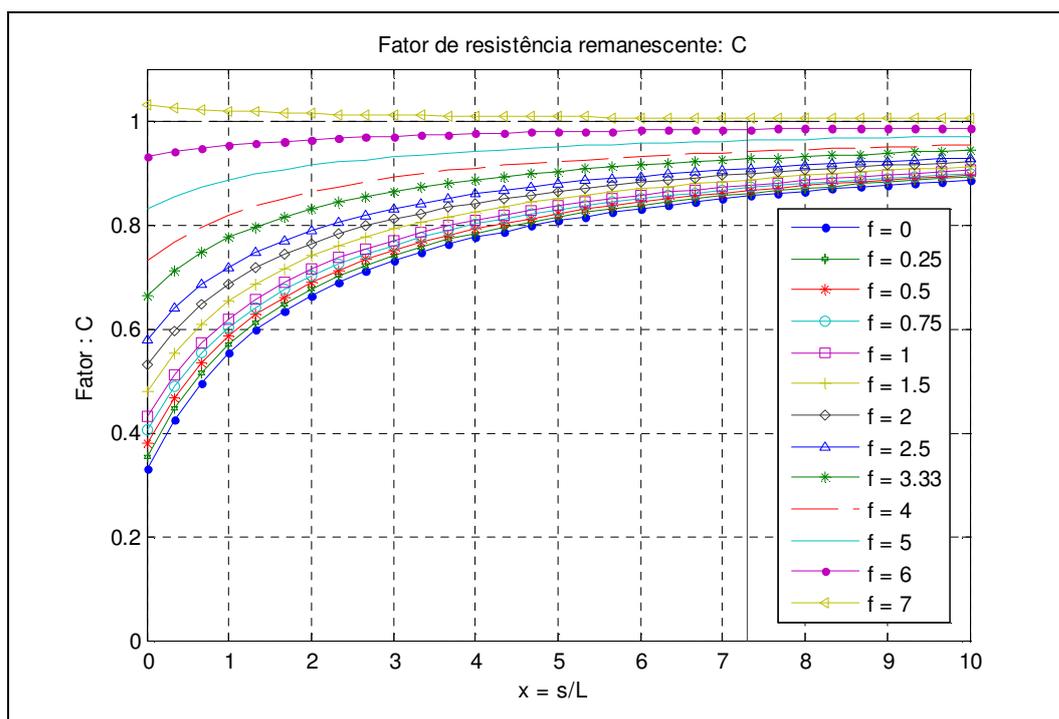


Figura 20: Variação fator de resistência remanescente (C)

O valor constante da pressão é  $24.58MPa$  que corresponde à pressão de um duto sem corrosão como mostrado nas Figura 20 e Figura 21 uma reta. Para valores muito grandes da distância circunferencial  $s$ , as pressões estimadas

convergem ao valor de  $24.58MPa$ , isto ocorre porque a interação entre os dois os defeitos é bem menor, como pode ser visto na Figura 21 embaixo.

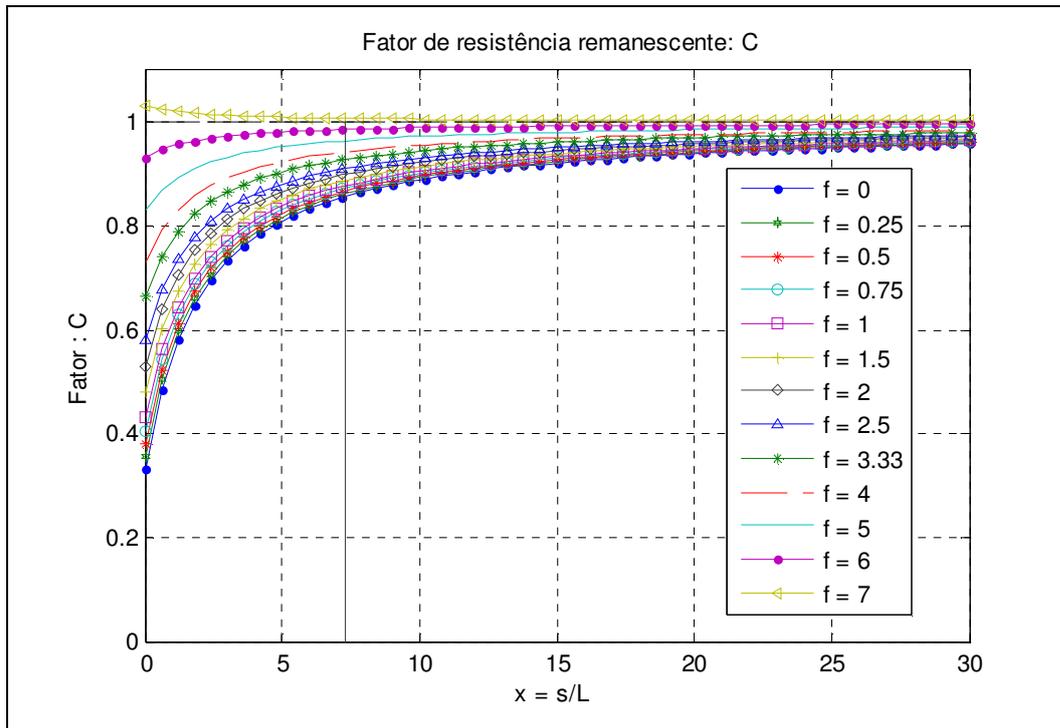


Figura 21: Variação fator de resistência remanescente com o fator  $f$ .

As curvas de menor valor de  $f$  ( $f = 0.5$ ) são as de baixo, enquanto que as curvas de cima correspondem ao maior valor de  $f$  ( $f = 7$ ) que não representam muito bem o fator de resistência remanescente  $C$ , como visto nas Figuras 20 e 21.

Comparando as equações (2.7.16) e (2.5.15), para  $L \rightarrow \infty \Rightarrow M \rightarrow \infty$  tem-se:

$$\frac{1}{(L_1 + L_2 + s)} \left( L_1 \cdot \left(1 - \frac{d_1}{t}\right) + s + c \cdot \frac{1}{2} + L_2 \cdot \left(1 - \frac{d_2}{t}\right) \right) = \frac{1 - \frac{d_g}{t}}{1 - \frac{d_g}{t.M}} = 1 - \frac{d_g}{t},$$

$$d_g = t - \frac{t}{(L_1 + L_2 + s)} \left( L_1 \cdot \left(1 - \frac{d_1}{t}\right) + s + c \cdot \frac{1}{2} + L_2 \cdot \left(1 - \frac{d_2}{t}\right) \right); \quad (2.7.18)$$

tendo a **espessura efetiva**  $d_g$  da equação (2.7.18), Finalmente pode-se utilizar o método MLOR para a previsão da pressão de falha de colônias de corrosão interagindo.