

DETERMINAÇÃO DA CARGA DE COLAPSO DE TUBULAÇÕES CONTENDO TRINCAS CIRCUNFERENCIAIS

Rudolf Peter de Jong *, Miguel Mattar Neto ** e Julio R. B. Cruz ***

* Centro Tecnológico da Marinha em São Paulo-CTMSP
Av. Prof. Lineu Prestes 2.468 Cidade Universitária
05508-900, São Paulo, SP, Brasil

** Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares - IPEN-CNEN/SP
Av. Lineu Prestes 2.242 – Cidade Universitária
05508-000 São Paulo, SP, Brasil

*** Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear - CDTN-CNEN/MG
30123-970, Caixa Postal 941, Belo Horizonte, MG, Brasil

RESUMO

Tubulações do sistema primário de reatores PWR são fabricadas com aços inoxidáveis ou ferríticos de alta tenacidade, que são resistentes ao crescimento instável de defeitos. Assim, uma trinca na tubulação deve causar um vazamento numa quantidade considerável antes que possa ocorrer um crescimento da trinca que leve a uma ruptura catastrófica da tubulação. Este é o conceito de LBB (*Leak-Before-Break*). Portanto, se uma análise conservadora mostrar que esse vazamento pode ser detectado e reparado antes que uma ruptura súbita aconteça, os órgãos reguladores dispensam a postulação de um DEGB (*Double-Ended Guillotine Break*) hipotético e a consideração dos seus efeitos dinâmicos. Como conseqüência, dispositivos de proteção podem ser removidos, trazendo um benefício imediato em termos de economia. Existe também um benefício em termos de segurança, uma vez que a instalação desses dispositivos de proteção reduzem o espaço disponível para inspeções.

Uma etapa fundamental da metodologia de LBB consiste na análise de colapso de uma trinca passante postulada na tubulação em questão. Neste trabalho, os métodos DPFAD (*Deformation Plasticity Failure Assessment Diagram*), Análise J-T e DFM (*Ductile Fracture Method*) são descritos e aplicados na determinação da carga de instabilidade de algumas configurações de tubulações sujeitas à flexão contendo trincas circunferenciais, onde são consideradas variações de geometria e de material. As cargas de colapso previstas com esses métodos são comparadas entre si e com resultados experimentais. Com base nas comparações são feitos comentários e conclusões.

Keywords: piping, leak-before-break, fracture mechanics, crack, limit load.

I. INTRODUÇÃO

Metodologias para avaliação da integridade estrutural de componentes contendo defeitos desempenham um papel fundamental na tomada de decisões em análises de adequação ao serviço e em programas de gerenciamento de envelhecimento e extensão de vida útil desses componentes. Elas são particularmente importantes na análise de condições de acidentes postulados em normas, onde, para demonstrar o atendimento aos requisitos exigidos, deseja-se explorar ao máximo a capacidade do componente em suportar carga. Para componentes fabricados com materiais dúcteis, a ruptura súbita do material é normalmente precedida de uma quantidade considerável de crescimento lento e estável de trinca e a capacidade de suportar carga pode crescer bem além do

limite imposto pela resistência à fratura do material expresso por J_{Ic} (limite de resistência à fratura para início de crescimento estável de trinca).

Os métodos para avaliação de componentes trincados fabricados com materiais dúcteis requerem o emprego de parâmetros da Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP). Uma vez que o uso de métodos numéricos para aplicar os conceitos da MFEP é dispendioso e demanda bastante tempo, a existência dos chamados métodos simplificados para avaliação de integridade é de grande relevância. Neste trabalho, três métodos desse tipo são brevemente descritos e em seguida são aplicados ao caso de tubulações com trinca circunferencial passante sujeitas a flexão. Os resultados obtidos são comparados com resultados experimentais disponíveis na literatura.

II. MÉTODO DPFAD

O método DPFAD (*Deformation Plasticity Failure Assessment Diagram*) [1] baseia-se na utilização de um diagrama para avaliação de falha (diagrama FAD - *Failure Assessment Diagram*), entendendo-se como falha o colapso estrutural do componente mecânico. A verificação do colapso é feita plotando-se pontos de avaliação (assessment points) no diagrama (ver Fig. 1).

Pontos acima da curva DPFAD indicam colapso. Pontos situados no interior da curva indicam estabilidade.

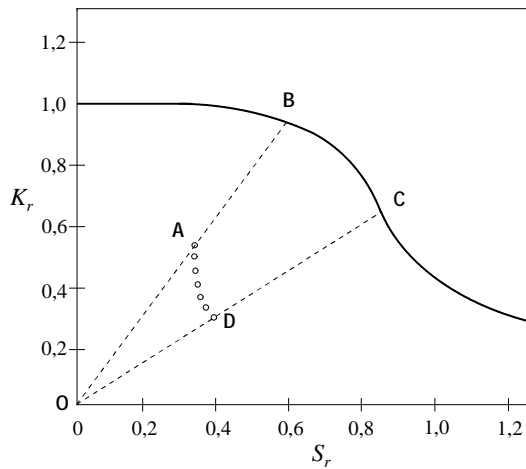


Figura 1. Diagrama DPFAD.

A curva de falha é obtida a partir do esquema para estimativa de J do manual EPRI-GE [2,3], onde a força motriz da trinca é dada pela soma de uma parcela elástica e de uma parcela plástica. A parcela elástica é obtida a partir de soluções da MFEL corrigidas para considerar a plasticidade na ponta da trinca e a parcela plástica é a solução para a integral- J baseada na teoria da plasticidade da deformação total para um corpo trincado com ligamento remanescente totalmente plastificado. As coordenadas K_r e S_r da curva de falha são dadas por:

$$K_r = \left[\frac{J_{el}(a, P)}{J} \right]^{1/2} = \left[\frac{J_{el}(a, P)}{J_{el}(a_{ef}, P) + J_{pl}(a, P, n)} \right]^{1/2} \quad (1)$$

$$S_r = \frac{P}{P_o} \quad (2)$$

onde J_{el} e J_{pl} são, respectivamente, as parcelas elástica e plástica da integral- J , a é o comprimento de trinca, a_{ef} é o comprimento de trinca efetivo, P é a carga aplicada, P_o é uma carga de referência e n é o expoente de encruamento do material. As coordenadas de um ponto de avaliação no diagrama são calculadas por:

$$K_r'(a_o + \Delta a) = \left[\frac{J_{el}(a_o + \Delta a)}{J_R(\Delta a)} \right]^{1/2} \quad (3)$$

$$S_r'(a_o + \Delta a) = \frac{P}{P_o(a_o + \Delta a)} \quad (4)$$

onde J_{el} , J_R (curva de resistência à fratura do material) e P_o são funções da quantidade de crescimento estável de trinca Δa . Começando com o comprimento inicial de trinca, a_o , e considerando uma certa quantidade de crescimento de trinca, vários pontos de avaliação são determinados usando-se as Eqs. 3 e 4, resultando uma curva que costuma ser apelidada de "bengalinha doce" devido ao seu formato característico (Fig. 1). O coeficiente de segurança relativo ao início de crescimento estável de trinca é obtido pela razão OB/OA , enquanto o coeficiente de segurança máximo correspondente à instabilidade da trinca é dado por OC/OD .

III. ANÁLISE J-T

Este procedimento [4] envolve o traçado de duas curvas no espaço J - T , onde J é a *integral-J* e T o *módulo de rasgamento*. Uma delas é a curva J - T do material e a outra é a curva J - T aplicada para o comprimento inicial de trinca e como uma função do carregamento. A interseção dessas duas curvas corresponde ao ponto de instabilidade (Fig. 2).

A curva J - T do material é obtida a partir da curva J_R de resistência à fratura. Utilizando-se o esquema de estimativa de J do EPRI-GE [2,3], J aplicado pode ser calculado como uma função do carregamento e, então, diferenciado numericamente para obter o T aplicado. Se o crescimento de trinca for inicialmente desprezado, ao se traçar esta curva no espaço J - T ela se tornará uma linha reta, que poderá ser definida conectando-se a origem a um único ponto no espaço J - T . Para determinar essa linha de carregamento, calcula-se J duas vezes, primeiramente para o comprimento inicial da trinca e, em seguida, considerando-se uma pequena extensão da trinca para determinar Δa e ΔJ . Assim, o ponto A (Fig. 2) pode ser calculado usando-se a equação:

$$T_{aplicado} = \frac{E}{s_o^2} \left(\frac{\Delta J}{\Delta a} \right) \quad (5)$$

onde E é o módulo de elasticidade e s_o é a tensão de escoamento generalizado (geralmente tomada como a média entre o limite de escoamento e a resistência máxima à tração).

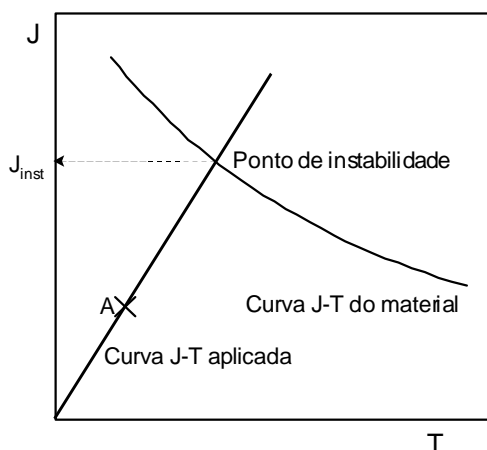


Figura 2. Determinação do J Correspondente ao Ponto de Instabilidade.

A curva $J-T$ aplicada é a linha que parte da origem, passa por A e intercepta a curva $J-T$ do material. Este ponto de interseção fornece o valor de J instável (J_{inst}) e o comprimento de trinca instável. Uma vez determinado o valor de J_{inst} , a carga de instabilidade associada pode ser obtida a partir de um gráfico de J aplicado versus o carregamento normalizado (Fig. 3).

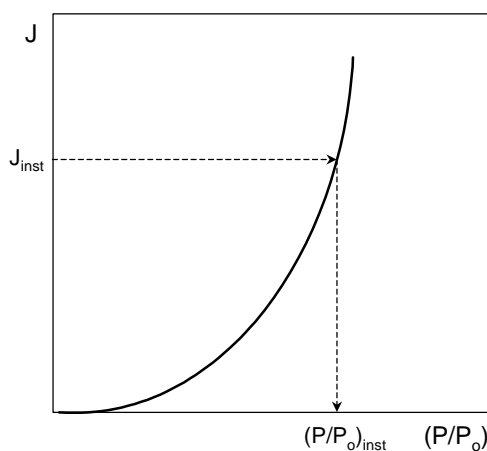


Figura 3. Determinação da Carga de Instabilidade.

Na Fig. 3, P_o é uma carga de referência que depende do comprimento de trinca corrente. Para levar em conta o crescimento de trinca, Δa (obtido da curva J_R para $J=J_{inst}$), a carga de instabilidade P_{inst} é calculada usando-se a seguinte equação

$$P_{inst} = (P / P_o)_{inst} \cdot P_o (a_o + \Delta a) \quad (6)$$

A carga de início de crescimento estável de trinca é determinada de forma semelhante, tomando-se $J=J_{ic}$.

IV. MÉTODO DFM

O método DFM (*Ductile Fracture Method*) [5] utiliza uma função de calibração e a tenacidade à fratura do material (dada em termos de uma curva J_R) como os dados de entrada para previsão do comportamento de um componente estrutural durante o processo de fratura. A idéia básica do método está ilustrada na Fig. 4.

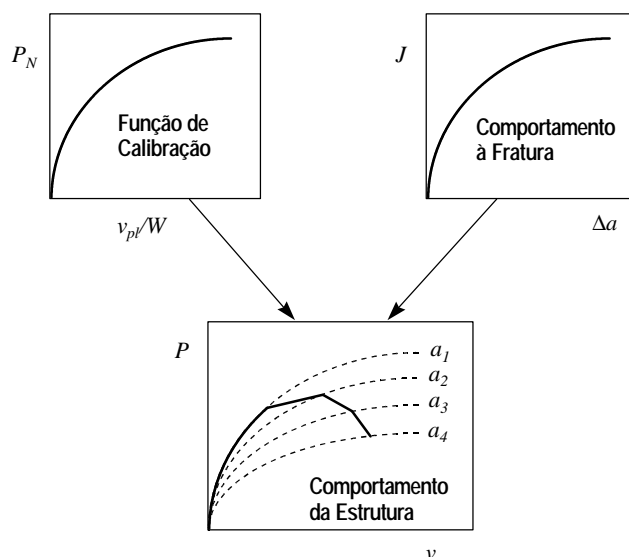


Figura 4. Esquema para Previsão de P versus v Segundo o Método DFM.

A função de calibração fornece a relação entre carga e deslocamento para valores constantes de comprimento de trinca. Isto representa uma família de curvas. A curva J_R descreve como o comprimento de trinca varia em função de J . Para aplicar o método a uma estrutura contendo uma trinca de um determinado comprimento, o processo de carregamento é representado pela carga, P , versus o deslocamento, v , para aquele comprimento de trinca. À medida que a carga vai aumentando, o valor de J aplicado à estrutura também é calculado. Quando J cresce até o ponto onde uma mudança do comprimento de trinca é detectada, a curva P versus v é deslocada para aquela correspondente ao novo comprimento de trinca. O carregamento prossegue com a função de calibração fornecendo a relação entre P e v para um dado comprimento de trinca e a curva J_R indicando qual o valor corrente de comprimento de trinca que deve ser usado. Quando pequenos incrementos de comprimento de trinca são utilizados, o carregamento segue um percurso suave. Maiores detalhes sobre o método DFM podem ser encontrados nas referências [5,6].

V. EXEMPLOS DE TUBOS COM TRINCA CIRCUNFERENCIAL SUJEITOS À FLEXÃO

Os três métodos descritos anteriormente foram utilizados para prever o comportamento de tubos com trinca circunferencial passante sujeito a flexão (Fig. 5). Os resultados experimentais com os quais são comparadas as previsões realizadas foram obtidos em [7-10]. As características dos materiais e geometrias associadas aos tubos e trincas analisadas, estão descritas na Tabela 1.

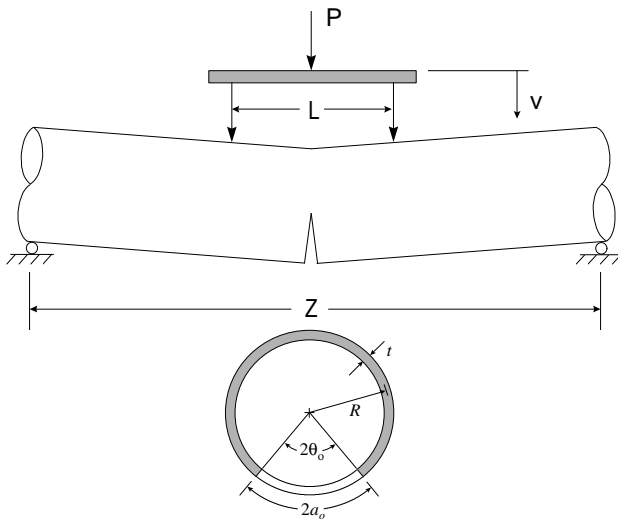


Figura 5. Tubo com Trinca Circunferencial Sujeito a Flexão.

Na Tabela 2 são apresentados os valores das cargas máximas previstas pelos três métodos e os respectivos resultados experimentais.

Para dois casos analisados (TUBO-1 e TUBO-2) duas cargas são previstas por cada método: uma considerando a curva J_R obtida a partir de um corpo de prova CT e a outra baseada nas curvas J_R correspondentes às configurações específicas em análise, que nestes casos eram disponíveis. O método DFM permite prever não apenas a carga máxima, mas o comportamento completo carga versus deslocamento do componente trincado.

VI. CONCLUSÕES

Os resultados das previsões feitas com os métodos DPFAD e Análise J-T foram praticamente os mesmos e forneceram valores de carga máxima com desvios entre 2% e 22 %, em relação aos valores obtidos experimentalmente, sendo que em alguns casos os valores experimentais foram superiores (não conservadores) e em outros inferiores (conservadores) às previsões feitas com os métodos aplicados. A margem de erro obtida indica que os métodos podem ser utilizados em previsões do colapso de tubos semelhantes (materiais, geometrias e casos de carregamento).

TABELA 1. Características dos Materiais e Geometrias dos Tubos Testados e Considerados nas Análises

CASO	MATERIAL	$\sigma_{ys} / \sigma_{uts}$ (MPa)	E (MPa)	D. Int. (mm)	t (mm)	$2\alpha_0$ (mm)	Z (mm)	L (mm)
Tubo-1CT	Aço inoxidável tipo 304	265/630	203.000	101,6	8,9	133,1	1520	410
Tubo-1	Aço inoxidável tipo 304	265/630	203.000	101,6	8,9	133,1	1520	410
Tubo-2CT	Aço inoxidável tipo 304	265/630	203.000	101,6	8,9	76,1	1520	410
Tubo-2	Aço inoxidável tipo 304	265/630	203.000	101,6	8,9	76,1	1520	410
SFB1	ASME SA508 Cl3	413 / 577	173.000	135,1	15,7	130,7	2.300	800
SFW1	ASME SA508 Cl. 3 (S. MAG) ^a	477 / 628	173.000	135,1	15,7	130,7	2.300	800
SFW2	ASME SA508 Cl3 (S. MAG)	477 / 628	173.000	135,1	15,7	87,2	2.300	800
SFB2	ASME SA508 Cl3	410 / 579	173.000	178,6	19,5	170,9	2.300	800
SFW3	ASME SA508 Cl3 (S. MAG)	457 / 630	173.000	178,6	19,5	170,9	2.300	800
STB1	ASME SA335 GrP22	245 / 482	174.000	137,2	14,1	129,9	2.300	800
STW1	ASME SA335 GrP22 (S. MAG)	513 / 598	174.000	137,2	14,1	129,9	2.300	800
SPBMTWC8-1	SA333 Gr 6	288 / 420	203.500	188,7	15,1	125,4	4.000	1.480
SPBMTWC8-2	SA333 Gr 6	288 / 420	203.500	188,8	15,1	179,4	4.000	1.480
SPBMTWC8-3	SA333 Gr 6	288 / 420	203.500	188,4	15,3	241,3	4.000	1.480
SPBMTWC16-1	SA333 Gr 6	312 / 459	203.500	341,2	32,4	340,1	5.820	1.480
SPBMTWC16-2	SA333 Gr 6	312 / 459	203.500	341,7	32,1	447,5	5.820	1.480
SPBMTWC16-3	SA333 Gr 6	312 / 459	203.500	341,3	32,4	559,1	5.820	1.480
4141-1	SA376 TP304 (S. SAW) ^b	324 / 466	176.500	123,4	14,3	177,2	3.251	1.219
4141-3	SA358 TP304 (S. SAW)	325 / 466	176.500	353,6	26,2	468,1	11.582	3.353

a. S. MAG = Solda "Metal Active Gas"

b. S. SAW = Solda a arco Submerso

TABELA 2. Comparação dos Resultados Obtidos com os Três Métodos

CASO	Carga máxima prevista (kN)			Resultado experimental (kN)	Desvio da previsão em relação ao resultado experimental (%)		
	DPFAD	Análise J-T	DFM		DPFAD	Análise J-T	DFM
Tubo-1CT	67,3	66,4	61,3	64,5	4,3	2,9	-5,0
Tubo-1	71,2	70,2	63,9		10,4	8,8	-0,9
Tubo-2CT	108,3	108,4	95,0	98,0	10,5	10,6	-3,1
Tubo-2	113,2	113,4	98,2		15,5	15,7	0,2
SFB1	262,0	265,6	--	282,0	-7,1	-5,8	--
SFW1	239,4	245,2	--	254,0	-5,7	-3,4	--
SFW2	307,5	319,6	--	339,0	-9,2	-5,7	--
SFB2	553,9	559,3	--	602,0	-8,0	-7,1	--
SFW3	500,0	512,9	--	588,0	-14,9	-12,7	--
STB1	165,3	167,7	--	176,0	-6,1	-4,7	--
STW1	201,6	206,0	--	199,0	1,3	3,6	--
SPBMTWC8-1	239,7	249,7	--	246,5	-2,7	1,4	--
SPBMTWC8-2	190,2	194,0	--	197,9	-3,9	-2,0	--
SPBMTWC8-3	144,1	143,7	--	140,8	2,4	2,1	--
SPBMTWC16-1	888,2	847,7	--	741,5	19,8	14,4	--
SPBMTWC16-2	664,7	623,4	--	580,5	14,5	7,4	--
SPBMTWC16-3	480,7	423,8	--	395,6	21,6	7,2	--
4141-1	61,8	62,3	--	73,3	-15,6	-15,0	--
4141-3	206,3	203,7	--	183,0	12,8	11,4	--

O método DFM, para os dois casos aplicados analisados (TUBO-1 e TUBO-2), foi o que forneceu previsões mais precisas, com tendência a resultados conservadores. A carga máxima pode ser prevista com bom nível de precisão mesmo considerando-se a curva J_R do corpo de prova CT. No entanto, usando-se a curva J_R do próprio tubo, consegue-se uma previsão mais fiel da curva completa carga versus deslocamento. Além disso, este método permitiu obter além da carga máxima, o comportamento completo do componente trincado representado por uma curva carga aplicada versus deslocamento do ponto de aplicação da carga. Convém ressaltar que não foi possível a aplicação do método DFM para os demais casos analisados, por não ter sido possível obter na literatura pesquisada, até o presente momento, as informações completas relativas aos ensaios de corpos de prova para obtenção das respectivas curvas J_R (tipo e dimensões dos corpos de prova e registros experimentais carga versus deslocamento).

Deverá ser dada continuidade à execução de estudos de correlações considerando as características geométricas e físicas de corpos de prova, e os respectivos parâmetros relativos às curvas carga versus deslocamento, de experimentos similares, realizados com o mesmo tipo de materiais, com vistas a aplicação do método DFM a todos os casos disponíveis.

É importante notar que os métodos aplicados são mais ou menos precisos em função da qualidade dos dados experimentais para definição das propriedades mecânicas utilizadas nas análises e da capacidade deles em capturar o modo de falha que ocorreu em cada teste de tubulação (rasgamento dúctil e colapso plástico).

REFERÊNCIAS

- [1] Bloom, J.M.; Malik, S.N. **Procedure for the Assessment of the Integrity of Nuclear Pressure Vessels and Piping Containing Defects**, EPRI Report NP-2431, Palo Alto, 1982.
- [2] Kumar, V.; German, M.D.; Shih, C.F. **An Engineering Approach for Elastic-Plastic Fracture Analysis**, EPRI Report NP-1931, Palo Alto, 1981.
- [3] Zahoor, A. **Ductile Fracture Handbook**, EPRI Report NP-6301-D, Palo Alto, 1989.
- [4] Paris, P.C.; Johnson, R.E. **A Method of Application of Elastic-Plastic Fracture Mechanics to Nuclear Vessel Analysis**, ASTM STP 803, Philadelphia, pp. II-5-II-40, 1983.
- [5] Landes, J.D.; Zhou, Z.; Brown, K.H. **An Application Methodology for Ductile Fracture Mechanics**, ASTM STP 1189, Philadelphia, pp. 229-264, 1993.
- [6] Cruz, J.R.B.; Landes, J.D. **A Simplified Transformation Approach to Obtain Structural Calibration Functions**, ASTM STP 1332, Philadelphia, 1998.
- [7] Pan, J.; Ahmad, J.; Kanninen, M.F.; Popelar, C.H. **Application of a Tearing Instability Analysis for Strain-Hardening Materials to a Circumferentially Cracked**

Pipe in Bending, ASTM STP 833, Philadelphia, pp. 721-745, 1984.

[8] Koji Koyama, Itaru Muroya, Toshihiko Tanaka, Takao Nakamura. **Low Alloy Steel Piping Test for Fracture Criteria for LBB**, Nuclear Engineering and Design 191, pp. 147-156, 1999.

[9] J. Chattopadhyay, B. K. Dutta, H.S. Kushwaha. **Experimental and Analytical study of 3 point bend specimen and throughwall circumferentially cracked straight pipe**, International Journal of Pressure Vessels and Piping 77, pp. 455-471, 2000.

[10] P. Scott, F. Brust – Battelle's Columbus Division – Division of Engineering Safety – Office of Regulatory Research – U. S. Nuclear Regulatory Commission – Washington DC. **An Experimental and Analytical assessment of circumferential throughwall cracked pipes under bending**, NUREG / CR-4574, BMI-2136, RF, R5, USNRC, Set 1986.

ABSTRACT

Pipes related to the Primary System of PWR reactors are manufactured from high toughness austenitic and ferritic steels, which are resistant to the unstable growth of defects. A flaw in a piping system has to cause a leakage in a considerable rate, before any growth of the flaw causes a catastrophic rupture of the piping. This is the concept of LBB (Leak-Before-Break). If a conservative analysis can demonstrate that this leakage can be detected and repaired before a sudden rupture of the pipe occurs, the regulatory commission can exclude from the design basis, the postulation of a DEGB (Double-Ended Guillotine Break) hypothetical and the considerations to its associated dynamic effects. As a consequence, the protections against dynamic effects can be desconsidered, bringing an immediate economic benefit. In terms of security, the removal of the protections, give also more benefits considering the existence of more space available at the installation for inspection activities.

A fundamental stage in the LBB methodology consists in the analysis of the stability of a postulated throughwall flaw in a specific piping system. In this work, the methods DPFAD (Deformation Plasticity Failure Assessment Diagram), J-T Analysis and DFM (Ductile Fracture Method) are described and applied on the determination of the instability load in some piping configurations submitted to bending containing circumferential throughwall flaws, and where geometry and material variations are considered. The instability loads obtained by these methods are compared among them and compared with some experimental results.