



AUTARQUIA ASSOCIADA À UNIVERSIDADE
DE SÃO PAULO

**PROCEDIMENTO ANALÍTICO PARA PREVISÃO DO
COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE
COMPONENTES TRINCADOS**

JULIO RICARDO BARRETO CRUZ

**Tese apresentada como parte dos
requisitos para obtenção do Grau de
Doutor em Ciências na Área de
Reatores Nucleares de Potência e
Tecnologia do Combustível Nuclear.**

Orientador:

Prof. Dr. Arnaldo H. Paes de Andrade

São Paulo

1998

621.039.53
C957P

INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES
Autarquia associada à Universidade de São Paulo

**PROCEDIMENTO ANALÍTICO PARA PREVISÃO DO COMPORTAMENTO
ESTRUTURAL DE COMPONENTES TRINCADOS**

JULIO RICARDO BARRETO CRUZ



Tese apresentada como parte dos requisitos
para obtenção do grau de Doutor em Ciências
na Área de Reatores Nucleares de Potência e
Tecnologia do Combustível Nuclear.

Orientador:
Prof. Dr. Arnaldo H. Paes de Andrade

SÃO PAULO

1998

À minha esposa, Malu,
e filhos, Eduardo e Flavia

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Arnaldo H. Paes de Andrade, orientador e amigo, pelo incentivo e apoio ao longo de todo o desenvolvimento deste trabalho.

Ao Prof. Dr. John D. Landes, pela orientação e atenção recebidas durante o estágio na Universidade do Tennessee, em Knoxville, EUA.

Ao IPEN/CNEN, por apoiar essa oportunidade de desenvolvimento profissional.

Ao CNPq, pelo suporte financeiro para o estágio de 16 meses na Universidade do Tennessee.

À minha esposa, Malu, e filhos, Eduardo e Flavia, tão amados e cujos carinho e compreensão foram fundamentais para a realização deste trabalho.

Aos meus queridos pais, com quem sempre pude contar desde os primeiros desafios.

PROCEDIMENTO ANALÍTICO PARA PREVISÃO DO COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE COMPONENTES TRINCADOS

Julio Ricardo Barreto Cruz

RESUMO

Componentes estruturais utilizados em reatores nucleares são geralmente fabricados com materiais dúcteis e estão sujeitos a carregamentos que podem produzir uma plasticidade significativa. Nessas condições, a avaliação da integridade estrutural de componentes contendo defeitos requer 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 caro e demanda bastante tempo, a existência dos chamados métodos simplificados para avaliação de integridade é de grande relevância. A primeira fase deste trabalho consiste de uma avaliação crítica das principais metodologias disponíveis na literatura, com identificação de suas características mais importantes, pontos positivos e aspectos negativos. A partir desse estudo, é desenvolvido um procedimento analítico para previsão do comportamento estrutural de componentes trincados. Esse procedimento utiliza a filosofia básica de uma das metodologias estudadas, *Ductile Fracture Method (DFM)*, com modificações que visam simplificar e ampliar o seu campo de aplicação. Numa primeira etapa, é proposto um método alternativo para obtenção da função de calibração do componente. Numa etapa posterior, é feita a incorporação ao *DFM* da abordagem conhecida como *Common Format Equation (CFE)* com a utilização de um novo parâmetro normalizador baseado em deslocamento. No procedimento de previsão, o comportamento estrutural do componente trincado é expresso em termos de uma curva carga *versus* deslocamento. Essa curva é obtida por meio de um processo iterativo que considera, simultaneamente, à medida que a carga cresce, o comportamento à deformação representado por uma função de calibração do componente em questão e o comportamento à fratura dado em termos da curva J_R do material. Os exemplos apresentados demonstram a capacidade do procedimento proposto de prever com bom nível de precisão, não somente a carga máxima suportável pelo componente trincado, como também o comportamento completo carga *versus* deslocamento.

ANALYTICAL PROCEDURE FOR PREDICTING THE STRUCTURAL BEHAVIOR OF CRACKED COMPONENTS

Julio Ricardo Barreto Cruz

ABSTRACT

Nuclear power plant components are generally fabricated with ductile materials and are subjected to loadings which may cause a significant plasticity. In situations like that, the structural integrity evaluation of components containing defects requires the use of Elastic-Plastic Fracture Mechanics (EPFM) parameters. Since the use of numerical methods to apply the concepts of EPFM is expensive and time consuming, the existence of the so-called simplified methods for integrity evaluation is of great relevance. The first part of this work embodies a critical study of the major methodologies available in the literature, where their main characteristics, positive aspects and drawbacks are pointed out. Taking advantage of this critical review, an analytical procedure for predicting the structural behavior of cracked components is then developed. This procedure is based on the fundamentals of one of the studied methodologies, the Ductile Fracture Method (DFM), with appropriate improvements to simplify and make its application more general. As a first step, a simplified transformation approach to obtain structural calibration functions is suggested. In a subsequent step, the so-called Common Format Equation (CFE) with a new displacement-based normalization parameter is incorporated to the DFM framework. In the prediction procedure, the cracked component behavior is given in terms of a load versus displacement curve. This curve is obtained via an iterative process which considers simultaneously the deformation behavior and the fracture behavior as the load increases. The first is represented by the structural component calibration function and the latter is given by the material J_R curve. The examples presented confirm the potential of the proposed procedure for accurate predictions not only of the maximum load supported by the cracked component but also of the complete load versus displacement behavior.

SUMÁRIO

	Página
1. INTRODUÇÃO	
1.1 <i>Posicionamento do tema</i>	1
1.2 <i>Fundamentos teóricos</i>	3
1.2.1 <i>Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL)</i>	3
1.2.2 <i>Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP)</i>	5
1.3 <i>Histórico</i>	9
1.4 <i>Objetivos</i>	12
1.5 <i>Forma de encaminhamento do trabalho e organização do texto</i>	13
2. PRINCIPAIS METODOLOGIAS DISPONÍVEIS NA LITERATURA	
2.1 <i>Introdução</i>	15
2.2 <i>Método DPFAD (Deformation Plasticity Failure Assessment Diagram)</i>	18
2.3 <i>Análise J-T</i>	20
2.4 <i>Abordagem da Tensão de Referência</i>	22
2.5 <i>Método ETM (Engineering Treatment Model)</i>	24
2.6 <i>Método DFM (Ductile Fracture Method)</i>	26
2.7 <i>Avaliação crítica das várias abordagens existentes</i>	30
3. FUNDAMENTOS DO MÉTODO DFM	
3.1 <i>Princípio de Separação de Variáveis</i>	33
3.2 <i>Método da Normalização</i>	36
3.2 <i>Determinação da função G</i>	39
3.3 <i>Determinação da função H</i>	41
4. MÉTODO SIMPLIFICADO PARA OBTENÇÃO DA FUNÇÃO H	
4.1 <i>Determinação analítica das constantes l, m e n</i>	45
4.2 <i>Validação do método simplificado</i>	48

	Página
5. INCORPORAÇÃO DA CFE AO DFM	
5.1 <i>Questionando a unicidade da função H na CFE</i>	52
5.2 <i>Modificando a CFE</i>	56
5.3 <i>Reverendo as equações que originaram a CFE</i>	58
6. PROCEDIMENTO PARA PREVISÃO BASEADO NA CFE MODIFICADA	
6.1 <i>Descrição do procedimento</i>	65
6.2 <i>Resultados obtidos com o novo procedimento</i>	68
6.2.1 <i>Configurações de laboratório</i>	68
6.2.2 <i>Tubo com trinca circunferencial</i>	74
6.3 <i>Discussão e sugestões para pesquisas futuras</i>	83
7. CONCLUSÕES	86
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	89

LISTA DE TABELAS

- Tabela 4.1 - Características dos corpos de prova de aço A533B
 Tabela 5.1 - Parâmetros da função G de acordo com a CFE
 Tabela 6.1 - Características geométricas dos tubos de aço inoxidável tipo 304
 Tabela 6.2 - P_L versus b/W para diferentes comprimentos de trinca

LISTA DE FIGURAS

- Figura 1.1 - Sistema de coordenadas na ponta da trinca
 Figura 1.2 - Trinca lateral numa placa sujeita a uma tensão remota de tração
 Figura 1.3 - Zonas na região da ponta da trinca para condições elasto-plásticas
 Figura 1.4 - Representação esquemática dos estágios do processo de fratura dúctil (curva J_R)
 Figura 1.5 - Representação gráfica da instabilidade dúctil
 Figura 2.1 - Diagrama FAD baseado no *strip yield model*
 Figura 2.2 - Diagrama $DPFAD$
 Figura 2.3a - Determinação do J correspondente ao ponto de instabilidade
 Figura 2.3b - Determinação da carga de instabilidade
 Figura 2.4 - Determinação da carga de instabilidade usando o ETM
 Figura 2.5 - Esquema para previsão de P versus v segundo o método DFM
 Figura 2.6 - Fluxograma para previsão da curva $P-v$ de um componente estrutural a partir dos dados para um corpo de prova
 Figura 3.1 - Família de curvas representada pela função de calibração
 Figura 3.2 - Esquema para determinação da função G
 Figura 3.3 - Representação esquemática das configurações usadas na transferência de funções de calibração
 Figura 3.4 - Esquema do procedimento original para transformação de H
 Figura 4.1 - Curvas de calibração para as configurações CCT
 Figura 4.2 - Curvas de calibração para as configurações $SENT$
 Figura 4.3 - Curvas de calibração para as configurações $DENT$

- Figura 5.1 - P_N versus v_{pl}/W usando a *CFE*
- Figura 5.2 - P_N versus $v_{pl}/(v_{el})_0$ usando a *CFE* modificada
- Figura 6.1 - Fluxograma do procedimento para previsão baseado na *CFE* modificada
- Figura 6.2 - Curva experimental P versus v do corpo de prova *CT*, aço A533B
- Figura 6.3 - Função H do corpo de prova *CT*, aço A533B
- Figura 6.4 - Curva J_R do corpo de prova *CT*, aço A533B
- Figura 6.5 - Previsão da curva carga versus deslocamento para a configuração *CCT*
- Figura 6.6 - Previsão da curva carga versus deslocamento para a configuração *SENT*
- Figura 6.7 - Previsão da curva carga versus deslocamento para a configuração *DENT*
- Figura 6.8 - Curvas J_R para o aço A533B para diferentes geometrias
- Figura 6.9 - Tubo com trinca circunferencial sujeito a flexão
- Figura 6.10 - Curva experimental P versus v para o corpo de prova *CT*, aço inoxidável 304
- Figura 6.11 - Função H do corpo de prova *CT*, aço inoxidável 304
- Figura 6.12 - Curva J_R do corpo de prova *CT*, aço inoxidável 304
- Figura 6.13 - Obtenção do parâmetro m da função G do tubo
- Figura 6.14 - Avaliação do parâmetro ζ da função G do tubo
- Figura 6.15 - Previsão da curva carga versus deslocamento para o TUBO-1
- Figura 6.16 - Previsão da curva carga versus deslocamento para o TUBO-2
- Figura 6.17 - Curva J_R do TUBO-1
- Figura 6.18 - Curva J_R do TUBO-2
- Figura 6.19 - Curvas J_R para o aço 304 dos tubos e do corpo de prova *CT*

LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

<i>CEGB</i>	=	<i>Central Electricity Generating Board</i>
<i>CCT</i>	=	<i>Center cracked tension specimen</i>
<i>CFE</i>	=	<i>Common Format Equation</i>
<i>CT</i>	=	<i>Compact tension specimen</i>
<i>DENT</i>	=	<i>Double edge notched tension specimen</i>
<i>DFM</i>	=	<i>Ductile Fracture Method</i>
<i>DPFAD</i>	=	<i>Deformation Plasticity Failure Assessment Diagram</i>
<i>EPRI</i>	=	<i>Electric Power Research Institute</i>
<i>ETM</i>	=	<i>Engineering Treatment Model</i>
<i>FAD</i>	=	<i>Failure Assessment Diagram</i>
<i>GE</i>	=	<i>General Electric Company</i>
<i>MFEL</i>	=	<i>Mecânica da Fratura Elástica Linear</i>
<i>MFEP</i>	=	<i>Mecânica da Fratura Elasto-Plástica</i>
<i>SENB</i>	=	<i>Single edge notched bend specimen</i>
<i>SENT</i>	=	<i>Single edge notched tension specimen</i>

NOMENCLATURA

a, a_0, a_{eff}	=	comprimento de trinca, comprimento inicial de trinca, comprimento de trinca efetivo
b	=	ligamento remanescente
B	=	espessura do corpo trincado
C	=	<i>compliance</i>
E	=	módulo de elasticidade
G, H	=	funções de geometria e de deformação, respectivamente
h_I	=	funções de influência geométrica-plástica do manual <i>EPRI-GE</i>
J, J_{el}, J_{pl}	=	<i>integral-J</i> , parcela elástica de J , parcela plástica de J
J_R	=	curva J_R de resistência à fratura
K, K_{eff}, K_I	=	fator de intensidade de tensão, fator de intensidade de tensão efetivo, fator de intensidade de tensão no modo I de fratura
K_{IC}	=	tenacidade à fratura

- K_r, S_r = coordenadas da curva *FAD*
 K_r, S_r = coordenadas de um ponto de avaliação num diagrama *FAD*
 L, M, N = coeficientes da função *LMN*
 m = coeficiente da função *G*
 P, P_N = carga aplicada, carga normalizada
 P_o, P_y, P_L = cargas de referência, geralmente tomadas como a carga limite
 T = módulo de rasgamento
 W = largura do corpo trincado
 v, v_{el}, v_{pl} = deslocamento, parcela elástica de v , parcela plástica de v
 v_N = deslocamento plástico normalizado
 $\varepsilon, \varepsilon_{el}, \varepsilon_{pl}$ = deformação, parcela elástica de ε , parcela plástica de ε
 $\sigma_o, \varepsilon_o, \alpha, n$ = parâmetros da Eq. de Ramberg-Osgood
 ε_{ref} = deformação de referência
 δ_5 = deslocamento de abertura da ponta da trinca contado a partir de um comprimento de extensômetro de 5mm
 δ_R curva δ_R de resistência à fratura
 Δa = incremento no comprimento de trinca
 η_{pl} = fator η -plástico
 ν = coeficiente de Poisson
 σ = tensão
 σ_{ref} = tensão de referência
 σ_y = tensão de escoamento
 σ_{ys} = limite de escoamento
 σ_{uts} = resistência máxima à tração
 σ_c = tensão de colapso
 Ω/κ = fator de restrição plástica
 ζ = coeficiente da função *G*

1 INTRODUÇÃO

1.1 *Posicionamento do tema*

Uma atividade fundamental tanto na fase de projeto como durante a vida em serviço de usinas nucleares é a avaliação da integridade estrutural de seus componentes mecânicos. As metodologias para avaliação de integridade desempenham um papel importante no desenvolvimento de projetos estruturais otimizados e, ao mesmo tempo, seguros. Essas metodologias têm sido também muito utilizadas para demonstrar a possibilidade de ampliar a vida útil de usinas em operação, visando melhores resultados econômicos, dentro das condições de segurança requeridas.

Um dos itens fundamentais para que sejam cumpridas as exigências dos órgãos reguladores da atividade nuclear diz respeito à prevenção de fratura da barreira de pressão do refrigerante do reator. Esta deve ser projetada com margem de segurança suficiente para garantir que, quando sujeita a condições de operação, manutenção, teste e acidentes postulados, não tenha comportamento frágil e a probabilidade de uma fratura de propagação rápida seja minimizada.

Quando se projeta uma estrutura para que ela resista à fratura, existem três variáveis críticas que precisam ser consideradas: o nível de tensão na estrutura, o tamanho da trinca e a tenacidade à fratura do material. A mecânica da fratura provê as relações matemáticas entre essas quantidades, constituindo-se na principal ferramenta para análise de estruturas contendo defeitos. Muitos dos avanços que aconteceram nessa área se deram em função dos severos requisitos de segurança e confiabilidade da indústria nuclear.

Várias equações da mecânica da fratura procuram quantificar a relação crítica entre tensão, tamanho da trinca e tenacidade à fratura, porém cada uma das abordagens existentes possui um campo limitado de aplicação. Por exemplo, a Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL), estritamente falando, aplica-se somente aos casos em que o comportamento do material é predominantemente elástico e a resposta à fratura é frágil.

Entretanto, na maioria dos regimes de operação de sistemas nucleares, o material está trabalhando a temperaturas superiores à temperatura de transição frágil-dúctil, onde a resposta à fratura é dúctil e o material é capaz de acomodar uma deformação plástica considerável. Nessas condições, a aplicação da MFEL é inadequada, fazendo-se necessário o uso de métodos de mecânica da fratura dúctil para previsão do comportamento à fratura da estrutura.

Pesquisas realizadas nas últimas décadas na área da Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP) têm demonstrado que previsões do comportamento à fratura e margens de segurança mais realistas podem ser obtidas a partir de análises elasto-plásticas. Os pesquisadores da área da MFEP têm tido sucesso na identificação de parâmetros para caracterizar o processo de fratura dúctil, no desenvolvimento de técnicas experimentais para avaliação da resistência à fratura dos materiais e na definição de métodos de análise. Entretanto, os cálculos necessários para aplicar os conceitos desenvolvidos requerem análises sofisticadas, usualmente com a utilização de métodos numéricos, principalmente o método dos elementos finitos. Tais análises são caras, consomem bastante tempo e requerem do executor um elevado grau de conhecimento das áreas envolvidas. Isto, naturalmente, representa um sério obstáculo ao usuário potencial dos conceitos da MFEP.

Para superar essas dificuldades, a comunidade científica juntamente com a indústria e órgãos reguladores da atividade nuclear em vários países investiram no desenvolvimento de métodos analíticos aproximados e procedimentos de engenharia para avaliação da integridade de estruturas contendo trincas (reais ou postuladas) fabricadas com materiais dúcteis e sujeitas a carregamentos que podem produzir uma plasticidade significativa. A introdução de hipóteses simplificadoras e eventual perda de precisão dessas metodologias, quando comparadas com análises numéricas não-lineares, é compensada pela possibilidade de avaliações rápidas. Isto é um fator determinante em situações nas quais uma avaliação sistemática de várias geometrias e condições de carregamento é necessária. O presente trabalho de pesquisa se insere nesse contexto e os seus principais objetivos são apresentados adiante, na Seção 1.4. Antes disso, na Seção 1.2, são apresentados alguns conceitos básicos da mecânica da fratura e, na Seção 1.3, é feito um breve histórico sobre a evolução dos chamados métodos simplificados para avaliação de integridade.

1.2 Fundamentos teóricos

O conceito básico empregado em mecânica da fratura é a relação entre as condições de carregamento aplicadas à estrutura trincada e a resistência do material ao crescimento de trinca e fratura. Se a resistência do material à fratura for inferior às condições de tensão-deformação impostas pelo carregamento (e pelas condições geométricas) na ponta da trinca, a falha estrutural irá ocorrer. As condições aplicadas na ponta da trinca são normalmente referidas como força motriz da trinca. Assim, para que a falha estrutural seja evitada:

$$\text{Resistência do Material} > \text{Força Motriz da Trinca} \quad (1.1)$$

1.2.1 Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL)

Na MFEL a força motriz da trinca é representada pelo parâmetro K_I , chamado fator de intensidade de tensão. O subscrito I refere-se ao modo de carregamento que tende a deslocar as superfícies da trinca na direção perpendicular ao seu plano; é o chamado modo de abertura da trinca. Tecnicamente, é o modo de carregamento mais importante e o que será referido daqui em diante.

O campo de tensões nas proximidades da ponta da trinca é caracterizado, de forma única, pelo parâmetro K_I e é dado por:

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \right) f_{ij}(\theta), \text{ quando } r \rightarrow 0 \quad (1.2)$$

onde σ_{ij} é o tensor de tensões, r e θ são definidos na Fig. 1.1 e f_{ij} é uma função adimensional de θ . A Eq. 1.2 descreve uma singularidade de tensão, uma vez que a tensão é assintótica para $r = 0$. A região caracterizada pelo parâmetro K_I é chamada de zona-K e está indicada na Fig. 1.2.

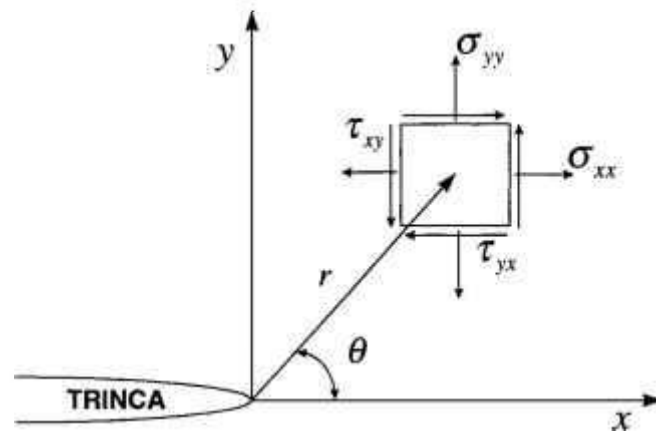


Figura 1.1- Sistema de coordenadas na ponta da trinca

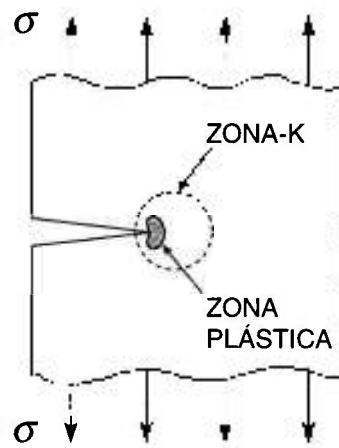


Figura 1.2 - Trinca lateral numa placa sujeita a uma tensão remota de tração

K_I é uma função do carregamento aplicado ou tensão remota aplicada, σ , do tamanho da trinca, a e da geometria trincada. Referindo-se à Fig. 1.2, para uma determinada geometria e tamanho de trinca, o valor de K_I aplicado na região da ponta trinca vai crescendo à medida em que a tensão remota aplicada aumenta. Quando o valor de K_I aplicado atinge um nível crítico (equivalente à resistência do material à fratura), a trinca se torna instável e a fratura súbita e frágil irá ocorrer. Este valor crítico de K_I é denominado K_{Ic} (tenacidade à fratura) e pode ser considerado uma propriedade do material se certas condições forem atendidas.

Expressões para K_I , para vários tipos de configurações trincadas, podem ser encontradas em manuais de mecânica da fratura elástica. Portanto, para uma configuração particular, a força motriz da trinca pode ser facilmente calculada e, uma vez comparada com a resistência do material à fratura, K_{Ic} , permite uma avaliação da condição de falha estrutural.

A MFEL é baseada na análise de tensões elásticas de materiais relativamente frágeis contendo trincas agudas. A análise de tensões elásticas de trincas agudas prevê tensões infinitas na ponta da trinca. Em materiais reais, entretanto, as tensões na ponta da trinca são finitas e o material nessa região sofre escoamento. A região onde acontecem deformações plásticas é denominada de zona plástica (Fig. 1.2). A análise de tensões elásticas torna-se cada vez mais imprecisa à medida que a zona plástica aumenta. Correções simples nas expressões de K_I podem ser obtidas quando ocorre uma quantidade moderada de escoamento na ponta da trinca. Geralmente, essas correções baseiam-se na utilização de um tamanho de trinca efetivo, onde o tamanho da trinca é majorado para considerar a plasticidade na ponta da trinca.

1.2.2 Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP)

A MFEL é aplicável a situações de escoamento em pequena escala, nas quais a quantidade de plasticidade na ponta da trinca é bem pequena. Quando existe uma plasticidade significativa, condição freqüentemente presente em materiais empregados em sistemas nucleares, torna-se necessário o uso de novos conceitos e parâmetros para caracterizar as condições na ponta da trinca. Tais parâmetros devem levar em conta o comportamento não-linear do material e baseiam-se nos conceitos da MFEP. Entre esses parâmetros, os mais conhecidos são a *integral-J* e o *CTOD* (*Crack-Tip-Opening-Displacement*). Aqui, concentra-se a discussão em torno dos conceitos relacionados à *integral-J* (ou, simplesmente, *J*)

J pode ser definido como uma integral de linha ao longo de um contorno ao redor da ponta da trinca, como taxa de liberação de energia num corpo trincado ou como parâmetro caracterizador das condições de tensões e deformações elasto-plásticas nas

proximidades da ponta da trinca (ANDERSON, 1991). É um parâmetro análogo ao parâmetro K_I da MFEL mas, além de depender do tamanho de trinca e da geometria do corpo trincado, depende também do comportamento tensão-deformação do material. O desenvolvimento de J como parâmetro para caracterização do campo de tensões e deformações na ponta da trinca foi feito admitindo-se que o material segue uma lei de escoamento plástico, sendo uma das mais difundidas a equação de Ramberg-Osgood:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_o} = \frac{\sigma}{\sigma_o} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_o} \right)^n \quad (1.3)$$

onde α é uma constante do material, ε_o é a deformação de escoamento, σ_o é a tensão de escoamento e n é o expoente de encruamento do material. A distribuição de tensões nas proximidades da ponta da trinca é dada por:

$$\sigma_{ij} = \sigma_o \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_o^n I_n r} \right)^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(n, \theta), \text{ quando } r \rightarrow 0 \quad (1.4)$$

onde E é o módulo de elasticidade, I_n é uma constante de integração que depende de n , e $\tilde{\sigma}_{ij}$ é uma função adimensional de n e θ .

A Eq. 1.4 é chamada de singularidade HRR em homenagem a Hutchinson, Rice e Rosengren (HUTCHINSON, 1968; RICE & ROSENGREN, 1968), que foram os responsáveis pelo seu desenvolvimento. J define a amplitude da singularidade HRR, da mesma forma que o fator de intensidade de tensão caracteriza a amplitude da singularidade elástica linear.

Se, em situações de escoamento de pequena escala, J for avaliado numericamente na região dominada pela zona-K, ele poderá ser diretamente relacionado ao fator de intensidade de tensão K_I por meio da seguinte equação:

$$J = \frac{K_I^2}{E'} \quad (1.5)$$

onde $E' = E$ para estado plano de tensão e $E' = E/(1-\nu^2)$ para estado plano de deformação.

A zona controlada por J é mostrada de forma esquemática na Fig. 1.3. A comparação entre as Figs. 1.2 e 1.3 ilustra a diferença básica entre a MFEL e a MFEP. Observa-se que a zona-K é envolvida por um campo de tensões-deformações elásticas, enquanto a zona-J é envolvida por um campo de tensões-deformações plásticas.

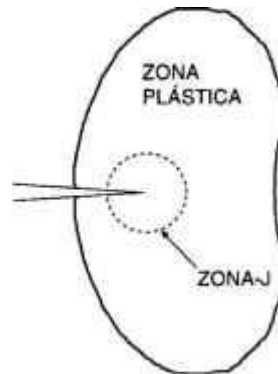


Figura 1.3 - Zonas na região da ponta da trinca para condições elasto-plásticas

J é utilizado para descrever a força motriz da trinca de uma maneira análoga ao uso de K_I na MFEL. O conceito de J para analisar o comportamento à fratura de uma estrutura trincada é essencialmente o mesmo conceito usado na MFEL, ou seja, o J aplicado é relacionado à resistência do material, à propagação de trinca e fratura, medida em termos de J . O conceito geral do comportamento do material, expresso em termos de J , é ilustrado na Fig. 1.4.

Para um dado material contendo uma trinca, à medida que o carregamento é aumentado, o J aplicado também cresce e ocorre um adoçamento (*blunting*) da ponta da trinca. Num determinado nível crítico do carregamento aplicado, a trinca começa a crescer de uma forma dúctil. Este ponto é referido como J_{Ic} e pode ser usado como uma medida conservadora da tenacidade à fratura dúctil. À medida que o carregamento (J aplicado) aumenta, a trinca continua a crescer dando origem à chamada curva J_R . O crescimento de trinca é estável enquanto a taxa de variação da força motriz da trinca, J , for menor ou igual à taxa de variação da resistência do material, J_R . Dependendo do material e das condições de carregamento na estrutura, o nível de J aplicado à estrutura pode exceder o J que o material é capaz de suportar e, então, a trinca torna-se instável (fratura dúctil rápida). Este é o conceito de instabilidade dúctil e é ilustrado na Fig. 1.5.

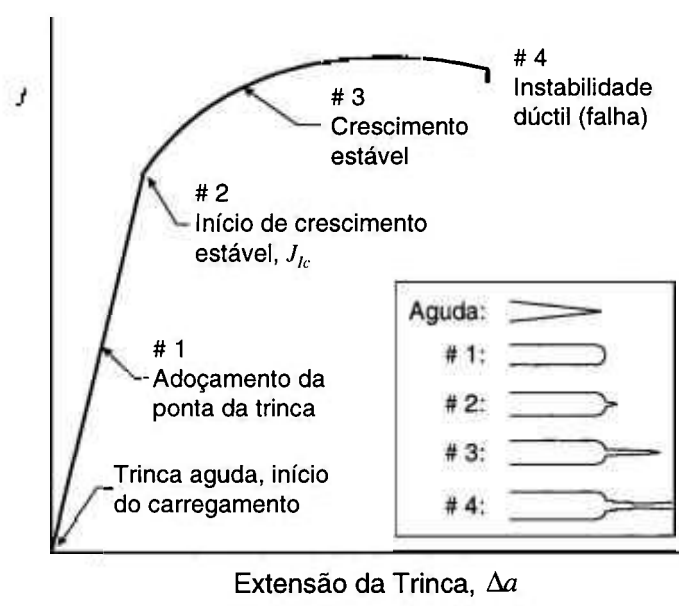


Figura 1.4- Representação esquemática dos estágios do processo de fratura dúctil (curva J_R)

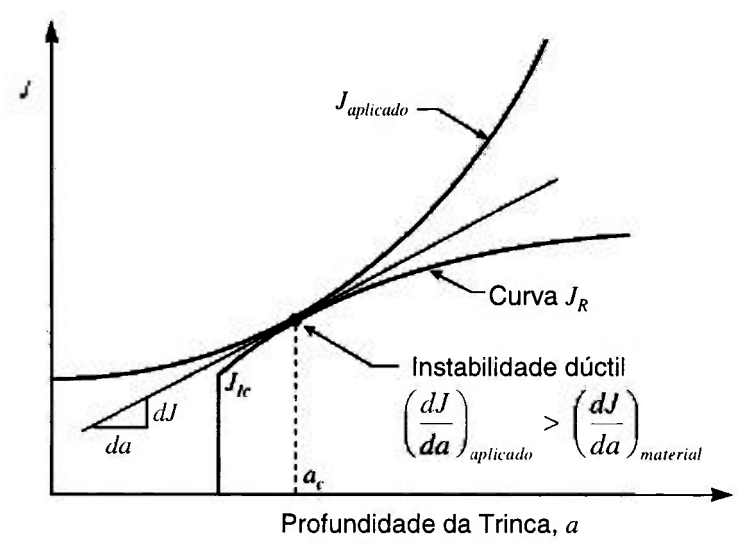


Figura 1.5 - Representação gráfica da instabilidade dúctil

As seguintes equações definem os módulos de rasgamento, que são as representações adimensionais das derivadas da força motriz da trinca (J) e da resistência do material (J_R):

$$T = \frac{E}{\sigma_o^2} \left(\frac{dJ}{da} \right) \quad (1.6)$$

$$T_R = \frac{E}{\sigma_o^2} \left(\frac{dJ_R}{da} \right) \quad (1.7)$$

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

As condições durante crescimento estável de trinca podem ser expressas como:

$$J = J_R \quad (1.8)$$

e

$$T \leq T_R \quad (1.9)$$

A propagação instável da trinca ocorre quando:

$$T > T_R \quad (1.10)$$

1.3 Histórico

A idéia de um procedimento simples de engenharia para a avaliação da integridade de estruturas de aço contendo trincas foi primeiramente proposta pelo *CEGB* (*Central Electricity Generating Board*) no Reino Unido em 1976, o denominado procedimento R6 (HARRISON et al., 1976). Para uma dada resistência do material e uma certa configuração de trinca, o procedimento provê uma relação entre a força motriz da

trinca (expressa em função do fator de intensidade de tensão, K) e a plasticidade que, quando representada graficamente, fornece uma curva separando duas regiões: uma região em que a estrutura é considerada segura e outra região cujas condições levam a uma falha da estrutura. Esse esquema de avaliação ficou conhecido como diagrama *FAD* (*Failure Assessment Diagram*). O diagrama *FAD* original mostrou-se, entretanto, inadequado para representar efeitos geométricos da estrutura trincada e o comportamento de materiais com capacidade de encruamento.

Em 1981, foi proposta uma metodologia mais avançada para calcular a força motriz da trinca, que leva em conta o encruamento do material e baseia-se no conceito de crescimento de trinca controlado pela *integral-J* da MFEP. Essa metodologia utiliza um esquema para estimativa do parâmetro J e foi publicada na forma de um manual pelo *EPRI* (*Electric Power Research Institute*) e a *GE* (*General Electric*) (KUMAR et al., 1981). O chamado procedimento *EPRI-GE* propõe alguns métodos gráficos para previsão do início de crescimento, crescimento estável e crescimento instável de trinca, combinando estimativas da força motriz da trinca (J aplicado) com a curva J_R de resistência à fratura do material obtida experimentalmente.

BLOOM & MALIK (1982) utilizaram o esquema para estimativa de J do *EPRI-GE* e propuseram um diagrama *FAD* que incluiu o mecanismo de falha por rasgamento dúctil. O diagrama obtido foi denominado *DPFAD* (*Deformation Plasticity Failure Assessment Diagram*). Usando o diagrama *DPFAD* é possível identificar qual o mecanismo de falha da estrutura: fratura frágil, rasgamento dúctil ou colapso plástico e aí, então, aplicar a metodologia adequada para avaliação de sua integridade. Para fratura frágil utiliza-se a MFEL, para rasgamento dúctil a MFEP e para colapso plástico o método da carga limite. Em se tratando de rasgamento dúctil, o diagrama permite ainda a previsão da carga correspondente ao início de crescimento de trinca, da carga de instabilidade e das margens de segurança a elas associadas. O método *DPFAD* teve ampla aceitação na indústria nuclear. Um bom exemplo é o seu uso para verificação da instabilidade de trincas postuladas em tubulações nucleares de alta energia, nas avaliações do critério de Vazamento-Antes-da-Ruptura (*LBB - Leak-Before-Break*) (BEAUDOIN et al., 1990).

Um método alternativo também muito utilizado na avaliação de instabilidade de trincas em tubulações e vasos de pressão é o chamado método *J-T* (PARIS & JOHNSON, 1983). Nesse método, o critério de instabilidade é expresso por intermédio do módulo de rasgamento *T*. A interseção de duas curvas no espaço *J x T* (a curva *J-T* aplicada e a curva *J-T* do material) define os valores de *J* e *T* correspondentes à falha do componente trincado. O carregamento admissível é então determinado a partir de um gráfico de *J* aplicado *versus* carregamento, entrando-se com o valor de *J* determinado anteriormente.

A evolução dos métodos simplificados para avaliação da integridade de componentes trincados tem acontecido em função dos avanços na área da MFEP. Baseando-se na abordagem da tensão de referência (AINSWORTH, 1984), foram publicadas novas versões do procedimento R6 (MILNE et al., 1988) e da norma inglesa PD6493 (1991). Foi também publicado pelo *EPRI* um novo manual incluindo soluções para geometrias mais complexas (ZAHOOR, 1989). Além disso, surgiram propostas de novas metodologias, tais como o método *ETM - Engineering Treatment Model* (SCHWALBE, 1986) e o método *DFM - Ductile Fracture Method* (LANDES et al., 1993). O método *ETM* guarda algumas semelhanças com a metodologia do *EPRI-GE*, mas propõe uma expressão bem mais simples para estimativa da força motriz da trinca, que dispensa o uso de soluções tabeladas previamente calculadas por elementos finitos. Já o método *DFM* assume uma separação de variáveis na representação do carregamento e procura prever o comportamento completo, em termos de uma curva carga *versus* deslocamento, de um componente trincado diretamente a partir dos resultados obtidos num ensaio de um corpo de prova de mecânica da fratura.

O manual *EPRI-GE* tem se mostrado uma ferramenta valiosa para engenheiros que trabalham com problemas de fratura dúctil e representa a única fonte de soluções tabeladas. Portanto, é importante tentar solucionar as dificuldades inerentes a seu uso. Um exemplo disso são as sugestões de LINK et al. (1991b) para superar a questão de interpolação dos parâmetros de entrada do problema. Algumas das diretrizes dadas por eles são baseadas em princípios fundamentais do método *DFM*. Em outro trabalho, AINSWORTH (1995) propõe novas modificações no esquema para estimativa de *J* do *EPRI-GE* baseadas na abordagem da tensão de referência.

Recentemente, BLOOM (1994) propôs uma extensão do método *DPFAD* para permitir a sua aplicação a materiais cujo comportamento tensão-deformação não é bem representado pela equação de Ramberg-Osgood. O novo método, chamado *PWFAD* (*Piecewise Failure Assessment Diagram*), levou a uma revisão do Code Case N-494 do Código ASME (1991) para incluir um procedimento para avaliação de falhas em tubulações austeníticas (BLOOM, 1995).

Enquanto testes experimentais e simulações numéricas têm sido usados para demonstrar a adequação de cada método, novas abordagens ou modificações nas formulações existentes têm sido propostas para melhorar os procedimentos para avaliação da integridade de componentes trincados. Esse desenvolvimento contínuo demonstra a importância desses métodos e alguns exemplos citados nos parágrafos anteriores ilustram como é possível implementar melhorias em um método baseando-se na filosofia de outros.

1.4 Objetivos

Cada uma das metodologias disponíveis na literatura apresenta características positivas e também pontos negativos. Além disso, as várias abordagens combinam elementos semelhantes de análise, isto é, procuram confrontar uma curva representativa da força motriz da trinca com um critério de falha. Algumas tentam prever margens de segurança para o carregamento sem estimar as condições reais de falha. Outras procuram prever mais especificamente os carregamentos de falha, de modo que margens de segurança quantitativas possam ser estabelecidas.

O presente trabalho propõe-se, em primeiro lugar, a uma avaliação crítica das principais abordagens disponíveis na literatura, com a identificação de suas similaridades, hipóteses simplificadoras, pontos positivos e aspectos negativos. O resultado desse estudo crítico é então utilizado na elaboração de um procedimento analítico para previsão do comportamento estrutural de componentes trincados, onde se procura combinar aspectos positivos e eliminar deficiências dos métodos existentes. A idéia é dispor de uma ferramenta ao mesmo tempo fácil de ser utilizada e capaz de fazer previsões com bom nível de precisão.

1.5 *Forma de encaminhamento do trabalho e organização do texto*

O trabalho teve início com um levantamento bibliográfico seguido de um estudo crítico das várias metodologias para avaliação de integridade de componentes trincados. O resultado desse estudo incluindo uma descrição sucinta dos principais métodos e uma discussão sobre os aspectos positivos e negativos de cada um deles é apresentado no Capítulo 2.

A segunda etapa consistiu em selecionar uma metodologia para servir de base para o desenvolvimento de um procedimento analítico para previsão do comportamento estrutural de componentes trincados. Foi escolhido o método *DFM* (*Ductile Fracture Method*) tendo em vista os vários aspectos positivos que fazem parte da sua filosofia de desenvolvimento. Por outro lado, foi constatado que esse método apresentava um grau de complexidade superior aos demais e requeria modificações para facilitar sua aplicação. Seus fundamentos teóricos são discutidos no Capítulo 3.

A seqüência do trabalho consistiu em tomar a estrutura básica do método *DFM* e a partir dela introduzir algumas mudanças com o objetivo de simplificar sua aplicação. Identificou-se como ponto crítico do método o processo para obtenção da função de calibração da estrutura. Isto envolve um processo de transferência geométrica partindo-se das características de deformação de um corpo de prova de mecânica da fratura e chegando-se ao mesmo tipo de informação para a geometria específica de uma estrutura trincada. O procedimento original requer uma série de transformações que o tornam trabalhoso e demorado. Como primeira modificação para facilitar a aplicação do *DFM*, foi proposto um método simplificado para obtenção da função de calibração da estrutura. Esse procedimento alternativo é apresentado no Capítulo 4.

Numa etapa seguinte, foi avaliada a conveniência de incorporar ao *DFM* a abordagem conhecida como *common format equation* (*CFE*). De acordo com essa abordagem, a função que representa as características de deformação de um corpo trincado é única, independente da geometria, o que dispensaria o processo de transferência geométrica mencionado no parágrafo anterior. Porém, com base numa série de análises em que resultados obtidos com o *DFM* (considerando a incorporação da *CFE*) foram

comparados com resultados experimentais, acaba-se concluindo que, na forma como foi proposta, a *CFE* não representa de fato uma função de deformação única.

Sugere-se, então, uma modificação na *CFE*, primeiramente com base em uma analogia com o procedimento simplificado para transformação da função de calibração e, em seguida, demonstrando-se que o novo formato pode ser justificado por meio de uma revisão das equações básicas que deram origem à *CFE*. Com esta modificação, fica virtualmente eliminada a etapa de transferência da função de calibração prevista no método *DFM*, uma vez que as transformações necessárias são implicitamente consideradas na formulação utilizada. Esse estudo é apresentado no Capítulo 5.

No Capítulo 6, descrevem-se os passos de um procedimento analítico para previsão do comportamento estrutural de um componente trincado a partir do registro experimental carga *versus* deslocamento de um corpo de prova de mecânica da fratura. Esse procedimento foi definido utilizando-se a filosofia básica do método *DFM* e considerando-se as modificações propostas neste trabalho. Alguns resultados obtidos com a aplicação do procedimento proposto são também apresentados. As conclusões extraídas do trabalho desenvolvido são apresentadas no Capítulo 7.

2 PRINCIPAIS METODOLOGIAS DISPONÍVEIS NA LITERATURA

2.1 Introdução

Os métodos para previsão do comportamento de um corpo trincado sujeito a um regime de deformação não-linear precisam de um esquema para incorporar tanto o comportamento à deformação como o comportamento à fratura. Um dos primeiros procedimentos de engenharia a incorporar ambas as características, de deformação e fratura, em uma única análise foi o método R6 (HARRISON et al., 1976) desenvolvido no Reino Unido. Apesar de não incluir parâmetros da MFEP, sua filosofia básica inspirou outros métodos e será descrita a seguir.

O método R6 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. O diagrama *FAD* (Fig. 2.1) representa uma curva de transição entre dois mecanismos distintos de falha: a fratura frágil governada pela MFEL e o colapso plástico governado pela carga limite. A equação dessa curva (Eq. 2.5) foi obtida a partir da expressão do fator de intensidade de tensão efetivo para uma trinca passante em uma placa infinita, com material elástico-perfeitamente plástico e sujeita a estado plano de tensão. Esse fator de intensidade de tensão efetivo foi proposto por BURDEKIN & STONE (1966) a partir de uma versão modificada do modelo de Dugdale (DUGDALE, 1960), também conhecido como *strip yield model*, e é dado por

$$K_{eff} = \sigma_{ys} \sqrt{\pi a} \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2 \sigma_{ys}} \right) \right]^{1/2} \quad (2.1)$$

onde σ_{ys} é o limite de escoamento do material e a é a metade do comprimento de trinca. Na expressão acima, visualiza-se bem o conceito de um fator de intensidade de tensão efetivo, K_{eff} , onde a correção para considerar a plasticidade na ponta da trinca é representada pela raiz quadrada do termo entre colchetes.

O primeiro passo para a obtenção da curva capaz de descrever a interação entre fratura frágil e colapso plástico é a modificação da equação anterior para estruturas reais com a substituição de σ_{ys} pela tensão de colapso, σ_c , da estrutura. Isto para garantir que o modelo seja capaz de prever a falha da estrutura à medida que a tensão aplicada se aproxima da tensão de colapso. Para uma estrutura sob tração, o colapso ocorre quando a tensão na seção transversal remanescente atinge a tensão de escoamento do material. Portanto, σ_c depende das propriedades de resistência à tração do material e do tamanho de trinca relativo à dimensão total da seção transversal da estrutura. O segundo passo é a normalização do fator de intensidade de tensão efetivo, K_{eff} , pelo fator de intensidade de tensão elástico, $K_I (= \sigma\sqrt{\pi a})$. Chega-se, então, à seguinte equação:

$$\frac{K_{eff}}{K_I} = \frac{\sigma_c}{\sigma} \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2 \sigma_c} \right) \right]^{1/2} \quad (2.2)$$

Esta normalização não somente expressa a força motriz da trinca numa forma adimensional como também elimina o termo que faz referência ao tamanho da trinca ($\sqrt{\pi a}$). Portanto, fica removida a dependência da geometria da trinca. Como passo final, definem-se as razões K_r e S_r :

$$K_r = \frac{K_I}{K_{eff}} \quad (2.3)$$

$$S_r = \frac{\sigma}{\sigma_c} \quad (2.4)$$

A equação da curva de transição é obtida inserindo-se as definições acima na Eq. 2.2 e tomando-se o seu inverso, ou seja

$$K_r = S_r \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi}{2} S_r \right) \right]^{-1/2} \quad (2.5)$$

A curva *FAD* (Fig 2.1) representa o lugar geométrico dos pontos de previsão de falha da estrutura trincada. Se a resistência à fratura é muito alta, a estrutura falha por

colapso plástico quando $S_r=1,0$. Um material frágil falhará quando $K_r=1,0$. Nos casos intermediários, o colapso e a fratura interagem e ambos, K_r e S_r , são inferiores a 1,0 quando ocorre a falha. Todos os pontos no interior da curva *FAD* são considerados seguros e os externos ao diagrama são pontos inseguros.

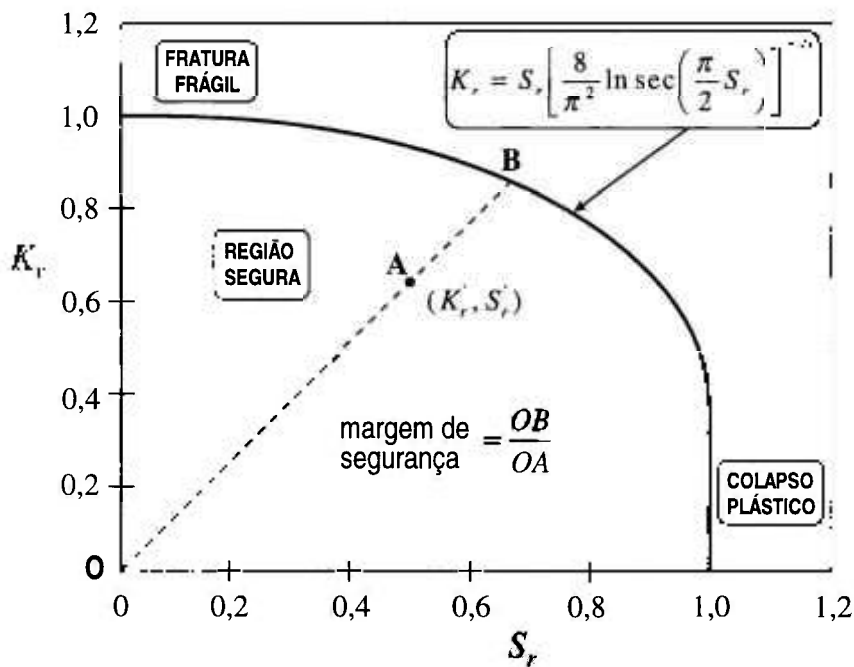


Figura 2.1 - Diagrama *FAD* baseado no *strip yield model*

Para avaliar a condição particular de uma estrutura trincada submetida a um determinado carregamento, os valores de K_r' e S_r' aplicados à estrutura devem ser calculados e o ponto correspondente representado no diagrama (ponto A na Fig. 2.1). O parâmetro K_r' é uma medida de quão próxima a estrutura está de uma falha por fratura frágil e é definido como

$$K_r' = \frac{K_I(a)}{K_{Ic}} \quad (2.6)$$

onde K_I é o fator de intensidade de tensão elástico e K_{Ic} é a tenacidade à fratura. O parâmetro S_r' é uma medida de quão próxima a estrutura está de uma falha por colapso plástico e é definido como

$$S_r' = \frac{\sigma}{\sigma_c(a)} \quad (2.7)$$

onde σ é a tensão aplicada e σ_c é a tensão de colapso plástico. Se as condições aplicadas à estrutura corresponderem a um ponto (K_r', S_r') no interior da região delimitada pela curva e os eixos coordenados, a estrutura é considerada segura.

Trabalhos posteriores de MILNE (1979) e BLOOM (1980) mostraram que o diagrama *FAD* poderia ser estendido para considerar o mecanismo de falha por rasgamento dúctil. Apesar de desenvolvido com base no modelo de Dugdale para material elástico-perfeitamente plástico, o procedimento R6 pode considerar o encruamento do material utilizando-se uma tensão de escoamento tomada como uma média entre o limite de escoamento e a resistência à tração do material. Entretanto, com a curva de falha baseada no *strip yield model*, o diagrama mostrou-se inadequado para representar efeitos geométricos da estrutura trincada e o comportamento de materiais com alta capacidade de encruamento.

Novas metodologias incorporando conceitos da MFEP foram desenvolvidas. A seguir serão delineadas algumas das principais abordagens existentes.

2.2 Método DPFAD (*Deformation Plasticity Failure Assessment Diagram*)

O método *DPFAD* (BLOOM & MALIK, 1982) usa a mesma filosofia do método R-6, mas neste caso a curva de falha é obtida a partir do esquema para estimativa de J do manual *EPRI-GE* (KUMAR et al., 1981), 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 (*deformation theory of plasticity*) (JOHNSON & MELLOR, 1970) para um corpo trincado com ligamento remanescente totalmente plastificado. A equação que representa o esquema para estimativa de J do *EPRI-GE* é dada por

$$J = J_{el}(a_{eff}, P) + J_{pl}(a, P, n) \quad (2.8)$$

A parcela plástica de J é expressa em termos de funções adimensionais obtidas a partir de análises por elementos finitos, que são tabeladas no manual para várias geometrias como uma função de a/W e n . $J_{pl}(a, P, n)$ tem a seguinte forma para a maioria das geometrias:

$$J_{pl} = \alpha \sigma_o \varepsilon_o b h_1(a/W, n) \left(\frac{P}{P_o} \right)^{n+1} \quad (2.9)$$

onde α , σ_o , ε_o e n são os coeficientes da equação de Ramberg-Osgood, b é o ligamento remanescente, P é a carga aplicada por unidade de espessura, P_o é uma carga de referência (geralmente tomada como a carga limite por unidade de espessura) e h_1 é uma função adimensional que depende da geometria trincada e das características de encruamento do material.

As coordenadas K_r e S_r da curva de falha do diagrama $DPFAD$ são:

$$K_r = \left[\frac{J_{el}(a, P)}{J} \right]^{1/2} = \left[\frac{J_{el}(a, P)}{J_{el}(a_{eff}, P) + J_{pl}(a, P, n)} \right]^{1/2} \quad (2.10)$$

$$S_r = \frac{P}{P_o} \quad (2.11)$$

As coordenadas de um ponto de avaliação no diagrama são calculadas por:

$$K_r(a_o + \Delta a) = \left[\frac{J_{el}(a_o + \Delta a)}{J_R(\Delta a)} \right]^{1/2} \quad (2.12)$$

$$S_r(a_o + \Delta a) = \frac{P}{P_o(a_o + \Delta a)} \quad (2.13)$$

onde a_o é o comprimento inicial da trinca e J_{el} , J_R e P_o são funções da quantidade de crescimento estável de trinca Δa .

O método *DPFAD* é ilustrado na Fig. 2.2. Começando com o comprimento inicial de trinca, a_0 , e considerando uma certa quantidade de crescimento de trinca, vários pontos de avaliação são determinados usando-se as duas expressões acima, resultando uma curva que costuma ser apelidada de *candy cane* (bengalinha doce) devido ao seu formato característico. O coeficiente de segurança relativo ao início de crescimento de trinca é obtido pela razão OB/OA , enquanto o coeficiente de segurança máximo correspondente à instabilidade da trinca é obtido por OC/OD .

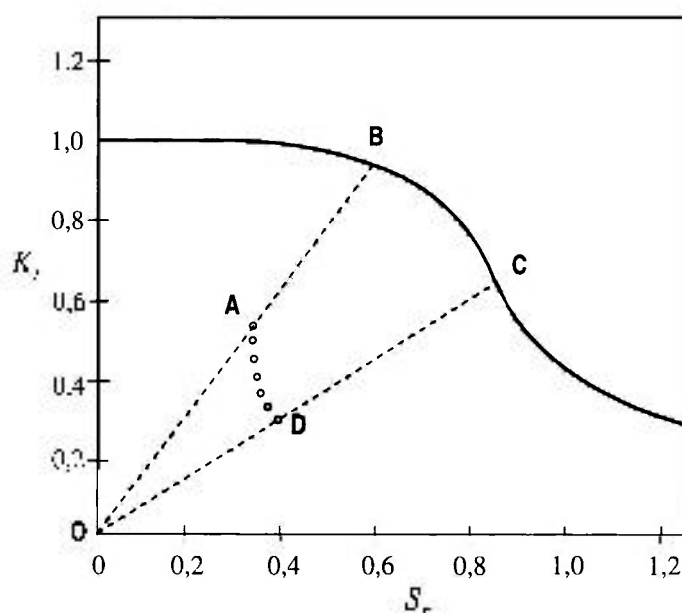


Figura 2.2 - Diagrama *DPFAD*

2.3 Análise *J-T*

Este procedimento (PARIS & JOHNSON, 1983) envolve o traçado de duas curvas no espaço *J-T*. 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 entre essas duas curvas corresponde ao ponto de instabilidade (Fig. 2.3a).

A curva *J-T* do material é obtida a partir da curva J_R , aplicando-se a Eq. 1.7. Utilizando-se o esquema de estimativa de J do *EPRI-GE*, 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 aplicado (Fig. 2.3a) pode ser calculado usando-se a Eq. 1.6, ou seja

$$T_{aplicado} = \frac{E}{\sigma_a^2} \left(\frac{\Delta J}{\Delta a} \right) \quad (2.14)$$

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. 2.3b). Nesta figura, 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:

$$P_{inst} = (P / P_o)_{inst} \cdot P_o(a_o + \Delta a) \quad (2.15)$$

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

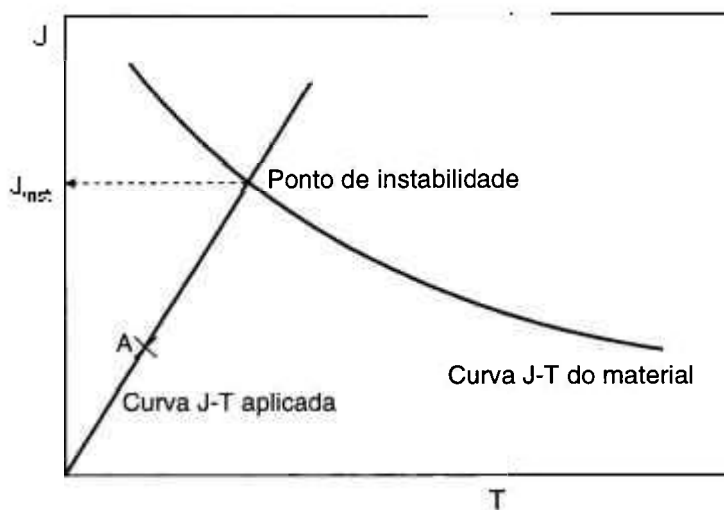


Figura 2.3a - Determinação do J correspondente ao ponto de instabilidade

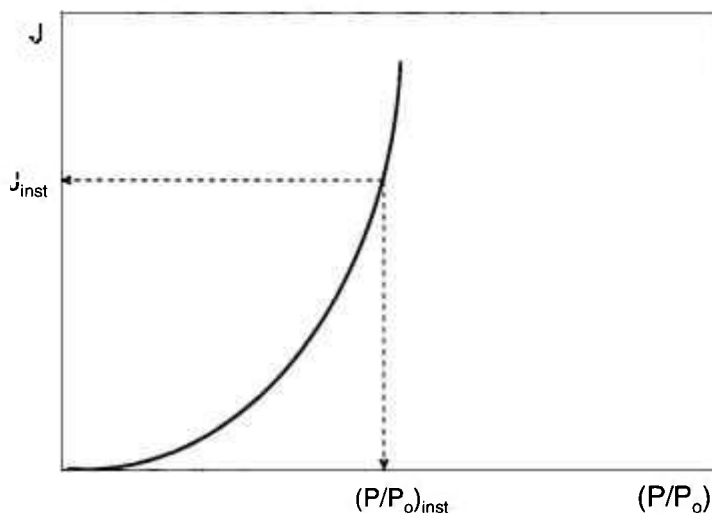


Figura 2.3b - Determinação da carga de instabilidade

2.4 Abordagem da Tensão de Referência

AINSWORTH (1984) propôs uma alternativa à expressão de J plástico utilizada no esquema para estimativa de J do *EPRI-GE* a fim de eliminar a forte dependência da curva *DPFAD* em relação ao expoente de encruamento n da equação de Ramberg-Osgood. Sua formulação de J plástico (J_{pl}) envolveu o uso de uma tensão de referência definida como:

$$\sigma_{ref} = \frac{P}{P_y} \sigma_y \quad (2.16)$$

onde P_y é a carga limite de referência e σ_y é a tensão de escoamento. Uma deformação de referência, ϵ_{ref} , foi posteriormente definida como a deformação correspondente à tensão de referência numa curva tensão-deformação real de ensaio de tração uniaxial. Substituindo essas definições na Eq. 2.9, AINSWORTH chegou a

$$J_{pl} = bh_1(a/W, n) \sigma_{ref} \left(\epsilon_{ref} - \frac{\sigma_{ref}}{E} \right) \quad (2.17)$$

Para uma curva tensão-deformação de Ramberg-Osgood, a Eq. 2.17 é idêntica à Eq. 2.9 se $P_o = P_y$. A Eq. 2.17 ainda contém h_1 , o fator geométrico que depende do expoente de encruamento n . AINSWORTH propôs redefinir P_o para uma dada configuração para produzir uma outra constante, h_1' , insensível a n . Ele notou, entretanto, que mesmo sem a modificação em P_o , h_1 era relativamente insensível a n , exceto para valores elevados de n (materiais com pouco encruamento). Como AINSWORTH estava principalmente interessado em desenvolver uma expressão da força motriz para materiais com alta capacidade de encruamento (o diagrama *FAD* original era considerado adequado para materiais com baixa capacidade de encruamento), ele propôs a seguinte aproximação

$$h_1(n) \cong h_1(1) \quad (2.18)$$

onde $h_1(n)$ é o fator geométrico para um material com um expoente de encruamento n e $h_1(1)$ é o fator correspondente para um material linear. Considerando esta aproximação e algumas simplificações adicionais, AINSWORTH chegou a um diagrama *FAD* independente da geometria, onde as coordenadas K_r e S_r são dadas por

$$K_r = \left[\frac{E \epsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} - \frac{S_r^2}{2(1 + S_r^2)} \right]^{-1/2} \quad (2.19)$$

$$S_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_y} = \frac{P}{P_y} \quad (2.20)$$

O *CEGB* (*Central Electricity Generating Board*, no Reino Unido) introduziu uma modificação no segundo termo do membro direito da equação acima para K_r e formalizou a nova formulação como a opção 2 do procedimento R-6, revisão 3 (MILNE et al., 1988), na qual K_r é expresso por

$$K_r = \left[\frac{E \epsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} + \frac{S_i^2}{2(E \epsilon_{ref} / \sigma_{ref})} \right]^{-1/2} \quad (2.21)$$

O diagrama *FAD* baseado na tensão de referência foi também incluído numa versão revisada do procedimento PD6493 publicada em 1991 (PD6493, 1991).

2.5 Método *ETM* (*Engineering Treatment Model*)

O método *ETM* usa um modelo mecânico simplificado de um corpo trincado para obter expressões analíticas que servem para estimar parâmetros como *CTOD*, *integral-J* e deslocamento do ponto de aplicação de carga (SCHWALBE, 1986; SCHWALBE & CORNEC, 1991; SCHWALBE et al., 1991). Na estrutura do *ETM*, o parâmetro *CTOD* refere-se à definição experimental δ_5 que mede, na superfície lateral do corpo de prova (ou estrutura), o deslocamento de abertura na ponta da trinca contado a partir de uma abertura do extensômetro de 5 mm.

O *ETM* assume que o corpo trincado deforma-se sob condições predominantes de estado plano de tensão. A curva tensão-deformação do material é aproximada por uma lei de potência do tipo:

$$\frac{\sigma}{\sigma_y} = \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_y} \right)^n \quad \text{quando } \sigma > \sigma_y \quad (2.22)$$

Por conveniência, $\sigma_y = \sigma_{0.2}$. Para cargas $P \leq P_y$ (plasticidade em pequena escala), as soluções disponíveis da MFEL são utilizadas com uma correção para considerar a plasticidade na ponta da trinca. Estas soluções são razoavelmente precisas até a carga de

plastificação. Em condições de plasticidade total do ligamento, i.e., para $P > P_y$, o método assume que o comportamento da seção transversal como um todo é dado por uma função análoga à Eq. 2.22

$$\frac{P}{P_y} = \left(\frac{\delta_5}{\delta_y} \right)^n \quad (2.23)$$

ou

$$\delta_5 = \delta_y \left(\frac{P}{P_y} \right)^{1/n} \quad (2.24)$$

onde δ_y é o valor de δ_5 correspondente a $P = P_y$ e n é o expoente de encruamento obtido a partir de um ensaio de tração uniaxial (observe que n , neste caso, é o inverso de n da equação de Ramberg-Osgood). SCHWALBE et al. (1991) mostraram que J pode ser relacionado à deformação aplicada, ϵ , e a δ_5 por meio de

$$\frac{J}{J_y} = \left(\frac{P}{P_y} \right)^{(1+n)/n} = \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_y} \right)^{1+n} = \left(\frac{\delta_5}{\delta_y} \right)^{1+n} \quad (2.25)$$

onde J_y é o valor de J para $P = P_y$. δ_y e J_y são simplesmente calculados em função de soluções para o fator de intensidade de tensão, K , para $P = P_y$. Assim, a previsão de J ou δ_5 em condições de plasticidade total do ligamento requer apenas o conhecimento de soluções da MFEL, da carga limite (P_y) e do expoente de encruamento (n). A Fig. 2.4 ilustra a utilização do método *ETM* para obtenção da carga de instabilidade, onde a força motriz da trinca é dada em termos de δ_5 e a tenacidade à fratura é representada por uma curva δ_R . Naturalmente, a força motriz da trinca poderia ter sido expressa em termos de J (Eq. 2.25) e a tenacidade à fratura representada por uma curva J_R .

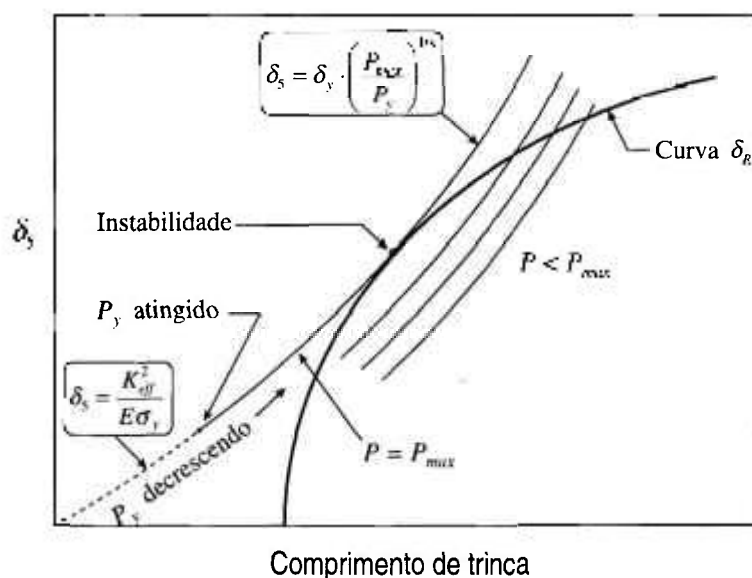


Figura 2.4 - Determinação da carga de instabilidade usando o *ETM*

2.6 Método DFM (Ductile Fracture Method)

O método *DFM* foi originalmente proposto por ERNST & LANDES (1985, 1986) e posteriormente desenvolvido por LANDES e colaboradores (LINK et al., 1989; LANDES & ZHOU, 1991; LANDES et al., 1993). O método 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. 2.5. 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 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.

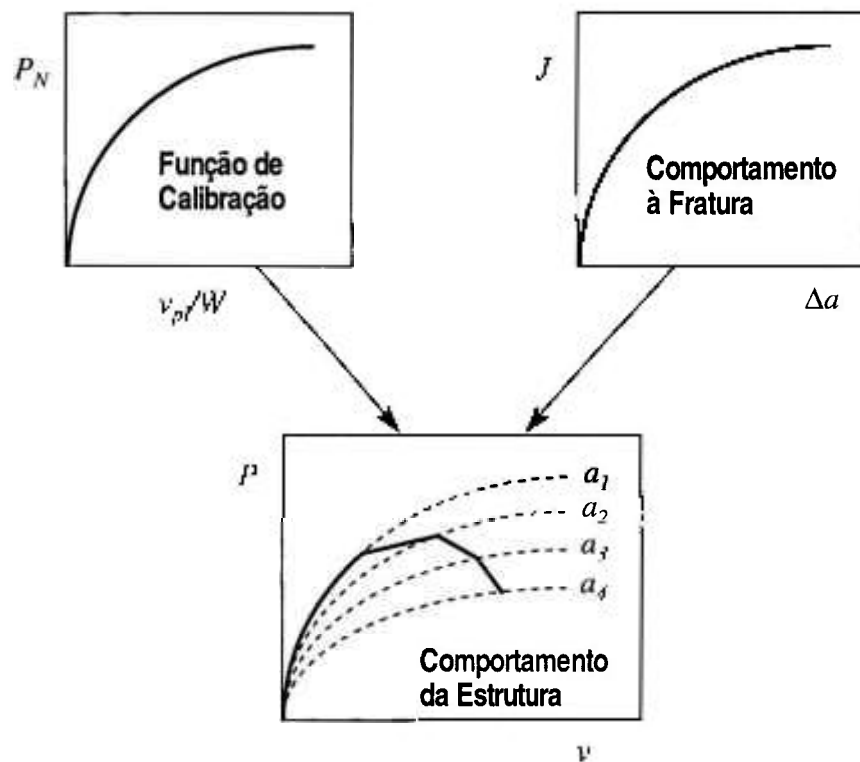


Figura 2.5 - Esquema para previsão de P versus v segundo o método *DFM*

O *DFM* é baseado no princípio de separação de variáveis para o carregamento (*principle of load separation*) (ERNST et al., 1979; ERNST et al., 1981). De acordo com esse princípio, o carregamento pode ser expresso como o produto de duas funções

$$P = G(a/W) \cdot H(v_{pl}/W) \quad (2.26)$$

onde $G(a/W)$ é uma função somente do comprimento de trinca e $H(v_{pl}/W)$ é uma função somente do deslocamento plástico. W é um parâmetro com dimensão de comprimento representativo do ligamento não-trincado da configuração em questão.

Quando a carga, P , é dividida pela função $G(a/W)$, o resultado é uma carga normalizada, P_N , que é uma função apenas de v_{pl}/W

$$P_N = \frac{P}{G(a/W)} = H(v_{pl}/W) \quad (2.27)$$

A informação contida na Eq. 2.27 é usualmente referida como *função de calibração* e permite relacionar carga, P , comprimento de trinca, a , e deslocamento plástico, v_{pl} , para uma estrutura trincada. Para cada comprimento de trinca, a , existe uma curva P versus v_{pl} e, portanto, a função de calibração representa, na verdade, uma família de curvas. Esta função pode descrever o comportamento à deformação da estrutura para um determinado valor de comprimento de trinca, mas não pode prever como e quando o comprimento de trinca se altera. Para fazer isso, um critério de fratura dúctil é necessário. Uma possibilidade é utilização da curva J_R na qual J é representado como uma função da extensão física de trinca, Δa . O valor de J aplicado à estrutura pode ser determinado como uma soma de uma parcela elástica e uma parcela plástica

$$J = J_{el} + J_{pl} = \frac{K^2}{E'} + \frac{\eta_{pl}}{Bb} \int_0^{v_{pl}} P dv_{pl} \quad (2.28)$$

onde K é o fator de intensidade de tensão elástico, E' é o módulo de elasticidade efetivo, η_{pl} é o fator η -plástico, B é a espessura da estrutura e b é o ligamento remanescente. Observe que se as expressões analíticas para G e H forem conhecidas, o valor de J aplicado pode ser facilmente calculado para os valores correntes de comprimento de trinca, a , e deslocamento plástico, v_{pl} . O deslocamento total, v , também pode ser expresso como a soma de uma parcela elástica e uma parcela plástica

$$v = v_{el} + v_{pl} \quad (2.29)$$

e a relação entre v_{el} e P é dada em termos da *compliance*, C , isto é

$$v_{el} = C(a/W) \cdot P \quad (2.30)$$

As equações de 2.26 a 2.30 juntamente com a curva J_R podem descrever o comportamento completo carga *versus* deslocamento de uma estrutura contendo uma trinca.

Na Fig. 2.5, está representada apenas a parte final do método *DFM*. Ou seja, admite-se que a função de calibração e a curva J_R da estrutura sejam conhecidas e a partir delas faz-se a previsão do comportamento carga *versus* deslocamento. Na verdade, a metodologia como um todo passa por duas etapas anteriores a esta. Um diagrama esquemático do método completo é mostrado na Fig. 2.6. O que se tem como dado inicial é o registro experimental carga *versus* deslocamento de um corpo de prova para ensaio de tenacidade à fratura fabricado com o mesmo material da estrutura. A primeira etapa do método consiste em decompor essa informação em duas outras que são a função de calibração e a curva J_R do corpo de prova. A segunda etapa corresponde a uma transferência geométrica, ou seja, a influência da geometria e modo de carregamento específicos da estrutura em questão devem ser levados em conta para a obtenção de suas respectivas função de calibração e curva J_R . Isto é feito por intermédio de um procedimento de transformação a partir das informações disponíveis para o corpo de prova. Na etapa final, a função de calibração e a curva J_R da estrutura são combinadas para prever a curva carga *versus* deslocamento relativa à mesma.

Atualmente, o método *DFM* considera apenas a transformação da função de calibração. A transformação da curva J_R está em estudo, mas não pode ser completada até que todas as tendências sejam bem entendidas (LINK et al., 1991a). Felizmente, a experiência tem mostrado que na maioria dos casos, mesmo utilizando-se a curva J_R do corpo de prova, a carga máxima que a estrutura pode suportar pode ser prevista com bom nível de precisão. A carga máxima parece ser bem mais influenciada pela função de calibração, sendo a curva J_R da estrutura importante se houver interesse numa representação fiel do comportamento após a carga máxima. Vale observar que isto não é uma particularidade do *DFM* e tem sido uma prática geral, entre as várias metodologias existentes, conferir um status de propriedade do material à curva J_R obtida a partir de um corpo de prova.

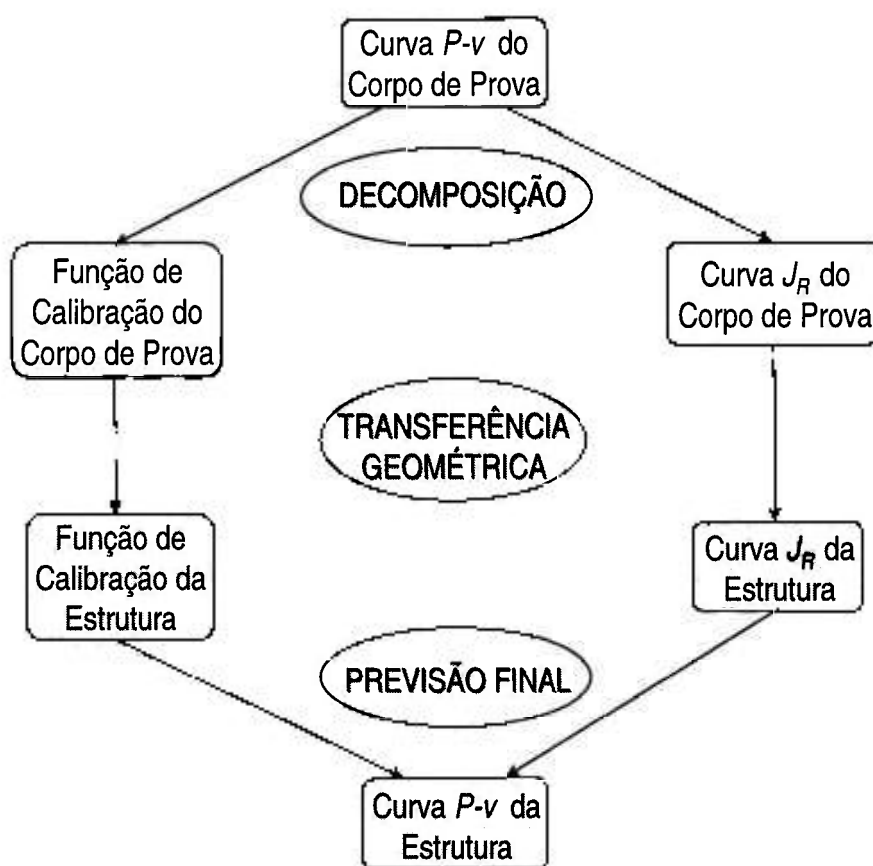


Figura 2.6 - Fluxograma para previsão da curva $P-v$ de um componente estrutural a partir dos dados para um corpo de prova

2.7 Avaliação crítica das várias abordagens existentes

O método *DPFAD* permite avaliações rápidas baseadas numa fonte de soluções tabeladas, o manual *EPRI-GE* (KUMAR et al., 1981; ZAHOOR, 1989), que inclui diversas geometrias e condições de carregamento representativas. Mas, essas soluções tabeladas são obtidas a partir de análises numéricas nas quais o comportamento do material é modelado de forma ideal com base na equação de Ramberg-Osgood e muitos materiais não são bem representados por essa lei tensão-deformação. Parâmetros de caracterização do material, tais como n e α , não são usualmente gerados em testes padronizados de ensaio à tração e, freqüentemente, têm que ser obtidos de uma forma aproximada. Além disso, as soluções tabeladas do manual são dadas em pontos discretos das variáveis de entrada, requerendo decisões arbitrárias quando a interpolação e/ou

extrapolação dessas variáveis são necessárias. Mais ainda, o diagrama *DPFAD* é dependente da geometria, o que requer a obtenção de uma nova curva de falha para cada nova geometria e tamanho de trinca.

A análise *J-T* é uma forma alternativa de se obter a carga correspondente ao ponto de instabilidade dúctil com base nas curvas de *J versus* o módulo de rasgamento *T*. Entretanto, possui os mesmos inconvenientes do método *DPFAD*, uma vez que a força motriz da trinca é também obtida com o esquema para estimativa de *J* do manual *EPRI-GE*.

Na abordagem da tensão de referência, uma simplificação é introduzida na expressão de *J* plástico utilizado no esquema para estimativa de *J* do *EPRI-GE*. O principal propósito é eliminar a forte dependência da força motriz da trinca sobre o coeficiente *n* da equação de Ramberg-Osgood. A força motriz da trinca no método R6 provê um diagrama *FAD* onde a curva de falha é independente da geometria e fornece resultados mais precisos que o método *DPFAD* para materiais cujo comportamento tensão-deformação não é bem representado pela equação de Ramberg-Osgood. Como aspecto negativo, a abordagem da tensão de referência requer o conhecimento da curva completa tensão-deformação para o material em questão.

O método *ETM* assume que o corpo trincado deforma-se sob condições predominantes de estado plano de tensão e que o comportamento do material segue uma lei de potência tipo *piece-wise*. O tipo de tratamento para obter a força motriz da trinca na região de plasticidade total é semelhante ao empregado na metodologia do *EPRI-GE*, mas, ao contrário desta última, nenhuma função de influência plástica precisa ser determinada com análises por elementos finitos. Enquanto o manual *EPRI-GE* oferece para aqueles casos cujas soluções foram tabeladas os valores mais precisos, o método *ETM* tem a vantagem de prover uma formulação independente da geometria para a força motriz da trinca. A influência de tamanho e geometria é levada em conta através de δ_y , J_y e F_y . Tem sido demonstrado que o método é capaz de modelar com bom nível de precisão o comportamento de corpos de prova em regime de estado plano de tensão (SCHWALBE et al., 1991). Falta, porém, testar sua validade para condições de estado plano de deformação

e avaliar melhor sua precisão quando aplicado a componentes estruturais encontrados na prática.

Quanto ao método *DFM*, a hipótese básica é de que o carregamento é separável em funções multiplicativas do comprimento de trinca e da deformação plástica (princípio de separação de variáveis - *principle of load separation*). Um ponto atrativo deste método é que ele fornece uma descrição mais completa do comportamento da estrutura em termos de parâmetros tais como carga e deslocamento que são mais fáceis de tratar em um projeto estrutural. O método representa o comportamento à deformação e o comportamento à fratura como a soma linear de parcelas elásticas e plásticas (Eqs. 2.29 e 2.28, respectivamente). Como tal, ele abrange toda a faixa de deformação, não se restringindo a comportamentos isolados elástico linear ou elasto-plástico. O comportamento à fratura é geralmente assumido como dúctil e caracterizado por uma curva J_R . Entretanto, a fratura frágil, instável, pode ser vista como uma interrupção do processo de fratura dúctil (LANDES & HERRERA, 1987). Portanto, o método pode ser usado para prever o comportamento completo da estrutura, tanto para deformação elástica ou elasto-plástica e para fratura dúctil ou fratura frágil. Foi também constatado que o registro experimental de um ensaio de tenacidade à fratura permite uma melhor estimativa do comportamento à deformação de um corpo trincado do que aquele referente a um ensaio de tração com corpo de prova liso (LINK et al., 1991b). Assim, o desenvolvimento da função de calibração da estrutura diretamente a partir da função de calibração para um corpo de prova de mecânica da fratura tende a fornecer resultados mais precisos. Como aspecto negativo, o método apresenta maior grau de complexidade que os demais citados e, desta maneira, esforços devem ser empreendidos para simplificar sua aplicação.

Uma versão condensada do estudo crítico descrito neste capítulo é apresentada em CRUZ et al. (1996). O presente trabalho concentra-se na estrutura básica do método *DFM* por julgar, após esse estudo crítico, que ele reúne o maior número de aspectos positivos em sua filosofia de desenvolvimento. A partir dessa estrutura básica, modificações são introduzidas no método com a finalidade de facilitar sua aplicação.

3 FUNDAMENTOS DO MÉTODO DFM

3.1 *Princípio de Separação de Variáveis*

O princípio de separação de variáveis (*principle of load separation*) para o carregamento é a hipótese básica do método *DFM*. Portanto, é oportuno falar um pouco da sua origem e de sua base de validação. Este princípio consiste na hipótese de que o carregamento em corpos trincados pode ser representado como o produto de duas funções: uma função da geometria trincada e uma função de deformação do material. Isto pode ser escrito matematicamente como

$$P(a, v) = G(a) \cdot H(v) \quad (3.1)$$

onde P é a carga, a é o comprimento de trinca e v é o deslocamento. $G(a)$ e $H(v)$ são as funções de geometria e de deformação, respectivamente. Tratamentos clássicos do comportamento estrutural de corpos trincados assumem essa forma separável para o carregamento, embora em geral isto não seja declarado explicitamente. Por exemplo, este conceito é a base teórica para a avaliação experimental de J utilizando um único corpo de prova (ASTM E813, 1987) e para o cálculo incremental da curva J_R (ASTM E1152, 1987).

A técnica de corpo de prova único para avaliação experimental de J foi primeiramente desenvolvida por RICE et al. (1973) para trincas profundas em corpos de prova de flexão e por MERKLE & CORTEN (1974) para corpos de prova CT. Ambas as análises basearam-se no conceito de separação de variáveis para o carregamento. O outro método para avaliar J baseava-se na técnica de múltiplos corpos de prova proposta por BEGLEY & LANDES (BEGLEY & LANDES, 1972; LANDES & BEGLEY 1972), a que requer o teste de vários corpos de prova idênticos com diferentes comprimentos de trinca.

A fórmula básica para a obtenção de J pela técnica de corpo de prova único pode ser escrita como

$$J = \frac{\eta}{Bb} \int P dv \quad (3.2)$$

onde B é a espessura, b é o ligamento remanescente, η é um fator e a integral de $P dv$ é a área sob a curva experimental P versus v .

RICE et al. (1973) e, posteriormente, SUMPTER & TURNER (1976) mostraram ser mais apropriado representar J como a soma de uma parcela elástica e uma parcela plástica. A parcela elástica pode ser obtida em função do fator de intensidade de tensão, K , da MFEL e a parcela plástica pode ser avaliada em função do fator η -plástico, η_{pl} , e da área plástica sob a curva P - v , isto é

$$J = J_{el} + J_{pl} = \frac{K^2}{E'} + \frac{\eta_{pl}}{Bb} \int P dv_{pl} \quad (3.3)$$

A equação acima é baseada na separação de variáveis para o carregamento na região plástica que pode ser matematicamente representada como

$$P = G(b) \cdot H(v_{pl}) \quad (3.4)$$

ou incluindo W (largura do corpo de prova) como parâmetro de normalização,

$$P = G(b/W) \cdot H(v_{pl}/W) \quad (3.5)$$

LANDES et al. (1979) encontraram, por meio de experimentos, uma boa concordância entre os resultados obtidos com a técnica de corpo de prova único e com a técnica de múltiplos corpos de prova. Isto estabeleceu uma base experimental para o princípio de separação de variáveis e para a forma de obtenção de J com o uso de um único corpo de prova. ERNST & PARIS (1980) mostraram que a fórmula para avaliação de J pela técnica de corpo de prova único e o fator η_{pl} existem se e somente se uma separação de variáveis puder ser encontrada para a expressão do carregamento em termos de a/W (ou b/W) e do deslocamento plástico, v_{pl} .

Durante os primeiros desenvolvimentos, J foi definido como parâmetro de caracterização para uma trinca estacionária, uma vez que fundamentava-se na teoria da plasticidade da deformação total (*deformation theory of plasticity*). O principal interesse na avaliação de J era para obter o ponto de iniciação de crescimento de trinca, J_{Ic} . Entretanto, HUTCHINSON & PARIS (1979) discutiram as condições necessárias para manter a validade de J durante o crescimento da trinca e SHIH et al. (1979) forneceram os valores quantitativos para estas condições.

Isto permitiu a ERNST et al. (1981) desenvolverem a técnica para construção da *curva* J_R com J atualizado para o crescimento de trinca. A determinação de J é feita de forma incremental por intermédio de uma fórmula aproximada na qual J é calculado em função do crescimento de trinca, que deve ser monitorado durante o ensaio. A precisão dos cálculos é maior quanto menor for o incremento no comprimento de trinca. Essa é a metodologia utilizada na norma ASTM para obtenção da *curva* J_R (ASTM E1152, 1987), a qual baseia-se também na utilização de um único corpo de prova e no princípio de separação de variáveis.

SHAROBEAM & LANDES (1991a, 1991b) investigaram a separação de variáveis em resultados experimentais de uma série de corpos de prova de mecânica da fratura com trincas estacionárias. Esses resultados representavam o comportamento carga *versus* deslocamento de corpos de prova com diferentes combinações de tamanho de trinca, material, geometria e grau de restrição plástica. Eles concluíram que a separação de variáveis existe e não é limitada a uma geometria, material ou grau de restrição plástica específicos, sendo uma propriedade dominante no comportamento dúctil de corpos de prova com trincas estacionárias.

Num estudo posterior, SHAROBEAM & LANDES (1993a) investigaram a extensão do princípio de separação de variáveis para trincas em crescimento e chegaram à conclusão de que ele é também válido para trincas em crescimento. Concluíram ainda que as funções de geometria e de deformação mantêm suas formas enquanto a trinca cresce e até um crescimento de trinca de mais de 40% do ligamento inicial não-trincado; isto está bem além das próprias condições de validade para crescimento de trinca controlado por J , o

que faz da separação de variáveis um critério que pode ser usado mesmo em situações onde haja um crescimento de trinca significativo.

3.2 Método da Normalização

A fórmula aproximada proposta por ERNST et al. (1981) para o cálculo incremental de J na determinação da curva J_R baseia-se no princípio de separação de variáveis, mas abre mão do conhecimento da função H (a função G é automaticamente conhecida em função de η_{pl} , conforme será mostrado adiante) e utiliza como dado de entrada o registro experimental carga *versus* deslocamento mais as medições do crescimento de trinca realizadas durante o ensaio, o que usualmente é feito em função da *compliance* medida por meio de descarregamentos parciais ao longo do ensaio.

O método da normalização foi proposto como uma técnica para obtenção de curvas J_R a partir de registros carga *versus* deslocamento sem a necessidade de equipamento para a monitoração automática do crescimento de trinca (LANDES & HERRERA, 1988; HERRERA & LANDES, 1988; HERRERA & LANDES, 1990; LANDES et al., 1991). O método assume uma forma funcional para a função H com constantes a serem determinadas com base em detalhes do próprio teste experimental e usando pontos particulares onde o carregamento, deslocamento e comprimento de trinca são conhecidos simultaneamente (basicamente os pontos inicial e final do ensaio).

A denominação de método da normalização vem do fato de que a representação da função H é dada pela relação entre carga normalizada e deslocamento plástico. Ou seja, pelo princípio de separação de variáveis, se a carga, P , é dividida pela função $G(a/W)$, o resultado é uma carga normalizada, P_N , que é uma função apenas de v_{pl}/W

$$P_N = \frac{P}{G(a/W)} = H(v_{pl}/W) \quad (3.6)$$

A informação contida na Eq. 3.6 é usualmente referida como função de calibração e permite relacionar carga, P , comprimento de trinca, a , e deslocamento plástico, v_{pl} . Para cada comprimento de trinca, a , existe uma curva P versus v_{pl} , mas ao se dividir P por $G(a/W)$ essas curvas reduzem-se a uma única curva, que é a representação da função $H(v_{pl}/W)$, conforme ilustrado na Fig. 3.1. Portanto, a função de calibração representa, na realidade, uma família de curvas.

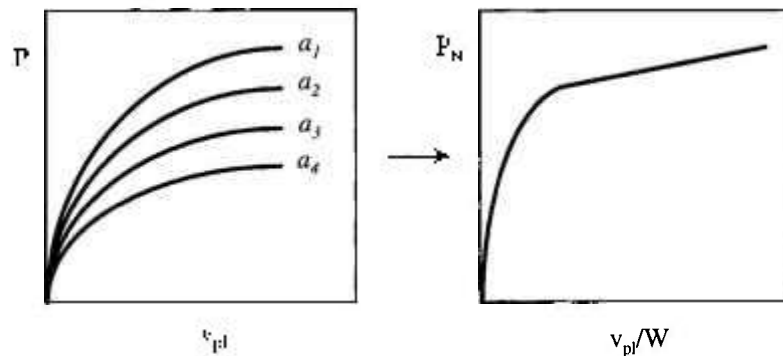


Figura 3.1- Família de curvas representada pela função de calibração

A função G e o fator η_{pl} estão relacionados pela seguinte equação

$$\eta_{pl} = \frac{b}{W} \frac{1}{G} \frac{dG}{d(b/W)} \quad (3.7)$$

Isto pode ser demonstrado desenvolvendo-se a expressão de J_{pl} dada em função da derivada da energia de deformação,

$$J_{pl} = - \frac{1}{B} \frac{dU_{pl}}{da} = - \frac{1}{B} \int \left. \frac{\partial P}{\partial a} \right|_{v_{pl}} dv_{pl} \quad (3.8)$$

e confrontando a mesma com J_{pl} dado em função de η_{pl} ,

$$J_{pl} = \frac{\eta_{pl}}{bB} \int P dv_{pl} \quad (3.9)$$

onde a carga P em ambas as expressões é representada de acordo com o princípio de separação de variáveis.

Por outro lado, os estudos realizados por SHAROBEAM & LANDES (1991a, 1991b) mostraram que a função de geometria para as várias configurações geométricas analisadas pode ser expressa sob a forma de uma lei de potência

$$G = A \cdot \left(\frac{b}{W} \right)^m \quad (3.10)$$

onde A é uma constante. Das Eqs. 3.7 e 3.10, verifica-se que

$$m = \eta_{pl} \quad (3.11)$$

A constante A pode ser arbitrada como a espessura, B , multiplicada pela largura, W , do corpo de prova e, portanto, G , para diferentes geometrias, pode ser escrita como

$$G = B \cdot W \cdot \left(\frac{b}{W} \right)^{\eta_{pl}} \quad (3.12)$$

Portanto, conhecendo-se η_{pl} , determina-se G ou vice-versa. Para a função H , a última versão do método da normalização (LANDES et al., 1991) utiliza a seguinte representação funcional

$$P_N = H(v_{pl}/W) = \frac{L + M \cdot \left(\frac{v_{pl}}{W} \right)}{N + \left(\frac{v_{pl}}{W} \right)} \cdot \left(\frac{v_{pl}}{W} \right) \quad (3.13)$$

Esta forma funcional, conhecida como função LMN , é proveniente do trabalho de ORANGE (1990) e mostrou-se bastante adequada para representar com

precisão o comportamento carga normalizada *versus* deslocamento plástico para diferentes geometrias e materiais usados na prática.

Conhecendo-se G , a função H pode ser encontrada calculando-se as constantes L , M e N pelo ajuste dos pontos P_N *versus* v_{pl}/W . P_N é dado pela Eq. 3.6 e v_{pl} é obtido extraindo-se a parcela elástica do deslocamento, da seguinte forma

$$v_{pl} = v - v_{el} = v - C(a/W) \cdot P \quad (3.14)$$

onde $C(a/W)$ é a *compliance*. Examinando a Eq. 3.6 e a Fig. 3.1, fica claro que H precisa ser calculada para um único valor de comprimento de trinca, tornando-se subsequente conhecida para qualquer comprimento de trinca.

O procedimento de ajuste para determinação das constantes L , M e N é detalhado em (LANDES et al., 1991). Uma vez definidas ambas as funções G e H , fica estabelecida uma relação única entre carga, deslocamento e comprimento de trinca que permite a obtenção da *curva* J_R sem a necessidade da monitoração automática do crescimento de trinca. Além disso, J_{pl} pode continuar sendo calculado pela fórmula incremental da norma ASTM E1152 (1987) ou pode ser obtido de forma direta utilizando-se a expressão da função H integrada.

3.3 Determinação da função G

A determinação da função G para uma dada configuração trincada pode ser feita a partir de um grupo de curvas carga *versus* deslocamento correspondentes a diferentes comprimentos de trinca estacionária (Fig. 3.2a). Se o carregamento é separável, um parâmetro de separação, S_{ij} , definido como a razão $P(a_i)/P(a_j)$ não será uma função do deslocamento plástico. Isto está representado na Fig. 3.2b, onde uma das curvas da Fig. 3.2a foi tomada como curva de referência. S_{ij} pode ser escrito como

$$S_{ij} = \frac{P(a_i)}{P(a_j)} \Big|_{v_{pl}} = \frac{G\left(\frac{a_i}{W}\right) \cdot H\left(\frac{v_{pl}}{W}\right)}{G\left(\frac{a_j}{W}\right) \cdot H\left(\frac{v_{pl}}{W}\right)} \Big|_{v_{pl}} = \frac{G\left(\frac{a_i}{W}\right)}{G\left(\frac{a_j}{W}\right)} \Big|_{v_{pl}} = \text{constante} \quad (3.15)$$

Portanto, se a separação existe, o parâmetro S_{ij} é constante ao longo de toda a faixa de deslocamento plástico. A curva que ajusta os pontos S_{ij} versus a/W (ou b/W , onde b é o ligamento remanescente), Fig. 3.2c, é a representação funcional de S_{ij} , que, por sua vez, fornece a forma funcional de G , uma vez que

$$G(a_i / W) = G(a_j / W) \cdot S_{ij}(a_i / W) \quad (3.16)$$

onde $G(a_j/W)$ é uma constante correspondente ao valor de a_j/W tomado como referência.

Uma função G determinada corretamente deve ser capaz de fazer com que as curvas na Fig. 3.2a converjam para uma única curva quando a carga normalizada, $P_N = P/G(a/W)$, for calculada, Fig. 3.2d. Esta curva é a função de calibração para o corpo trincado em questão.

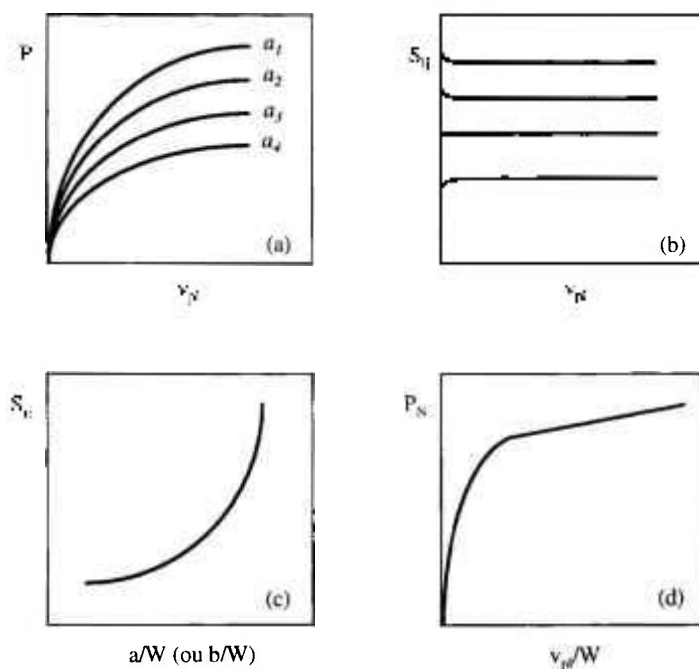


Figura 3.2 - Esquema para determinação da função G

A obtenção das curvas carga *versus* deslocamento para diferentes comprimentos de trinca pode ser feita experimentalmente ou numericamente. Uma outra possibilidade é fazer uso do manual *EPRI-GE* (KUMAR et al., 1981) uma vez que o mesmo fornece a relação entre carga e deslocamento plástico em função de soluções tabeladas para diferentes relações a/W .

3.4 Determinação da função H

A função de calibração para o corpo de prova é facilmente obtida usando-se a Eq. 3.6, uma vez que se dispõe do registro experimental P *versus* v . Mas, a curva P - v é justamente a incógnita ao se tentar prever o comportamento de uma estrutura. Portanto, a determinação da função H para um componente estrutural representa uma etapa fundamental no método *DFM*. Isto pode ser feito por intermédio de um procedimento de transformação a partir da função de calibração de um corpo de prova.

O procedimento proposto originalmente por LANDES et al. (1993) para fazer esta transformação foi desenvolvido a partir de resultados experimentais obtidos com um aço A533B, onde foram testados quatro tipos de corpos de prova: *CT* (*compact tension specimen*), *CCT* (*center cracked tension specimen*), *SENT* (*single edge notched tension specimen*) e *DENT* (*double edge notched tension specimen*). Essas quatro configurações geométricas são mostradas esquematicamente na Fig. 3.3.

Foi verificado (LANDES et al., 1993) que, ao se representar a carga normalizada, $P_N=P/G$, *versus* deslocamento plástico normalizado pelo deslocamento elástico, v_p/v_{el} , para as diferentes geometrias citadas, todas as curvas apresentavam a mesma tendência e as diferenças nos valores das cargas normalizadas entre os vários corpos de prova poderiam ser relacionadas pela razão entre suas cargas limite. Tomando as informações referentes ao ensaio do corpo de prova *CT* como os dados de entrada básicos do problema e considerando as demais geometrias como componentes estruturais, LANDES et al. (1993) mostraram que era possível obter as funções de calibração dessas últimas diretamente a partir da função de calibração do corpo de prova *CT*.

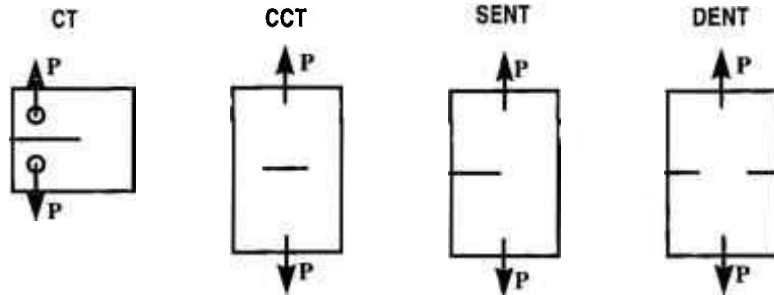


Figura 3.3 - Representação esquemática das configurações usadas na transferência de funções de calibração

Partindo-se da função de calibração para o corpo de prova *CT* representada segundo a Eq. 3.13, a mesma forma funcional é assumida para o componente estrutural, isto é

$$P_{nc} = h[(v_{pl}/W)_s] = \frac{l + m \cdot \left(\frac{v_{pl}}{W}\right)_s}{n + \left(\frac{v_{pl}}{W}\right)_s} \cdot \left(\frac{v_{pl}}{W}\right)_s \quad (3.17)$$

Portanto, para encontrár as novas constantes l , m e n , que definem a função de calibração, $h[(v_{pl}/W)_s]$, para o componente estrutural, o procedimento de transformação segue os passos descritos a seguir e ilustrados na Fig. 3.4:

- Primeiramente, o registro carga *versus* deslocamento para um corpo de prova com o mesmo material da estrutura precisa ser obtido a partir de um ensaio de tenacidade à fratura (Fig. 3.4a);
- Em seguida, esta curva P - v é convertida em uma curva carga normalizada, P_N , *versus* deslocamento plástico normalizado, v_{pl}/W , Fig. 3.4b, que é a função de calibração para o corpo de prova, $H(v_{pl}/W)$;
- A abscissa, v_{pl}/W (Fig. 3.4b), é dividida por v_{el}/W tornando-se v_{pl}/v_{el} (Fig. 3.4c);
- Então, cada ponto naquela curva é multiplicado por um fator, f , que é definido como

$$f = \frac{P_{Ls}(a_{os})/G_s(a_{os}/W_s)}{P_L(a_o)/G(a_o/W)} \quad (3.18)$$

O resultado é uma curva para o componente estrutural dada em termos de sua carga normalizada, P_{Ns} , e a razão entre os deslocamentos, v_{pl}/v_{el} . Na Eq. 3.18, $P_{Ls}(a_{os})$ e $G_s(a_{os}/W_s)$ são a carga limite e a função geométrica para a estrutura; $P_L(a_o)$ e $G(a_o/W)$ são a carga limite e a função geométrica para o corpo de prova e a_o é o comprimento inicial de trinca.

- (e) A razão entre os deslocamentos na abcissa, v_{pl}/v_{el} , é reconvertida para deslocamento plástico normalizado, multiplicando-se v_{pl}/v_{el} (Fig. 3.4c) por v_{el}/W para a estrutura. A curva resultante, P_{Ns} versus $(v_{pl}/W)_s$ na Fig. 3.4d é a representação da curva de calibração da estrutura.

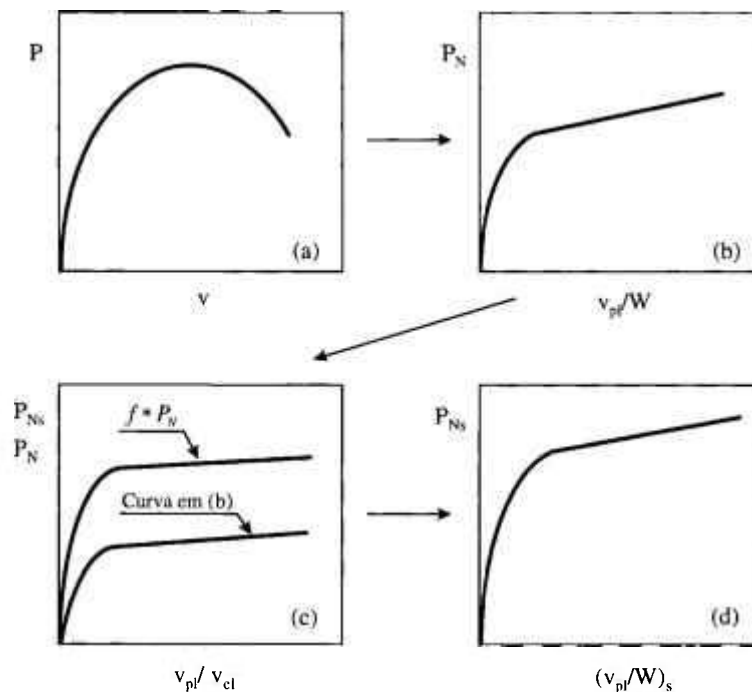


Figura 3.4 - Esquema do procedimento original para transformação de H

- (f) As constantes l , m e n podem ser determinadas ajustando-se a Eq. 3.17 aos pontos transformados. Segundo sugestão feita por LANDES et al. (1993), isto pode ser feito escolhendo-se $l = f.L$. Desta forma, apenas os valores de m e n precisam ser determinados a partir da curva ajustada; o melhor resultado é conseguido selecionando-se dois pontos, o último e um outro correspondente a um pequeno valor de $(v_{pl}/W)_s$, e ajustando-se a Eq. 3.17 a eles.

Conforme pode ser observado, nos vários passos do procedimento de transformação, os cálculos são feitos ponto a ponto. O passo (e) prevê uma reconversão de abcissa onde seria necessário conhecer o deslocamento elástico da estrutura ao longo da história de deformação. Como, obviamente, não se dispõe dessa informação *a priori*, há necessidade de se fazer uma estimativa do deslocamento elástico da estrutura. Isto é feito em função da *compliance* e da carga normalizada correspondente à estrutura, P_{Ns} , que já é conhecida no passo (c)

$$(v_{el})_s = C \cdot P = C \cdot G \cdot P_{Ns} \quad (3.19)$$

onde o produto CG é calculado para o comprimento inicial de trinca. Com base no conjunto de resultados experimentais utilizados para desenvolver o procedimento de transformação, LANDES et al. (1993) observaram que o produto CG mantém-se aproximadamente constante durante o crescimento de trinca e, portanto é razoável utilizar o comprimento inicial. Vale lembrar que ambas as funções C e G são funções de a/W , mas enquanto C tende a crescer à medida que a/W cresce, G tem um comportamento oposto, o que poderia justificar a fraca dependência em a/W do produto CG .

4 MÉTODO SIMPLIFICADO PARA OBTENÇÃO DA FUNÇÃO H

4.1 Determinação analítica das constantes l , m e n

Mesmo não envolvendo nenhuma etapa complicada, o procedimento utilizado originalmente para obtenção da função de calibração da estrutura é trabalhoso e demorado, requerendo uma conversão de ordenada (passo d, na Seção 3.4), duas conversões de abcissas (passos c e e) e um procedimento de ajuste da curva aos pontos obtidos (passo f) para, assim, determinar as constantes l , m e n da função de calibração.

Analisando a filosofia do procedimento original de transformação, percebe-se que ele consiste basicamente em promover ajustes na carga normalizada e deslocamento plástico normalizado da curva de calibração do corpo de prova. O ajuste de carregamento é simples porque é baseado em um fator constante f , Eq. 3.18. Por outro lado, o ajuste de deslocamento envolve cálculos ponto a ponto do deslocamento elástico usando a Eq. 3.19 e assumindo que o produto $C(a/W)G(a/W)$ seja constante.

Aplicando o procedimento a diferentes geometrias de laboratório, onde a geometria CT era tomada como o corpo de prova e as demais eram consideradas componentes estruturais, foi observado que a razão entre o deslocamento elástico normalizado para o corpo de prova, (v_{el}/W) , e o deslocamento elástico normalizado para a estrutura, $(v_{el}/W)_s$, mantinha-se aproximadamente constante ao longo do processo de transformação. Conforme será visto adiante, se essa razão for assumida constante, o procedimento de transformação pode ser bastante simplificado (CRUZ & LANDES, 1998).

Em primeiro lugar, seja definido um parâmetro q para representar a razão entre deslocamentos elásticos normalizados

$$q = \frac{(v_{el}/W)}{(v_{el}/W)_s} \quad (4.1)$$

Das análises realizadas, observou-se que um valor representativo para q pode ser obtido quando os deslocamentos elásticos normalizados, para o corpo de prova e a estrutura, são calculados considerando-se seus comprimentos iniciais de trinca e para suas cargas limite, isto é

$$(v_{el})_o = C(a_o) \cdot P_L(a_o) \quad (4.2)$$

$$(v_{el})_{os} = C_s(a_{os}) \cdot P_{Ls}(a_{os}) \quad (4.3)$$

Seguindo a mesma idéia básica do procedimento original, o deslocamento plástico normalizado para o corpo de prova, $v_N = v_p l / W$, e o deslocamento plástico normalizado para a estrutura, $v_{Ns} = (v_p l / W)_s$, podem ser relacionados pela seguinte expressão

$$v_{Ns} = \frac{v_N}{q} \quad (4.4)$$

Rescrevendo as Eqs. 3.13 e 3.17 em termos de v_N e v_{Ns} , tem-se

$$P_N = H(v_N) = \frac{(L + M v_N)}{(N + v_N)} v_N \quad (4.5)$$

$$P_{Ns} = h(v_{Ns}) = \frac{(l + m v_{Ns})}{(n + v_{Ns})} v_{Ns} \quad (4.6)$$

Multiplicando a Eq. 4.5 pelo fator f (Eq. 3.18) é equivalente ao passo d do procedimento original, o que daria uma representação intermediária P_{Ns} versus v_N com as constantes $l' = f.L$, $m' = f.M$ e $n' = N$, isto é

$$P_{Ns} = \frac{(l' + m' v_N)}{(n' + v_N)} v_N \quad (4.7)$$

Em seguida, substituindo a Eq. 4.4 na Eq. 4.7, que corresponde aos passos c e e do procedimento original, leva a

$$P_{Ns} = \frac{l' + m'(qv_{Ns})}{n' + (qv_{Ns})} (qv_{Ns}) = \frac{fL + fqMv_{Ns}}{(N/q) + v_{Ns}} v_{Ns} \quad (4.8)$$

Agora, comparando-se a expressão acima com a Eq. 3.17, chega-se às seguintes expressões para as constantes l , m , e n da função de calibração da estrutura

$$l = f \cdot L; \quad m = f \cdot q \cdot M; \quad n = N / q \quad (4.9)$$

Portanto, os coeficientes da função de calibração do componente estrutural podem ser diretamente obtidos a partir dos respectivos coeficientes da função de calibração do corpo de prova. Basta computar os fatores f e q (Eqs. 3.18 e 4.1) e usar as expressões acima. Isto representa uma simplificação significativa no procedimento de transformação, eliminando as conversões de coordenadas e a operação de ajuste para obter as constantes l , m e n .

Conforme dito anteriormente, a hipótese de que a razão representada pela Eq. 4.1 seja constante foi estabelecida a partir da aplicação do procedimento de transformação original a vários casos e observando-se que a aquela razão mantinha-se aproximadamente constante ao longo do processo de transformação. Porém, vale notar que o fato de existir um fator q constante é, na verdade, uma consequência da hipótese original de que o produto $C(a/W)G(a/W)$ é constante tanto para a estrutura como para o corpo de prova, ou seja

$$q = \frac{(v_{el} / W)}{(v_{el} / W)_s} = \frac{CGP_N / W}{C_s G_s P_{Ns} / W_s} = \frac{CGP_N / W}{C_s G_s (f P_N) / W_s} = \frac{CG}{C_s G_s} \frac{W_s}{W} \frac{1}{f} \quad (4.10)$$

Portanto, se CG for constante, não somente q será constante, mas existirá uma relação entre os fatores q e f dada pela equação acima.

4.2 Validação do método simplificado

Para comparar as curvas de calibração obtidas com os procedimentos original e simplificado, três geometrias diferentes foram selecionadas: *CCT*, *SENT* e *DENT*. Para cada tipo de geometria, dois conjuntos de dados foram utilizados para considerar diferentes valores de a/W . As funções de calibração para essas geometrias foram então previstas a partir da função de calibração de um corpo de prova *CT* do mesmo material (aço A533B). As características do corpo de prova *CT* bem como das outras geometrias, que fizeram o papel de componentes estruturais, estão listadas na Tabela 4.1. Essas informações foram obtidas em (LANDES et al., 1987).

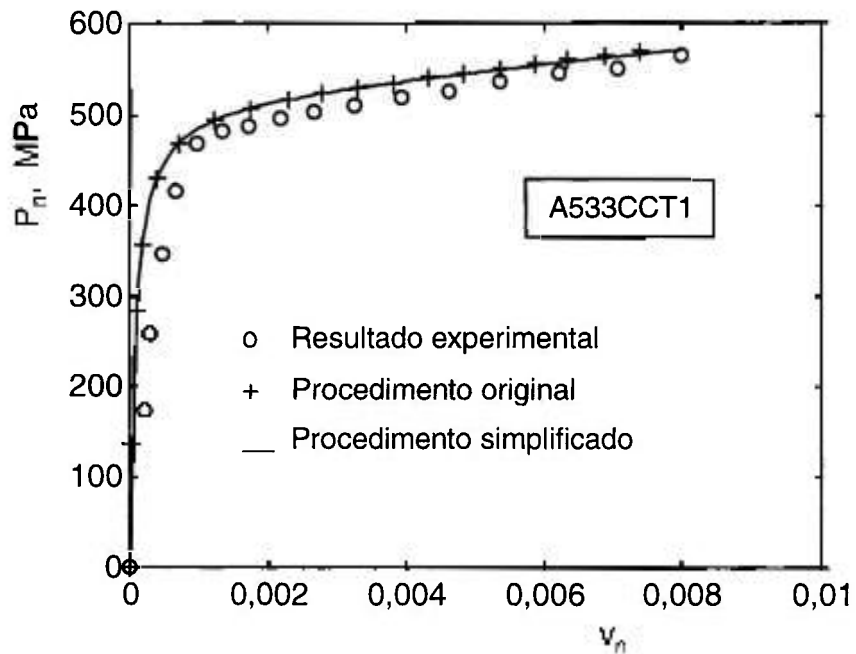
Tabela 4.1 - Características dos corpos de prova de aço A533B

($E = 206.850 \text{ MPa}$; $\sigma_{ys} = 468,86 \text{ MPa}$; $\sigma_{uts} = 620,55 \text{ MPa}$)

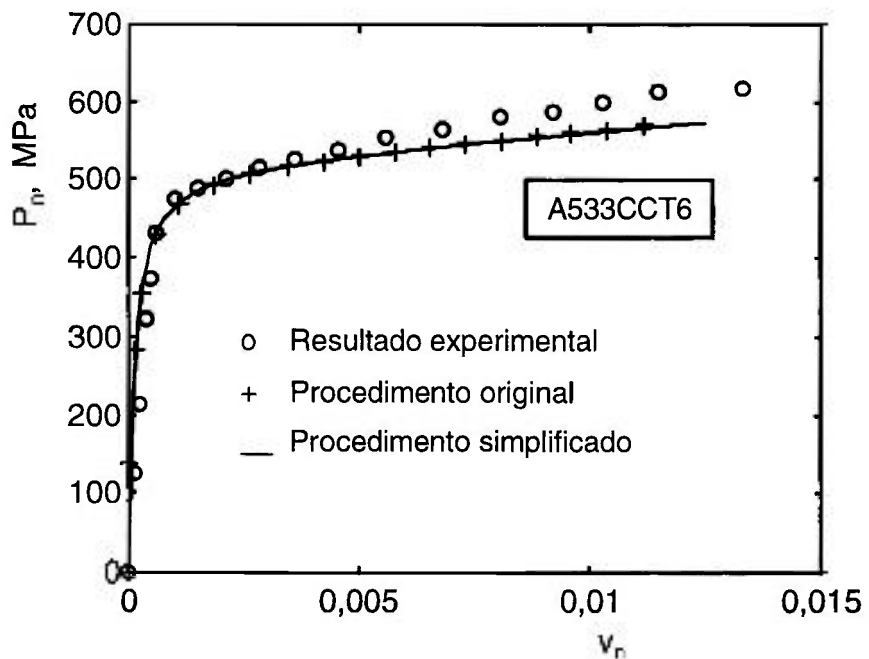
IDENT.	TIPO	W (mm)	B (mm)	a_o (mm)	a_f (mm)	a_o/W (ou $2a_o/W$)
A533-1	CT	203,20	2,54	101,85	130,02	0,50
A533CCT1	CCT	406,40	2,54	101,60	115,82	0,50
A533CCT6	CCT	203,20	2,54	60,71	71,63	0,60
A533SEN2	SENT	508,00	2,54	355,60	379,48	0,70
A533SEN6	SENT	508,00	2,54	152,40	195,88	0,30
A533DEN3	DENT	203,20	2,54	49,40	62,23	0,49
A533DEN4	DENT	203,20	2,54	35,43	47,63	0,35

A Figura 4.1 mostra os resultados obtidos para a geometria *CCT*. Em cada gráfico a curva experimental P_{Ns} versus v_{Ns} é comparada com aquelas obtidas com a aplicação dos procedimentos original e simplificado. A mesma informação é apresentada nas Figures 4.2 e 4.3 para as geometrias *SENT* e *DENT*, respectivamente. Os pontos representados por cruzes são aqueles obtidos com o procedimento original e deveriam ainda passar por um processo de ajuste para obtenção dos coeficientes da função de calibração. A linha sólida é a curva descrita pelos coeficientes calculados diretamente com

as Eqs. 4.9 do procedimento simplificado. Observa-se que os resultados alcançados com ambos os procedimentos são praticamente os mesmos.

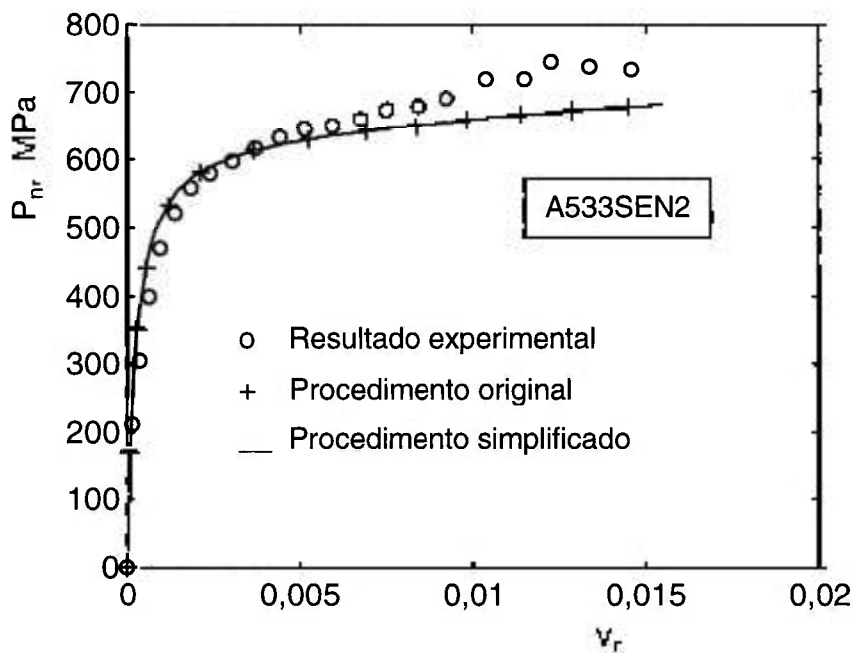


(a)

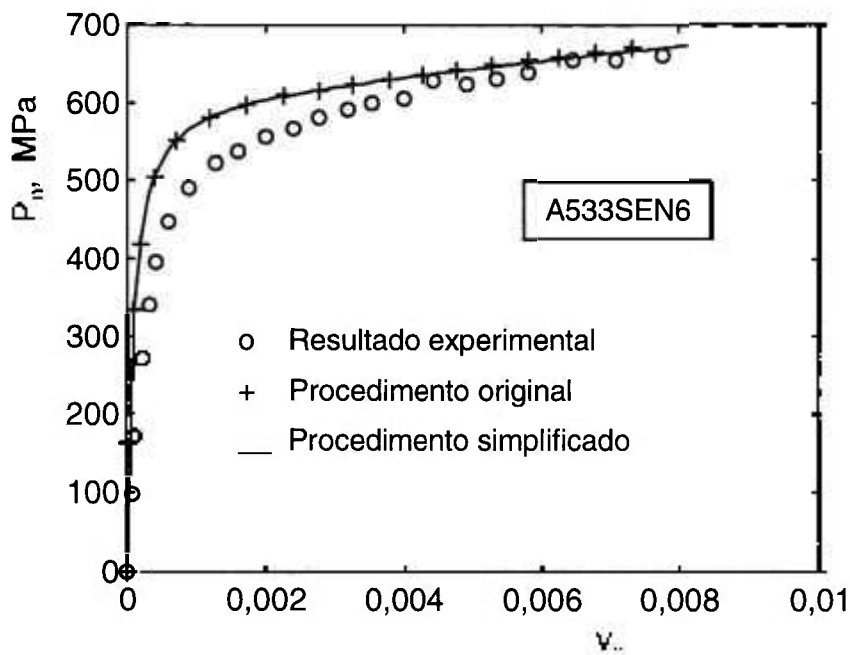


(b)

Figura 4.1 - Curvas de calibração para as configurações CCT

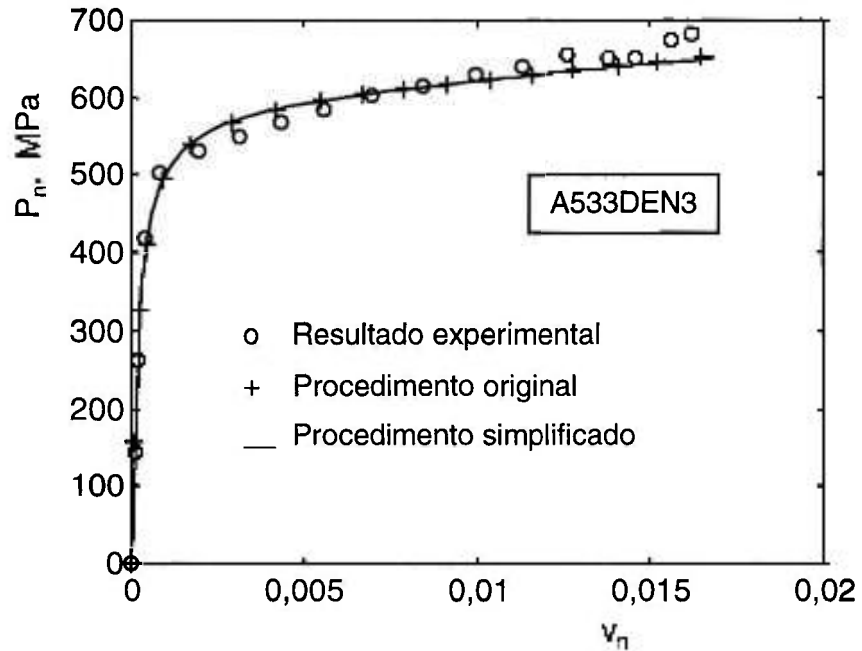


(a)

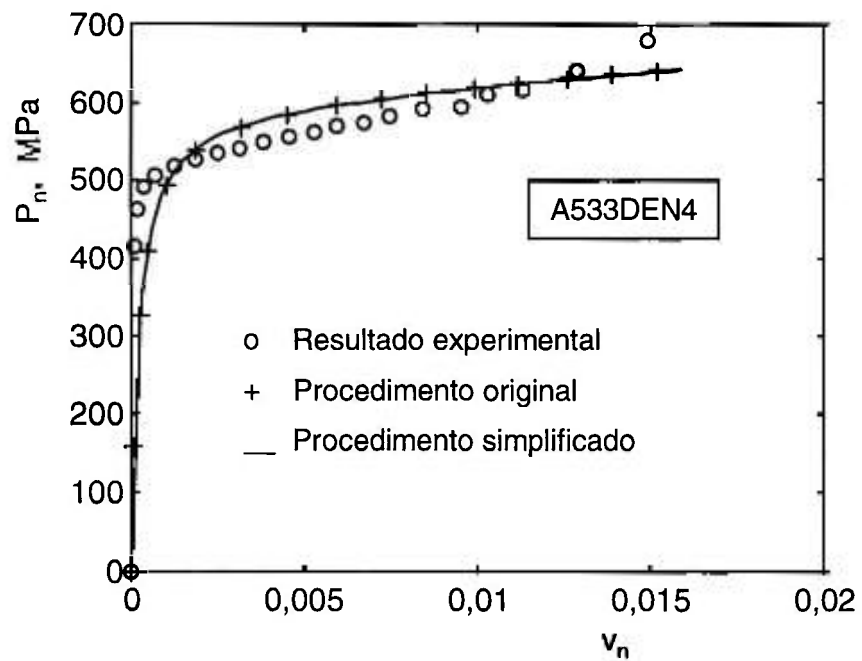


(b)

Figura 4.2 - Curvas de calibração para as configurações *SENT*



(a)



(b)

Figura 4.3 - Curvas de calibração para as configurações *DENT*

5 INCORPORAÇÃO DA CFE AO DFM

Conforme visto anteriormente, pelo princípio de separação de variáveis, a função H é função apenas do deslocamento plástico normalizado, não dependendo do comprimento de trinca para uma dada geometria. No entanto, ao se passar de uma geometria para outra, a influência da nova geometria tem que ser levada em conta. Daí a necessidade do procedimento de transformação da função de calibração previsto no método *DFM*.

Recentemente, DONOSO & LANDES (1994) propuseram uma representação para o carregamento em corpos de prova com diferentes configurações geométricas segundo a chamada equação de formato único - *CFE* (*common format equation*). A representação de acordo com a *CFE* supostamente incorporaria todos os efeitos geométricos à função G , de modo que H dependeria exclusivamente do comportamento do material. Assim, curvas experimentais P_N versus v_N obtidas com os parâmetros da *CFE* para diferentes geometrias seriam coincidentes.

Essa unicidade da função H seria muito conveniente para o *DFM* porque eliminaria a necessidade de um procedimento para transformação da função de calibração ao se prever o comportamento de uma estrutura a partir do comportamento de um corpo de prova. Entretanto, conforme será demonstrado adiante, alguma coisa falta à *CFE* para que H seja independente da geometria. Baseado na filosofia do procedimento simplificado proposto no capítulo anterior e revendo a formulação que deu origem à *CFE*, uma modificação será proposta para fazer com que H se aproxime de uma representação única (CRUZ & LANDES, 1997).

5.1 Questionando a unicidade da função H na *CFE*

Até agora, neste trabalho, a função H foi referida indistintamente como função de deformação ou função de calibração. A partir daqui, H passará a ser chamada

exclusivamente de função de deformação uma vez que a função de calibração incluirá um fator de restrição plástica a ser definido adiante.

A *CFE* foi estabelecida por DONOSO & LANDES (1994) a partir de soluções plásticas apresentadas no manual *EPRI-GE* (KUMAR et al., 1981) e com base no princípio de separação de variáveis para o carregamento. Por enquanto, é suficiente saber que, de acordo com a *CFE*, o comportamento de um corpo de prova de mecânica da fratura é expresso como o produto de três termos que descrevem o carregamento como uma função do deslocamento plástico e do ligamento remanescente

$$P = (\Omega / \kappa) \cdot G(b / W) \cdot H(v_{pl} / W) \quad (5.1)$$

O primeiro termo reflete o tipo de restrição plástica, Ω , à qual o corpo de prova está submetido, corrigido por um fator, κ , que depende da configuração geométrica do corpo de prova. O segundo termo é uma função dependente da geometria, G . E o terceiro termo é uma função H que representa o comportamento à deformação do corpo de prova.

A função G é definida como uma lei de potência do ligamento normalizado, b/W , e tem a seguinte forma

$$G = B \cdot W \cdot \zeta \cdot (b / W)^m \quad (5.2)$$

onde B é a espessura, W é a largura, ζ é uma constante e m é igual ao fator η -plástico (η_{pl}).

De acordo com a abordagem *CFE*, cada uma das configurações de corpo de prova, para qualquer material dado, é representada por um conjunto de quatro parâmetros: Ω , κ , ζ e m . Além disso, para um dado nível de restrição plástica (Ω e κ conhecidos), a relação entre carga normalizada ($P_N = P/G$) e deslocamento plástico normalizado ($v_N = v_{pl}/W$) é única, independente da geometria do corpo trincado. Isto significa que curvas normalizadas para diferentes geometrias devem ser idênticas para um dado nível de restrição plástica. Em outras palavras, é possível passar de uma geometria para outra desde que sejam usados os devidos parâmetros que caracterizam G .

DONOSO & LANDES (1994) também sugeriram que qualquer tipo de função H poderia ser usada na CFE , desde que ela descreva de forma precisa o comportamento à deformação. Conforme já dito anteriormente, uma função que tem se mostrado adequada para representar o comportamento P_N versus v_N de estruturas, em geral, é a função LMN (Eq. 3.13).

A influência do nível de restrição plástica sobre a função de calibração já havia sido discutida num trabalho anterior de DONOSO & LANDES (1993). Eles mostraram que, ao se prever a curva P_N versus v_N para um corpo de prova CT a partir da curva P_N versus v_N para um outro corpo de prova CT , ou seja, mesma configuração geométrica, porém com níveis de restrição plástica diferentes, a razão entre os fatores de restrição plástica, Ω/κ , para os dois corpos de prova, foi efetiva no ajuste da curva de calibração prevista.

Mas, segundo DONOSO & LANDES (1994), o conceito da CFE iria um passo adiante, isto é, se forem consideradas duas geometrias diferentes de corpo de prova com o mesmo material e o mesmo fator de restrição plástica, Ω/κ , a relação entre carga normalizada e deslocamento plástico normalizado (a função H) para ambas as geometrias será a mesma. Em outras palavras, a única diferença na representação do carregamento para as duas geometrias seria determinada pela função G , sendo H uma função exclusivamente do material.

Para investigar a asserção feita no parágrafo precedente, os registros experimentais carga versus deslocamento dos corpos de prova listados na Tabela 4.1 foram utilizados. Todos eles têm a mesma espessura (2,54 mm) e estão sujeitos a estado plano de tensão. Portanto, todos têm o mesmo fator de restrição plástica, Ω/κ . Conforme já dito anteriormente, a Tabela 4.1 inclui dois conjuntos de dados para os corpos de prova CCT , $SENT$ e $DENT$ de forma a considerar diferentes razões a/W . A Eq. 5.1 foi então aplicada para obter as curvas P_N versus v_N para as quatro geometrias. As constantes ζ e m da Eq. 5.2 são tabeladas em (DONOSO & LANDES, 1994). Os resultados são apresentados na Fig. 5.1. A Figura 5.1a mostra as curvas para o corpo de prova CT e para o primeiro conjunto de corpos de prova CCT , $SENT$ e $DENT$. Na Fig. 5.1b, a mesma curva para a geometria CT é comparada com aquelas correspondentes ao segundo conjunto de dados para as demais

geometrias. A relação P_N-v_N é a representação da função H , que, como mostram claramente as Figs. 5.1a e 5.1b, é diferente para cada uma das configurações geométricas analisadas.

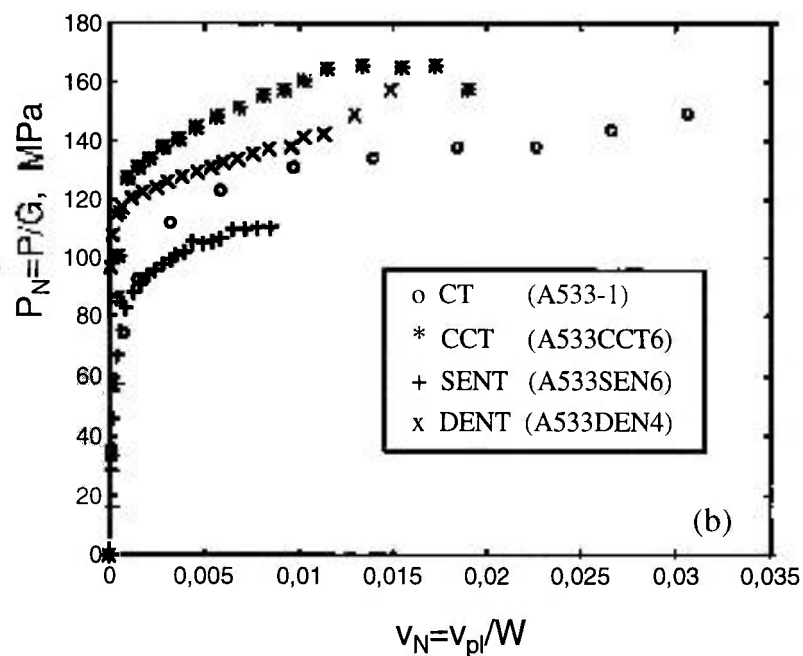
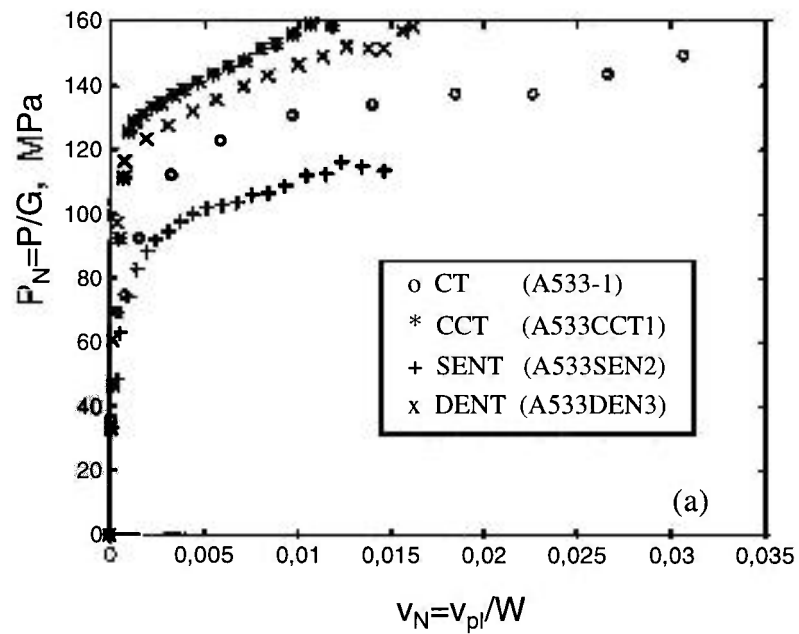


Figura 5.1 - P_N versus v_{pl}/W usando a CFE

Portanto, ficou demonstrado que mesmo na abordagem segundo a equação *CFE*, na forma como ela foi originalmente proposta, a função *H* ainda apresenta uma dependência geométrica, não sendo possível afirmar que a mesma é dependente exclusivamente do material.

5.2 Modificando a *CFE*

Mostrou-se que o procedimento de transformação da função de calibração descrito no capítulo anterior funciona bem. Então, pode-se dizer que é factível obter a função de calibração para um corpo trincado com uma certa configuração geométrica a partir da função de calibração para um corpo de prova *CT* (com o mesmo nível de restrição plástica) usando os fatores *f* e *q*. Nesse ponto, é bom frisar que tanto o procedimento original de transformação da função de calibração como o procedimento simplificado proposto neste trabalho pressupõem que as duas configurações (a de origem e a prevista) têm o mesmo nível de restrição plástica.

De acordo com a formulação usada na *CFE* (DONOSO & LANDES, 1994), a carga limite e a função *G* podem ser relacionadas por

$$P_L = \frac{\Omega}{\kappa} G \sigma_u \quad (5.3)$$

Portanto, o fator *f*, dado pela Eq. 3.18, torna-se

$$f = \frac{P_{L_s}/G_s}{P_L/G} = \frac{\left(\frac{\Omega}{\kappa}\right) G_s \sigma_u / G_s}{\left(\frac{\Omega}{\kappa}\right) G \sigma_u / G} = \left(\frac{\Omega}{\kappa}\right) \quad (5.4)$$

ou seja, *f* é igual à razão entre os fatores de restrição plástica da estrutura e do corpo de prova *CT*. A essa altura, vale notar que a diferença entre a função *G*, definida na *CFE*, Eq. 5.2, e aquela utilizada por LANDES et al. (1993), Eq. 3.12, é basicamente a constante ζ , uma vez que o expoente de (b/W) é igual ao fator η_{pl} em ambas.

Claramente, o fator f calculado com os parâmetros da *CFE* (Eq. 5.4) é reduzido a um ajuste de restrição plástica entre o corpo de prova e o componente estrutural. Agora, considerando-se o componente estrutural e o corpo de prova com o mesmo fator de restrição plástica, Ω/κ , a abordagem *CFE* pode ser comparada com o procedimento de transformação delineado no Capítulo 4. Na abordagem *CFE*, f será igual a 1 e pode-se concluir que os parâmetros que definem as funções G na *CFE* são tais que o fator f já está implicitamente considerado na formulação. Mas, o uso do fator f é apenas um dos passos necessários para completar o processo de transformação. Esta é a razão pela qual a função H não é única, conforme foi ilustrado na Fig. 5.1. Alguma coisa está faltando na *CFE* para completar a transformação entre duas geometrias distintas. O fator f é responsável por um ajuste no carregamento normalizado (que, num caso mais geral, reflete também uma correção de restrição plástica) e o que está faltando é um ajuste no deslocamento normalizado, o qual é dado pelo fator q definido no procedimento simplificado (Eq. 4.1).

Usando a *CFE* para representar a carga normalizada para o corpo de prova e a estrutura, tem-se, respectivamente,

$$P_N = \left(\frac{\Omega}{\kappa} \right) \cdot H(v_N) \quad (5.5)$$

$$P_{Ns} = \left(\frac{\Omega}{\kappa} \right)_s \cdot H(v_{Ns}) \quad (5.6)$$

onde $v_N = v_{pl}/W$ é o deslocamento plástico normalizado para o corpo de prova e $v_{Ns} = (v_{pl}/W)_s$ é o deslocamento plástico normalizado para a estrutura. Considerando que o fator f já está embutido na abordagem *CFE*, bastaria fazer as conversões de deslocamento para prever a função de calibração da estrutura a partir daquela para um corpo de prova: primeiramente, dividindo v_{pl}/W por v_{el}/W (o que dá v_{pl}/v_{el}) e, então, multiplicando este resultado por $(v_{el}/W)_s$. Isto é equivalente a dividir v_{pl}/W pelo fator q (Eq. 4.1)

$$\frac{(v_{pl}/W)}{(v_{el}/W)} \cdot (v_{el}/W)_s = \frac{(v_{pl}/W)}{q} = (v_{pl}/W)_s \quad (5.7)$$

ou

$$\begin{pmatrix} v_{pl} \\ v_{el} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} v_n \\ v_{e'} \end{pmatrix} \quad (5.8)$$

Observando o papel desempenhado pelo fator q e assumindo a validade do procedimento de transformação proposto no Capítulo 4, pode-se dizer que, independentemente da geometria, se o deslocamento plástico for normalizado por v_{el} ao invés de W (isto é, $v_N = v_{pl}/v_{el}$), a representação P_N versus v_N (ou seja, a própria função H quando $(\Omega/\kappa) = (\Omega/\kappa)_s$) na equação CFE será única (ou aproximadamente a mesma). É bom lembrar que v_{el} , usado para normalizar v_{pl} , é o valor calculado para $a = a_0$ e para a carga limite da configuração geométrica em questão (Eqs. 4.2 e 4.3).

A mesma conduta usada para construir as curvas da Fig. 5.1 foi repetida, agora normalizando v_{pl} por v_{el} . Como pode ser visto na Fig. 5.2, as curvas tornam-se bem mais próximas umas das outras, o que significa que a função H tende para uma representação comum, independente da configuração geométrica e, portanto, passa a depender somente das propriedades de escoamento plástico do material. Na próxima seção será demonstrado que pode-se chegar à mesma conclusão revendo-se as equações básicas utilizadas no desenvolvimento da CFE .

5.3 Revendo as equações que originaram a CFE

Para desenvolver a CFE , DONOSO & LANDES (1994) iniciaram com as soluções plásticas do manual *EPRI-GE* para cinco tipos diferentes de configurações de corpos de prova de mecânica da fratura: *CT*, *CCT*, *SENB*, *SENT* e *DENT*. De acordo com o manual, o deslocamento plástico, no ponto onde a carga é aplicada, devido à presença da trinca, para um corpo de prova de espessura B , pode ser escrito como:

$$v_{pl} = \alpha \varepsilon_0 a h_3(a/W, n) \left(\frac{P}{P_n} \right)^n \quad (5.9)$$

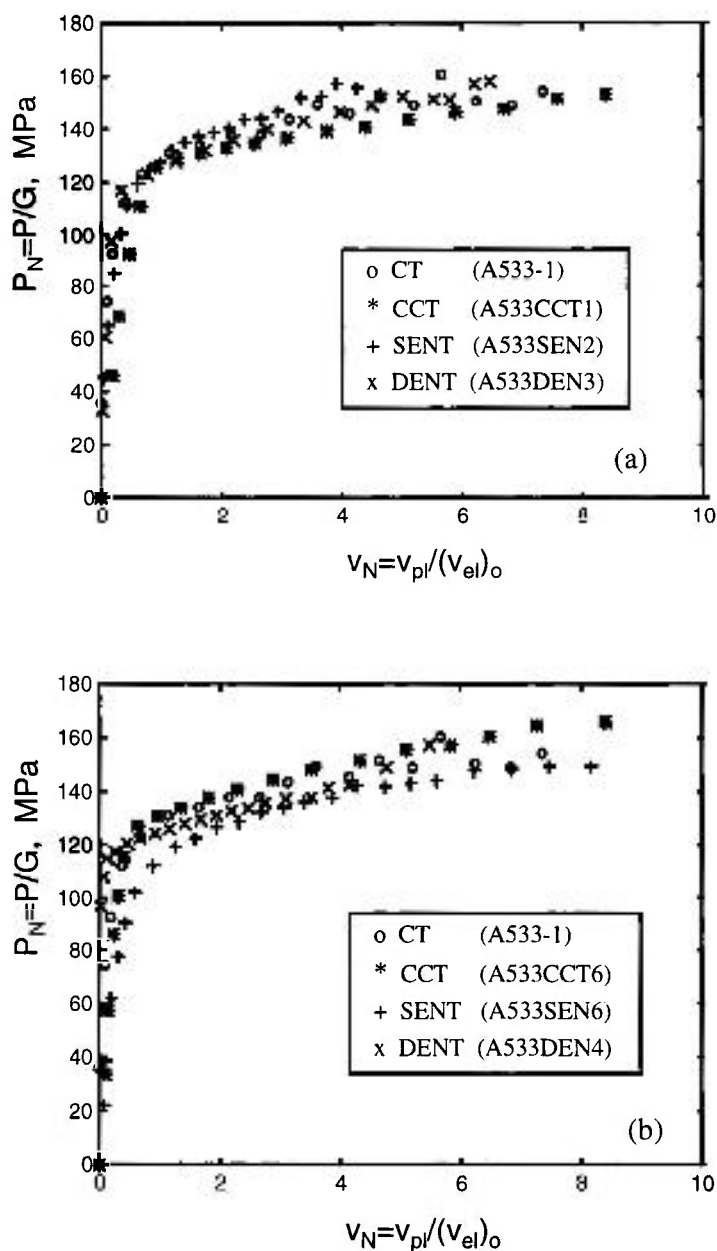


Figura 5.2 - P_N versus $v_{pl}/(v_{el})_0$ usando a CFE modificada

onde ϵ_0 , α e n são parâmetros da equação de Ramberg-Osgood (Eq. 1.3) usada para representar a relação tensão-deformação do material. Quanto aos demais parâmetros da Eq. 5.9, h_3 é uma função adimensional tabelada no manual como uma função do comprimento de trinca, a , e do expoente de encruamento, n ; W é a largura do corpo de prova; P é a carga aplicada por unidade de espessura; e P_0 é a carga limite por unidade de espessura. Esse último parâmetro pode ser generalizado para as cinco configurações de corpo de prova como:

$$P_o = \Omega \beta b \sigma_o \quad (5.10)$$

onde Ω é um fator de restrição plástica, variando de casos com baixa restrição (estado plano de tensão) até situações com alta restrição (estado plano de deformação); βb é uma função que, com um fator de correção apropriado κ faz, na metodologia do *EPRI-GE*, o papel implícito da função G numa representação do carregamento segundo o princípio de separação de variáveis. Assim, das Eqs. 5.9 e 5.10, a expressão para a carga total, P , torna-se

$$P = (\Omega / \kappa) G \sigma_o [(v_{pl} / W) / (\alpha \epsilon_o h_3 a / W)]^{1/n} \quad (5.11)$$

onde

$$G = \beta b \kappa \quad (5.12)$$

A Eq. 5.11 pode ser rescrita como

$$P = (\Omega / \kappa) G \left\{ \sigma_o / (\alpha \epsilon_o)^{1/n} \right\} \left\{ [v_N / (h_3 a / W)]^{1/n} \right\} \quad (5.13)$$

onde $v_N = v_{pl} / W$. De acordo com DONOSO & LANDES (1994), o termo $(h_3 a / W)^{1/n}$, com uma exceção, é muito próximo de 1. A exceção é o corpo de prova *SENT*, para o qual o valor médio é 0,74. DONOSO & LANDES (1994) assumem que esse termo é igual a 1 e um tratamento especial é feito *a posteriori* para obter os parâmetros da função G para o caso particular do corpo de prova *SENT*. Assim, a Eq. 5.13 pode ser escrita como

$$P = (\Omega / \kappa) \cdot G \cdot \left\{ \sigma_o / (\alpha \epsilon_o)^{1/n} \right\} [v_N]^{1/n} \quad (5.14)$$

cujos membros contêm um termo de restrição plástica, Ω/κ , uma função dependente da geometria, G , e uma função dependente do comportamento do material, H . Neste caso,

$$H(v_N) = \left\{ \sigma_o / (\alpha \epsilon_o)^{1/n} \right\} [v_N]^{1/n} \quad (5.15)$$

Então, a função H pode ser determinada conhecendo-se os parâmetros da equação de Ramberg-Osgood (Eq. 1.3) obtidos por intermédio de um ajuste de resultados experimentais tensão-deformação. Por outro lado, o manual *EPRI-GE* fornece uma formulação implícita para a função G , que é diferente para cada configuração de corpo de prova. Assim, por conveniência e baseado em estudos anteriores (SHAROBEAM & LANDES, 1991; SHAROBEAM & LANDES, 1993a), DONOSO & LANDES (1994) adotaram uma forma generalizada em lei de potência para a função G , dada pela Eq. 5.2. Uma vez que os testes em corpos de prova de mecânica da fratura lidam com o carregamento total ao invés do carregamento por unidade de espessura, a função G na Eq. 5.2 inclui a espessura, B , do corpo de prova. Assim, o carregamento total pode ser expresso por:

$$P = \{(\Omega / \kappa)\} \{BW\zeta(b/W)^m\} \{[\sigma_o / (\alpha\varepsilon_o)^{1/n}] [v_N]^{1/n}\} \quad (5.16)$$

A Eq. 5.16 representa a chamada *common format equation (CFE)*, que é dada pelo produto dos três termos entre chaves. O primeiro termo estabelece o tipo de restrição plástica, Ω , ao qual o corpo de prova está submetido, corrigido por um fator, κ , que depende da configuração geométrica do corpo de prova. O segundo termo expressa G como uma lei de potência do ligamento normalizado do corpo de prova, e inclui o fator η -plástico (o expoente m). Finalmente, o terceiro termo contém a função de deformação H em que os parâmetros da equação de Ramberg-Osgood σ_o , ε_o , α e n , obtidos de um ensaio tensão-deformação, são transferidos para o corpo de prova de mecânica da fratura através do termo $\sigma_o / (\alpha\varepsilon_o)^{1/n}$.

Portanto, cada uma das configurações de corpo de prova é caracterizada por um conjunto de quatro parâmetros Ω , κ , ζ e m . A partir das soluções plásticas tabeladas no manual *EPRI-GE*, DONOSO & LANDES (1994) mostraram que, para um dado nível de restrição plástica, valores de ζ e m podem ser determinados assumindo-se que a relação P_N - v_N é única, independente da geometria do corpo de prova. Embora tenha sido mostrado na seção anterior que a relação P_N - v_N não é de fato única para $v_N = v_{pl}/W$, o mais importante no trabalho de DONOSO & LANDES (1994) é que os valores encontrados para m mostraram uma excelente concordância com valores de η_{pl} obtidos experimentalmente por

SHAROBEAM & LANDES (1991,1993a). Desta forma, o expoente m da função G está correto. Por outro lado, mostrou-se na seção anterior que se $v_N = v_{pl}/(v_{el})_o$, a relação P_N-v_N fica muito mais próxima de uma representação única. Assim, os valores de ζ , determinados por DONOSO & LANDES quando assumiram que P_N-v_N era única, também estão corretos (exceto para o corpo de prova *SENT*, conforme será explicado adiante) desde que se considere que o deslocamento plástico é normalizado com $(v_{el})_o$.

A proposta de normalização de v_{pl} por $(v_{el})_o$ foi feita na seção anterior com base na filosofia do procedimento de transformação da função H introduzido no Capítulo 4, mas pode-se chegar à mesma conclusão revendo-se as equações básicas que originaram a *CFE*, conforme mostrado a seguir. Da Eq. 5.9, quando $P=P_o$, tem-se

$$v_{pl} = \alpha \varepsilon_o a h_3 \quad (5.17)$$

Por outro lado, da equação de Ramberg-Osgood (Eq. 1.3), quando $n=1$

$$\varepsilon = \varepsilon_o \frac{\sigma}{\sigma_o} + \alpha \varepsilon_o \frac{\sigma}{\sigma_o} \quad (5.18)$$

Ou seja,

$$\varepsilon_{pl} = \alpha \varepsilon_{el} \quad (5.19)$$

Pode-se também dizer que,

$$v_{pl} = \alpha v_{el} \quad (5.20)$$

Agora, comparando as Eqs. 5.17 e 5.20, pode-se concluir que $\varepsilon_o h_3 a = v_{el}$, quando $n=1$ e $P=P_o$. Portanto, pode-se voltar à Eq. 5.11 e substituir $(\varepsilon_o h_3 a)$ por $(v_{el})_o$,

$$\begin{aligned}
P &= (\Omega / \kappa) G[\sigma_o / (\alpha)^{1/n}] [(v_{pl} / (v_{el})_o)]^{1/n} = (\Omega / \kappa) G[\sigma_o / (\alpha)^{1/n}] (v_N)^{1/n} = \\
&= \{(\Omega / \kappa)\} \{BW\zeta(b / W)^m\} \{[\sigma_o / (\alpha)^{1/n}] (v_N)^{1/n}\}
\end{aligned} \tag{5.21}$$

A Eq. 5.21 é uma representação alternativa para a Eq. 5.16, mas neste caso v_{pl} é normalizado por $(v_{el})_o$ ao invés de W . O coeficiente de $(v_N)^{1/n}$ é também um pouco diferente porque neste caso ϵ_o não está presente. A função de deformação neste caso é função dos parâmetros da equação de Ramberg-Osgood mas, conforme foi argumentado por DONOSO & LANDES (1994), qualquer tipo de função H pode ser utilizada desde que ela descreva de modo preciso o comportamento à deformação do corpo de prova. Portanto, a equação acima pode também assumir a representação geral da *CFE* (Eq. 5.1) se for levado em conta que neste caso o deslocamento plástico é normalizado por $(v_{el})_o$, ou seja, aquela equação ficaria

$$P = (\Omega / \kappa) \cdot G(b / W) \cdot H(v_{pl} / (v_{el})_o) \tag{5.22}$$

Desta forma, foi demonstrado que a normalização sugerida na Seção 5.2 pode também ser justificada a partir da formulação básica usada para deduzir a *CFE*. Conforme discutido anteriormente, o procedimento usado por DONOSO & LANDES (1994) para obter a constante ζ , para cada configuração de corpo de prova, permanece o mesmo com a abordagem alternativa aqui proposta. Mas, com a modificação sugerida, nenhum tratamento especial é necessário para o corpo de prova *SENT*, e a constante ζ , para esse corpo de prova, não precisa de nenhuma correção posterior. Isto significa que o valor 5,77 para o corpo de prova *SENT* na Tabela 2 de (DONOSO & LANDES, 1994) deve ser substituído por 4,27, o valor original antes de ser corrigido. Foi com este último valor que as curvas correspondentes aos corpos de prova *SENT* na Fig. 5.2 foram traçadas. Este fato vem reforçar a consistência da formulação aqui proposta.

A Tabela 2 de (DONOSO & LANDES, 1994) é reproduzida aqui, Tabela 5.1, onde o valor entre parênteses, referente ao parâmetro ζ do corpo de prova *SENT*, é o valor que deve ser utilizado com a modificação proposta no presente trabalho.

Tabela 5.1 - Parâmetros da função G de acordo com a CFE

Geometria	ζ	m	Observação
SENB	1	2	
CT	1,553	2,236	
SENT	5,77 (4,27*)	2,364	
CCT	3,172	1	(estado plano de deformação)
CCT	3,731	1	(estado plano de tensão)
DENT	6,49	0,503	(estado plano de deformação)
DENT	4,308	1	(estado plano de tensão)

(*) Valor a ser utilizado com a modificação proposta no presente trabalho

Vale ainda observar que quando v_{pl} é normalizado por $(v_{el})_o$, tem-se

$$v_s = \frac{v_{pl}}{(v_{el})_o} = \frac{v_{pl}}{CJ'_p} = C \left(\frac{\Omega}{\kappa} \right) G \sigma_p \quad (5.23)$$

ou seja, a normalização com $(v_{el})_o$ faz com que sejam levados em conta: o comportamento elástico do corpo trincado, dado pela *compliance* C , o fator de restrição plástica, Ω/κ , e a geometria do corpo trincado, representada pela função G . Ao passo que, da forma como a normalização era feita anteriormente, apenas W (dimensão representativa do ligamento não-trincado) era levada em conta. Dito de outra forma, ao normalizar v_{pl} por $(v_{el})_o$, estão sendo retiradas da função H as influências particulares de comportamento elástico, grau de restrição plástica e geometria trincada, o que faz com que H se aproxime de uma dependência exclusiva das propriedades de escoamento plástico do material e, portanto, fique mais próxima de uma representação única, independente da geometria.

6 PROCEDIMENTO PARA PREVISÃO BASEADO NA CFE MODIFICADA

6.1 Descrição do procedimento

A incorporação da Eq. 5.22 ao esquema geral da metodologia *DFM* permite definir um novo procedimento analítico no qual fica virtualmente eliminada a etapa referente à transformação geométrica da função de calibração, uma vez que $H(v_N)$ (onde $v_N = v_p/(v_{el})_o$) depende apenas do comportamento do material. Para aqueles casos em que os fatores de restrição plástica, Ω/κ , da estrutura e do corpo de prova são diferentes, um ajuste é feito considerando-se a razão entre esses fatores, conforme mostra a Eq. 6.1 adiante. Os valores de Ω/κ variam de 0,268 (estado plano de tensão) a 0,364 (estado plano de deformação) (DONOSO & LANDES, 1994).

Os passos necessários para prever a curva carga *versus* deslocamento para um componente estrutural a partir do registro experimental de um corpo de prova de mecânica da fratura são apresentados a seguir e ilustrados na Fig. 6.1:

- (a) A carga limite e a *compliance*, para $a=a_o$, são calculados para o corpo de prova e para a estrutura;
- (b) As Eqs. 4.2 e 4.3 são usadas para obter $(v_{el})_o$ para o corpo de prova e para a estrutura;
- (c) O método da normalização (LANDES et al., 1991) é utilizado para obter, a partir do registro experimental P *versus* v do corpo de prova, a curva J_R e a função de deformação $H(v_N)$;
- (d) O seguinte processo iterativo é então aplicado:
 - d.1- Inicia-se com $a=a_o$ e com um valor pequeno de v_N ;
 - d.2- Calculam-se P e J_{app} (Eqs. 5.22 e 2.28, respectivamente);
 - d.3- Realizam-se iterações ajustando-se a até que J_{app} seja igual a J_{mat} dado pela curva J_R ;
 - d.4- Calcula-se v (Eqs. 2.29 e 2.30);
 - d.5- Incrementa-se v_N e repetem-se os cálculos;
 - d.6- Continua-se até que a curva completa P - v seja obtida.

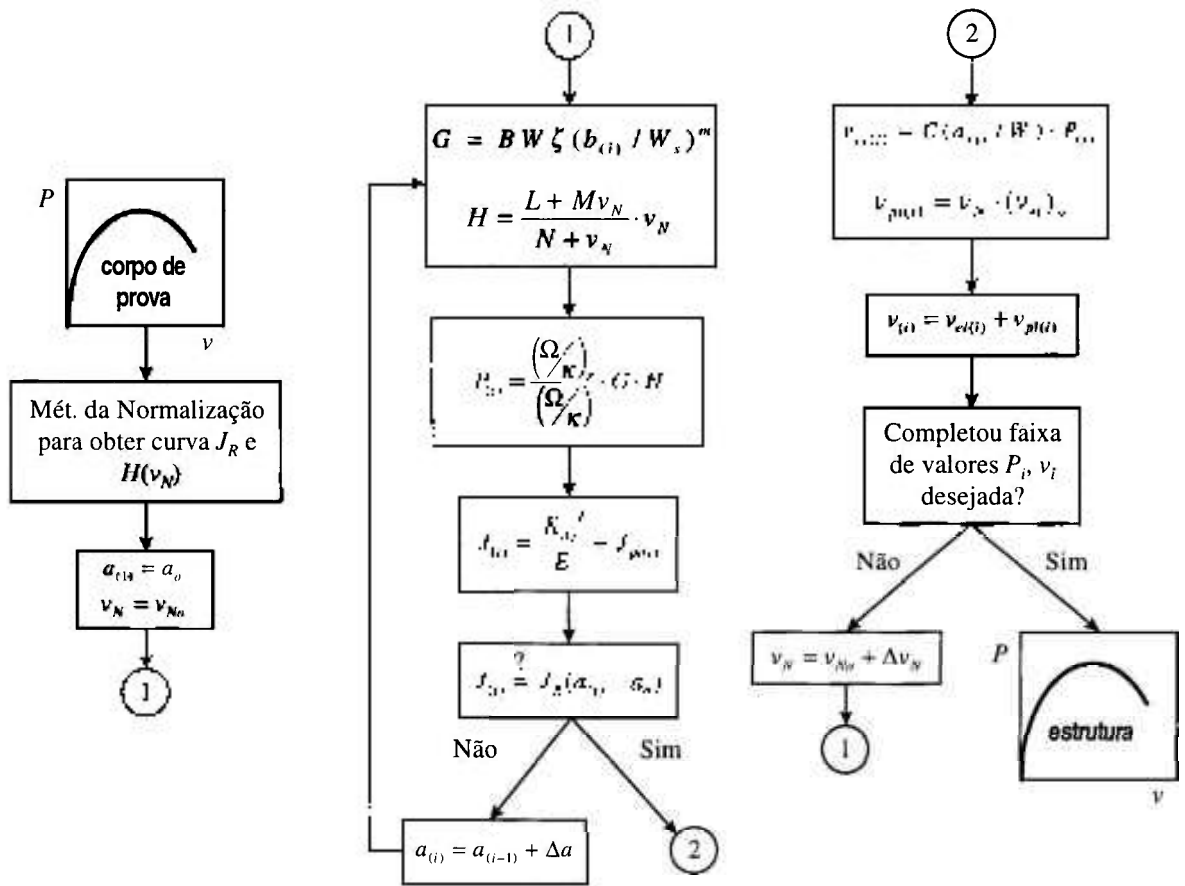


Figura 6.1 - Fluxograma do procedimento para previsão baseado na CFE modificada

O cálculo de J_{pl} na Eq. 2.28 é feito da seguinte maneira:

$$\begin{aligned}
 J_{pl} &= \frac{\eta_{pl}}{Bb} \int_0^{v_{pl}} P dv_{pl} = \frac{\eta_{pl}(v_{pl})_{av}}{Bb} \int_{v_{el}}^{v_{el} + v_{pl}} P d\left(\frac{v_{pl}}{(v_{pl})_{av}}\right) \\
 &= \frac{\eta_{pl}(v_{pl})_{av}}{Bb} \left[\frac{(\Omega/\kappa)^2}{(\Omega/\kappa)} G \int_0^{v_N} H(v_N) dv_N \right] \quad (6.1)
 \end{aligned}$$

A integral de $H(v_N)dv_N$, para H representada como uma função LMN (Eq. 3.13), é:

$$\int_0^{v_N} H(v_N) dv_N = \frac{v_N}{a_1} - \frac{b_1}{a_1^2} \ln(a_1 v_N + b_1) + \frac{(a_2 v_N + b_2)^2}{2a_2^3} - \frac{2b_2(a_2 v_N + b_2)}{a_2^3} + \frac{b_2^2}{a_2^3} \ln(a_2 v_N + b_2) \quad (6.2)$$

onde $a_1 = 1/L$, $b_1 = N/L$, $a_2 = 1/M$ e $b_2 = N/M$.

Os passos descritos anteriormente e ilustrados na Fig. 6.1 podem ser automatizados num programa computacional simples ou mesmo com o uso de uma planilha eletrônica, de modo que a curva carga *versus* deslocamento para um componente estrutural pode ser rapidamente prevista.

No presente trabalho, foi feita uma implementação em ambiente MATLAB (1994) composta das seguintes rotinas básicas:

- Rotina para obtenção da curva J_R do material e dos coeficientes da função LMN . Esta rotina baseia-se no algoritmo proposto por LANDES et al. (1991), com inclusão das modificações sugeridas por LEE (1995). Os dados de entrada são: dimensões do corpo de prova; propriedades mecânicas do material; comprimentos de trinca inicial e final, e vetores de carga e deslocamento medidos no ensaio experimental.
- Rotina para previsão da curva carga *versus* deslocamento do componente trincado. Esta rotina implementa o procedimento iterativo no qual os pontos da curva P *versus* v vão sendo obtidos à medida que a variável independente (v_N) vai sendo incrementada. Os dados de entrada são: um parâmetro que identifica o tipo de geometria para a qual está sendo previsto o comportamento; dimensões do componente; coeficientes da função LMN e coeficientes A e B de uma função de potência ($J = A.(\Delta a)^B$) que ajusta os pontos da curva J_R do material.

Além das rotinas básicas descritas acima, foram criadas subrotinas contendo bibliotecas de soluções relativas a diferentes geometrias, tais como:

- parâmetros ζ e m , que definem a função G ;
- expressões para a *compliance*, C ;
- expressões para o fator de intensidade de tensão, K_I .

6.2 Resultados obtidos com o novo procedimento

6.2.1 Configurações de laboratório

Usando-se o procedimento descrito na seção anterior, é feita uma previsão do comportamento P versus v dos corpos de prova CCT , $SENT$ e $DENT$ da Tabela 4.1 a partir do registro P versus v para o corpo de prova CT mostrado na mesma tabela. As expressões do fator de intensidade de tensão e *compliance* correspondentes às várias configurações foram obtidas das tabelas publicadas em (ANDERSON, 1991) que, por sua vez, baseiam-se em referências clássicas e manuais de mecânica da fratura. Os coeficientes m e ζ da função G de cada configuração são aqueles da Tabela 5.1.

A curva experimental P versus v do corpo de prova CT é mostrada na Fig. 6.2. A partir dela, aplicando-se o método da normalização, obtêm-se a função H e a curva J_R correspondentes ao corpo de prova CT , mostradas nas Fig. 6.3 e 6.4, respectivamente.

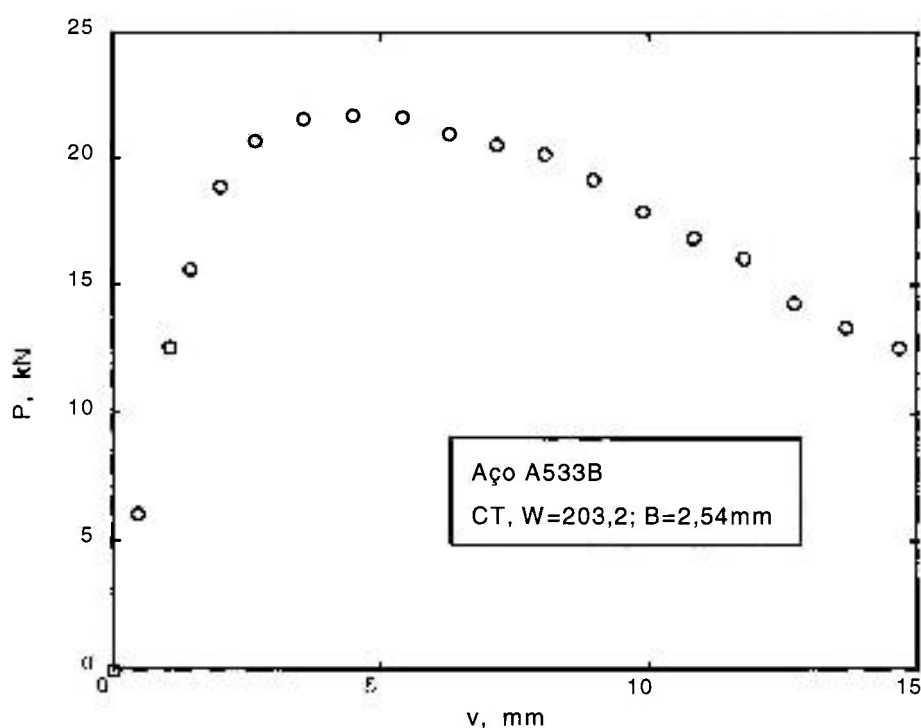


Figura 6.2 - Curva experimental P versus v do corpo de prova CT , aço A533B

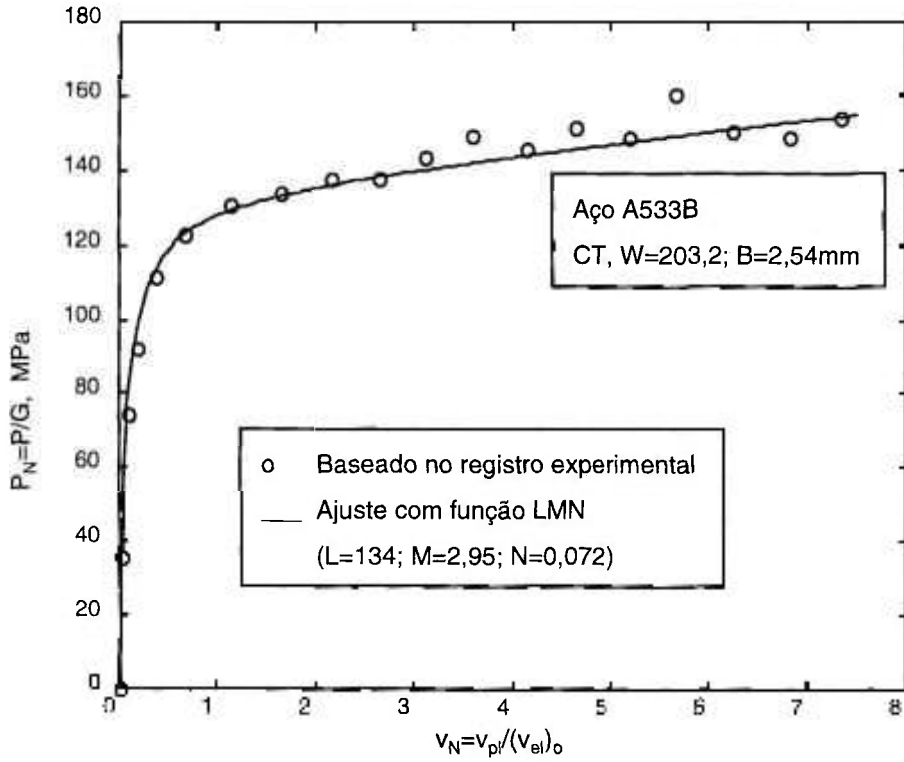


Figura 6.3 - Função H do corpo de prova CT, aço A533B

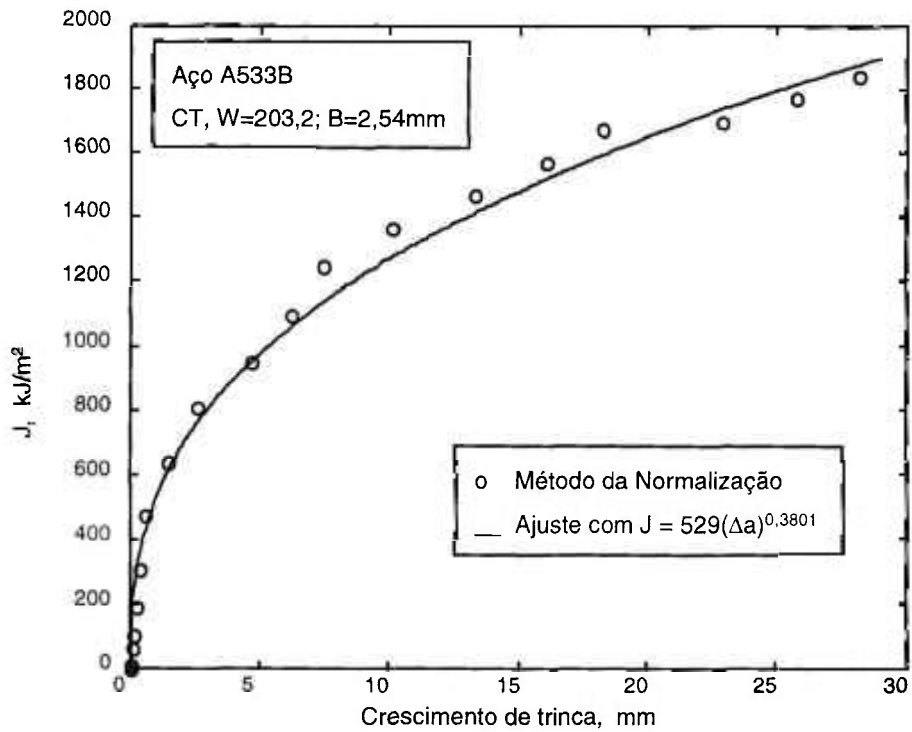
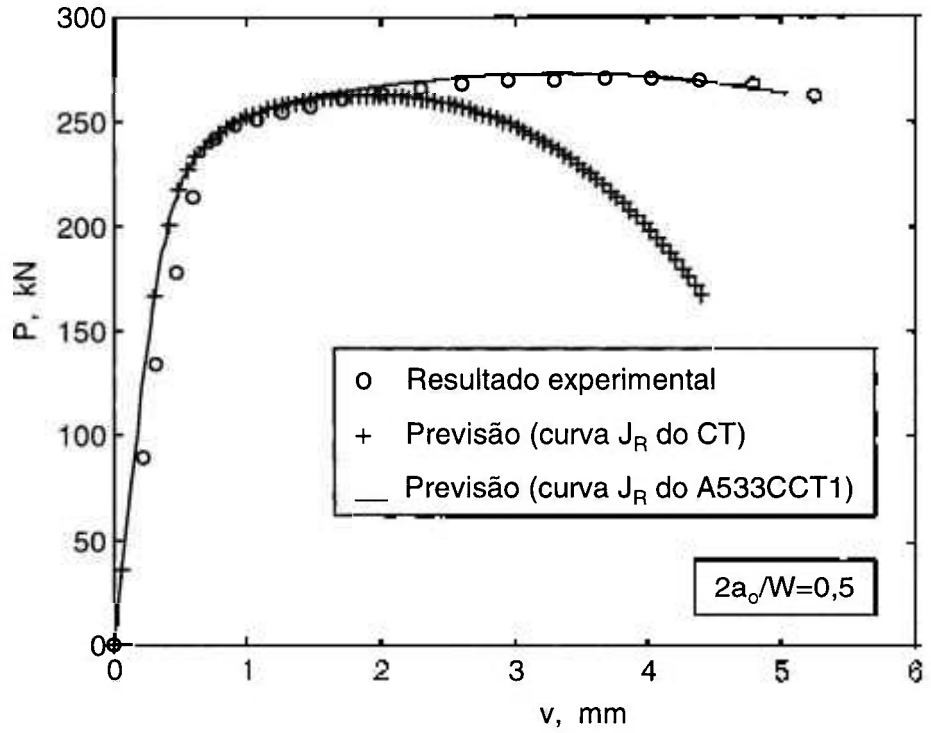
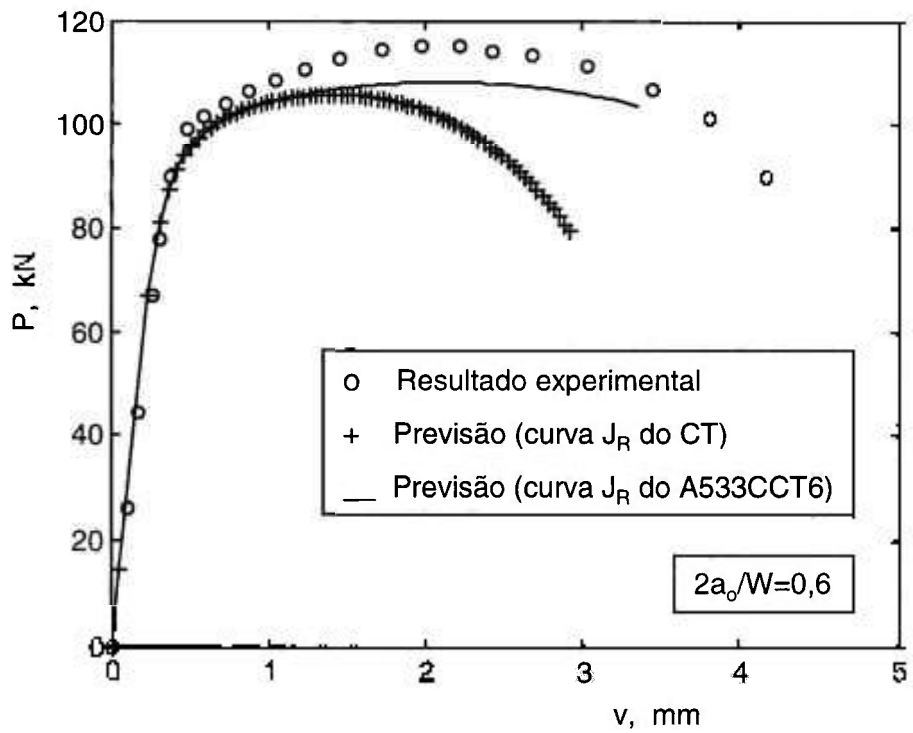


Figura 6.4 - Curva J_R do corpo de prova CT, aço A533B

A função H e a curva J_R do corpo de prova CT são então utilizadas como dados de entrada para previsão do comportamento P versus v das demais configurações. Os resultados são apresentados nas Figs. 6.5, 6.6 e 6.7, onde, para cada caso, a curva experimental carga versus deslocamento é comparada com duas curvas previstas: uma considerando a curva J_R obtida do corpo de prova CT e a outra baseada nas curvas J_R correspondentes às configurações específicas em análise, as quais neste caso eram disponíveis (Fig. 6.8). Os exemplos mostram que 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 da própria estrutura, consegue-se uma previsão mais fiel da curva completa P versus v .

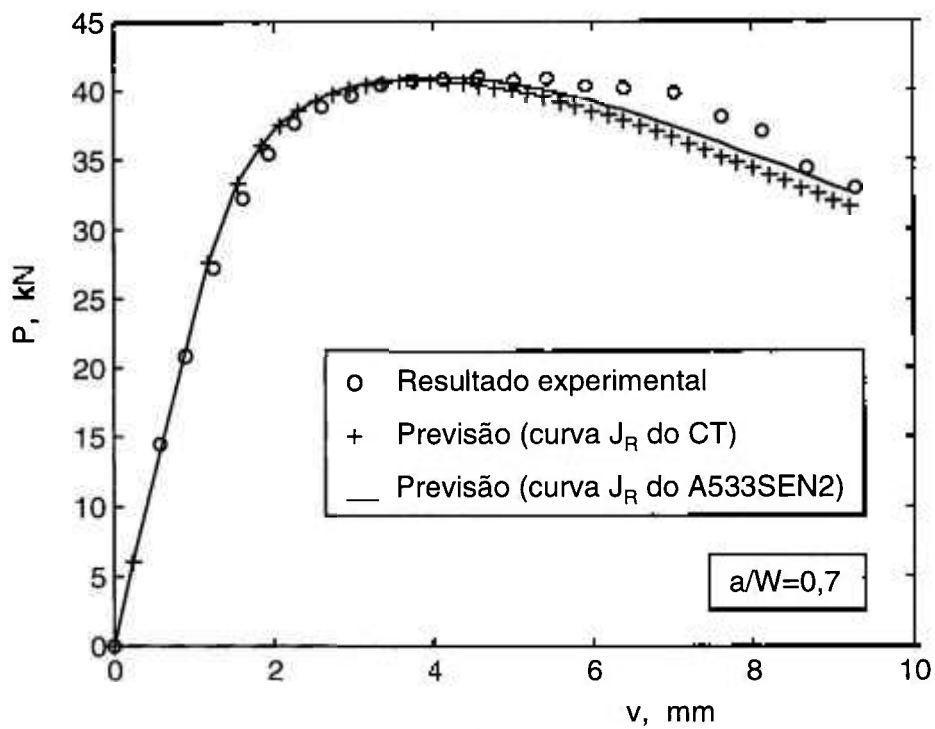


(a)

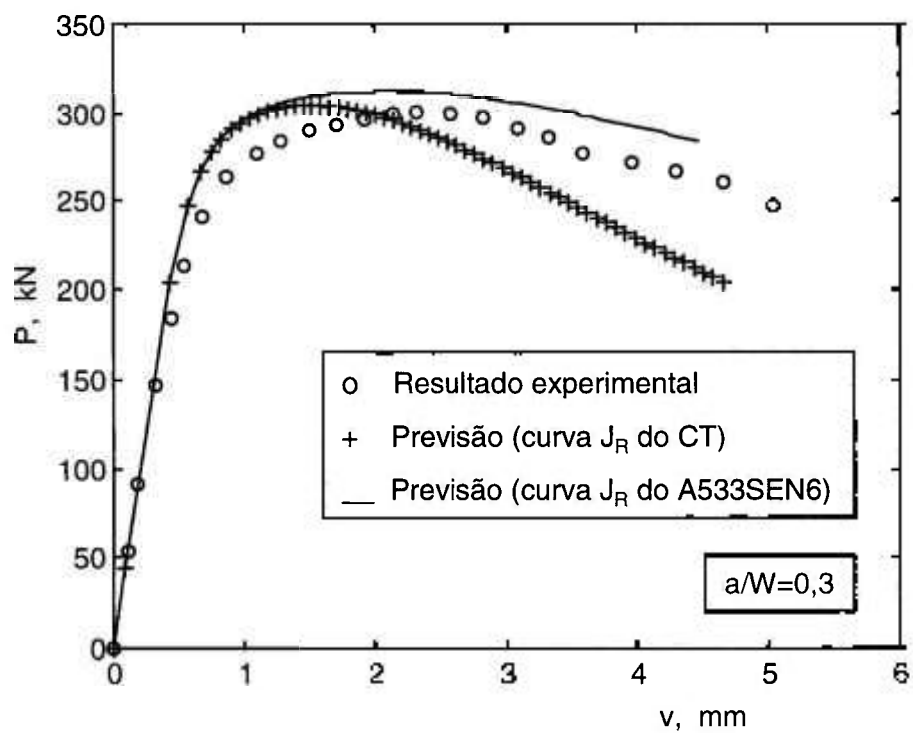


(b)

Figura 6.5 - Previsão da curva carga *versus* deslocamento para a configuração CCT

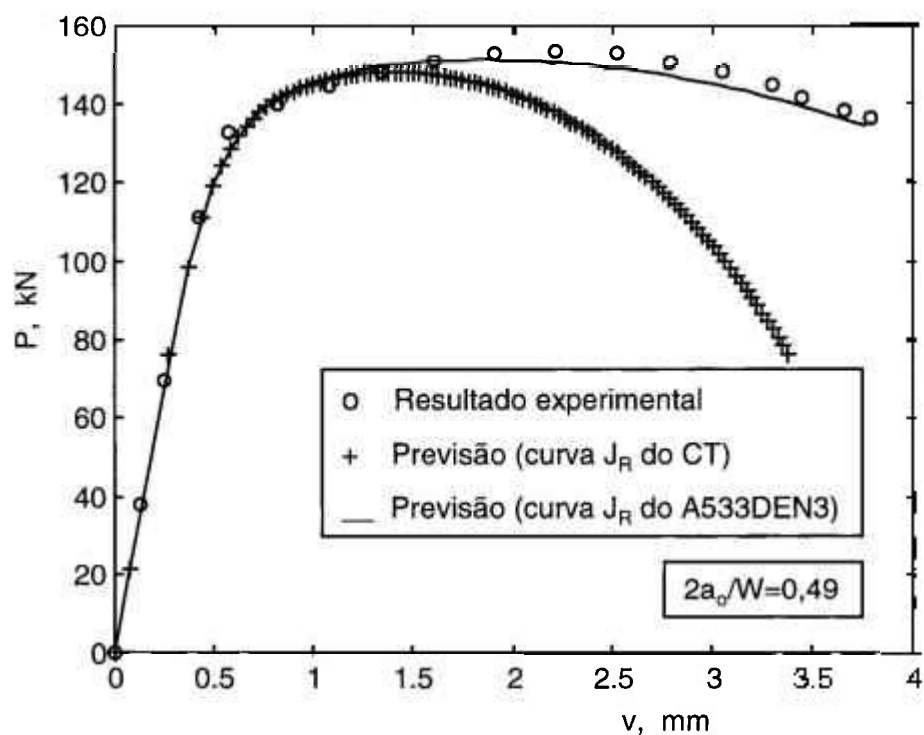


(a)

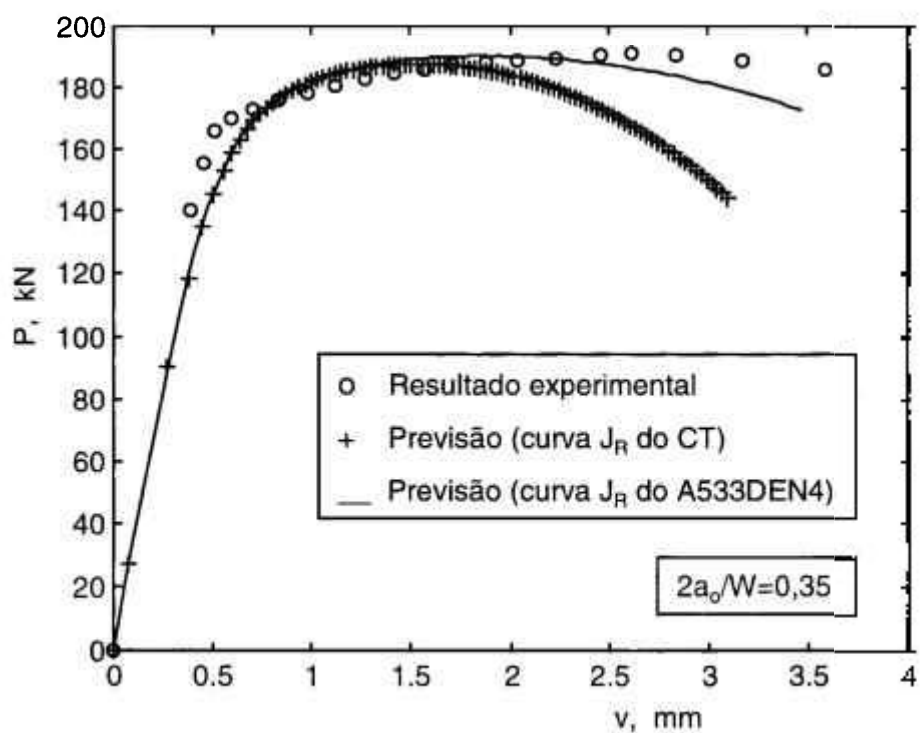


(b)

Figura 6.6 - Previsão da curva carga *versus* deslocamento para a configuração SENT



(a)



(b)

Figura 6.7 - Previsão da curva carga *versus* deslocamento para a configuração *DENT*

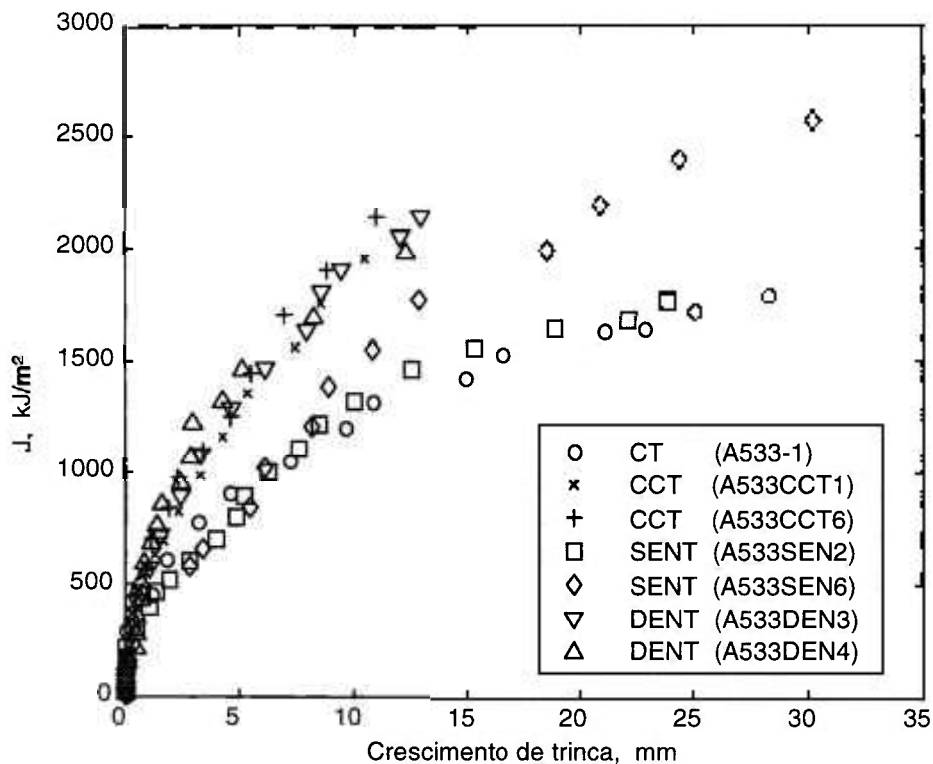


Figura 6.8 - Curvas J_R para o aço A533B para diferentes geometrias

6.2.2 Tubo com trinca circunferencial

Este exemplo refere-se a um tubo com trinca circunferencial passante sujeito a flexão, conforme ilustrado na Fig. 6.9. Os resultados experimentais com os quais são comparadas as previsões feitas com o procedimento proposto neste trabalho são apresentados em (PAN et al., 1984). Outros detalhes relativos à análise experimental do tubo são apresentados em (ZAHOR & KANNINEN, 1981) e (WILKOWSKI et al., 1981).

O material do tubo é um aço inoxidável tipo 304 com as seguintes propriedades mecânicas: $\sigma_{ys} = 265$ MPa, $\sigma_{utS} = 630$ MPa, $E = 203.000$ MPa e $\nu = 0,3$. Dois casos, considerando diferentes comprimentos iniciais de trinca, são analisados. As características geométricas relativas a esses dois casos são mostradas na Tabela 6.1.

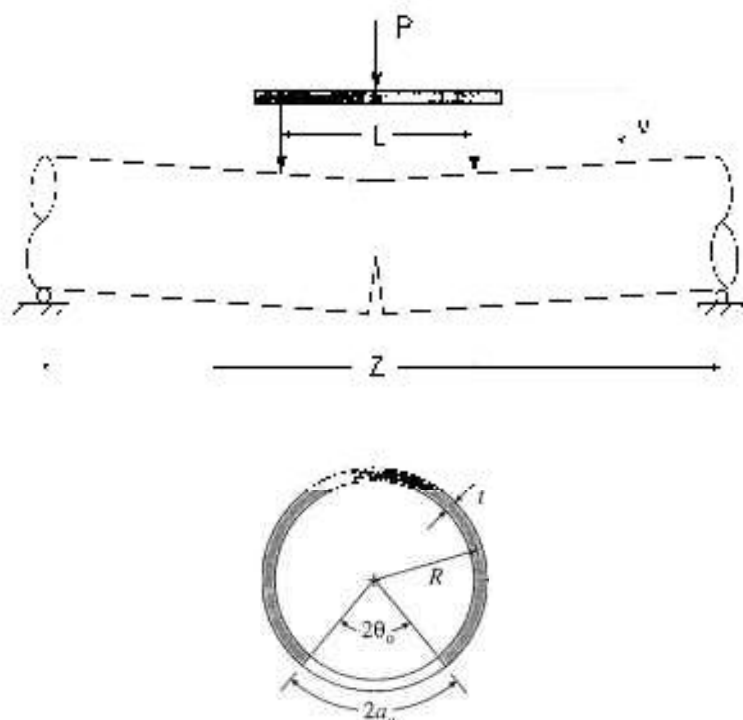


Figura 6.9 - Tubo com trinca circunferencial sujeito a flexão

Tabela 6.1 - Características geométricas dos tubos de aço inoxidável tipo 304

Caso	Diâmetro interno, mm	t, mm	$2a_0$, mm	Z, mm	L, mm
TUBO-1	101,6	8,9	133,1	1520	410
TUBO-2	101,6	8,9	76,1	1520	410

As soluções para o fator de intensidade de tensão e a *compliance* referentes à geometria do tubo trincado foram obtidas de (ZAHOR & KANNINEN, 1981) e são as seguintes:

$$K_I = \sqrt{\frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{E}} \left[\frac{0,7631 - 1,7602x + 1,3511x^2 - 0,3822x^3}{(1-x)^3} \right]^{1/2} \quad (6.3)$$

$$C = \frac{(Z-L)^2(Z+2L)}{48EI} - \frac{\sigma(Z-L)}{2E} \cdot \frac{x}{(1-x)^2} (16,215 - 24,936x + 8,1204x^2) \quad (6.4)$$

onde x = área trincada/área da seção transversal do tubo, σ é a tensão normal na fibra mais tracionada, E é o módulo de elasticidade do material e I é o momento de inércia do tubo.

Como não havia informações referentes a um corpo de prova com o mesmo material da tubulação, os dados de entrada para a previsão foram obtidos a partir de um corpo de prova *CT* fabricado também com aço inoxidável tipo 304 com propriedades muito similares ao material do tubo. As características geométricas e propriedades do material do corpo de prova *CT*, obtidas em (LANDES & McCABE, 1986), são as seguintes:

$W = 101,6$ mm	$\sigma_{ys} = 294$ MPa
$B = 12,7$ mm	$\sigma_{ult} = 611$ MPa
$a_o = 51,5$ mm	$E = 207.000$ MPa
$a_f = 56,4$ mm	$\nu = 0,3$

Com base no registro experimental P versus v do corpo de prova *CT* (Fig. 6.10), aplicando-se o método da normalização, foram obtidas a função H e a curva J_R , mostradas nas Figuras 6.11 e 6.12, respectivamente.

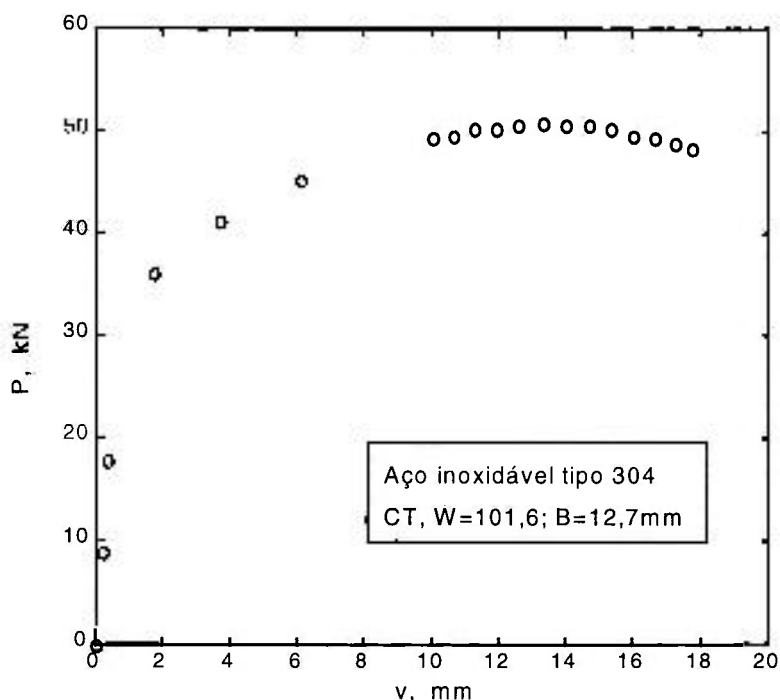


Figura 6.10 - Curva experimental P versus v para o corpo de prova *CT*, aço inoxidável 304

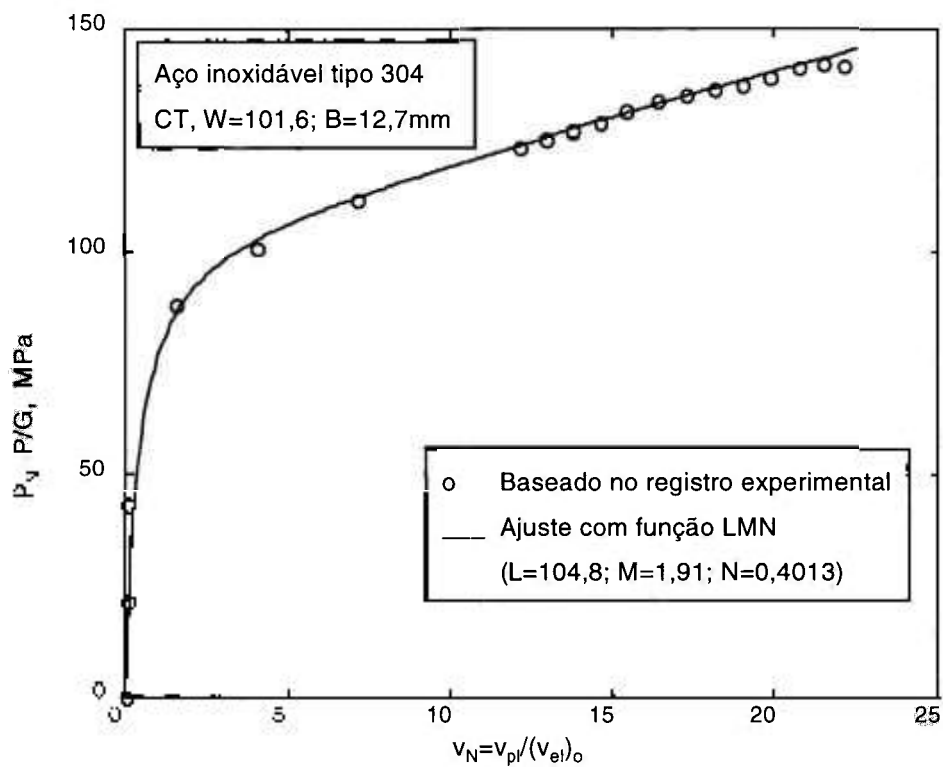


Figura 6.11 - Função H do corpo de prova CT, aço inoxidável 304

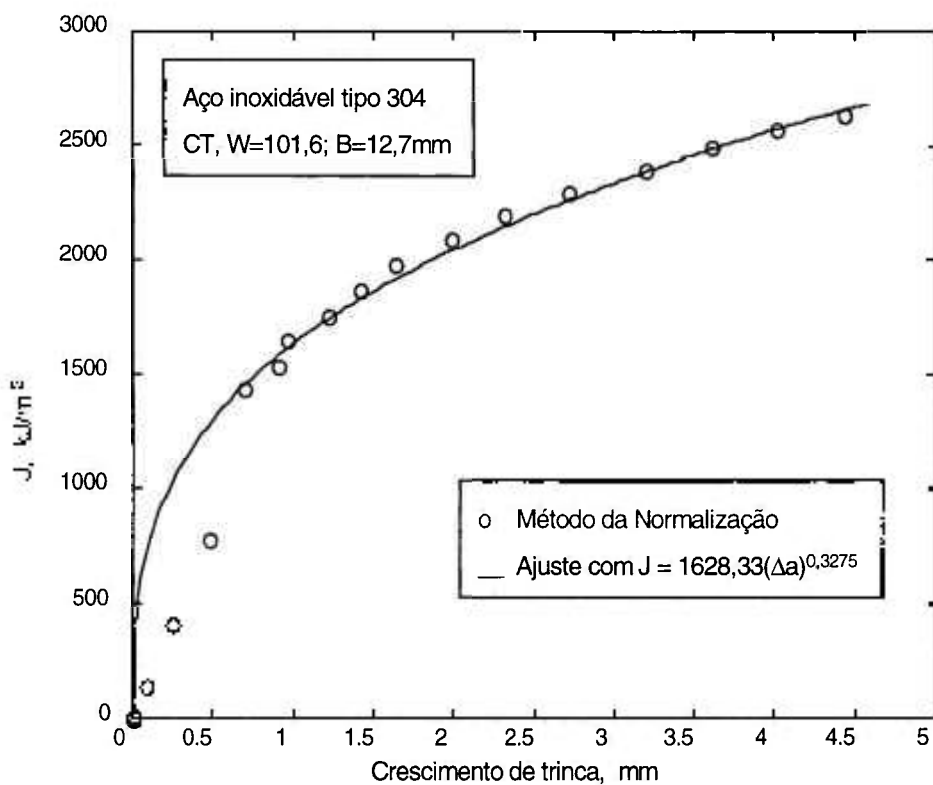
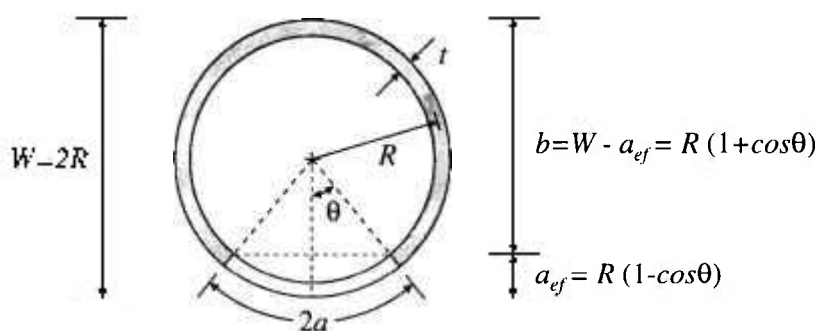


Figura 6.12 - Curva J_R do corpo de prova CT, aço inoxidável 304

A informação que ainda falta para aplicar o procedimento de previsão é a função G do tubo. Para resolver isso, primeiramente foi feita uma simplificação na qual o tubo foi considerado equivalente a uma configuração bi-dimensional sujeita a flexão com uma trinca efetiva a_{ef} correspondente à trinca circunferencial $2a$, largura W igual ao diâmetro do tubo e espessura B igual a 2 vezes a espessura do tubo, conforme ilustrado abaixo.



Assim, a função G para o tubo pode ser representada pela Eq. 5.2 e o passo seguinte é a determinação dos respectivos parâmetros ζ e m .

A determinação do expoente m pode ser feita lançando-se mão da relação que existe entre a carga limite e a função G (Eq. 5.3). De acordo com a Eq. 5.3, G e P_L estão relacionados por um fator constante, de modo que, baseado no comportamento de P_L versus b/W , o expoente m pode ser obtido. A carga limite do tubo trincado tem a seguinte forma (ZAHOOR & KANNINEN, 1981),

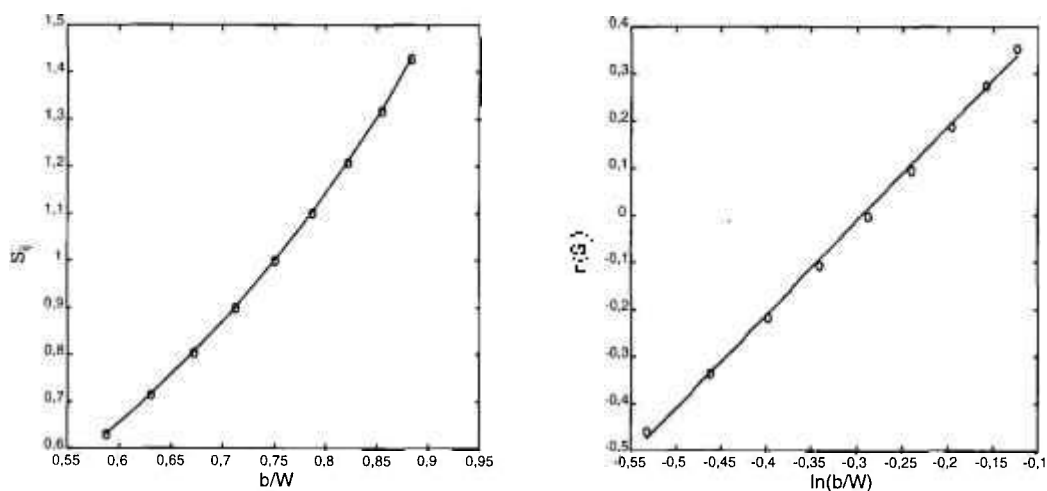
$$P_L = \frac{16\sigma_y R^2 t}{Z - L} F(\theta) \quad (6.5)$$

onde $F(\theta) = \cos(\theta/2) - 0.5\sin\theta$. Portanto, m pode ser encontrado determinando-se a inclinação da reta de regressão linear dos pontos $\ln(b/W)$, $\ln(S_{ij})$, conforme indicado na Tabela 6.2 e Fig. 6.13.

O valor encontrado para m foi de 1,99, que está de acordo com o esperado, uma vez que o valor teria que ser próximo de 2, ou seja, o valor de m para a configuração SENB (Tabela 5.1), cujo modo de carregamento é muito semelhante.

Tabela 6.2 - P_L versus b/W para diferentes comprimentos de trinca

θ (graus)	$F(\theta)$	P_L (kN)	S_{ij}	$\ln(S_{ij})$	b/W	$\ln(b/W)$
40	0,6183	107,4728	1,4279	0,3562	0,8830	-0,1244
45	0,5703	99,1342	1,3171	0,2754	0,8536	-0,1583
50	0,5233	90,9576	1,2085	0,1894	0,8214	-0,1968
55	0,4774	82,9878	1,1026	0,0977	0,7868	-0,2398
60	0,4330	75,2664	1,0000	0,0000	0,7500	-0,2877
65	0,3902	67,8312	0,9012	-0,1040	0,7113	-0,3406
70	0,3493	60,7164	0,8067	-0,2148	0,6710	-0,3990
75	0,3104	53,9521	0,7168	-0,3329	0,6294	-0,4630
80	0,2736	47,5643	0,6319	-0,4590	0,5868	-0,5330

Figura 6.13 - Obtenção do parâmetro m da função G do tubo

Uma vez conhecido o expoente m da função G , resta a determinação do parâmetro ζ . Isto foi feito utilizando-se um procedimento gráfico no qual o valor ζ foi ajustado de modo a fazer com que a curva P_N versus v_N para o tubo coincidissem com a curva P_N versus v_N para o corpo de prova CT , ou seja, impondo-se a unicidade da função H . Isto está ilustrado na Fig. 6.14 para a configuração identificada na Tabela 6.1 como TUBO-1, onde se verifica que um valor em torno de 0,67 seria o mais adequado para ζ . Fazendo-se o mesmo para a configuração TUBO-2, chega-se a um valor em torno de 0,64. Ou seja, existe uma pequena dependência do valor de ζ em relação ao comprimento inicial de trinca e um valor médio pode ser utilizado para ambas as configurações.

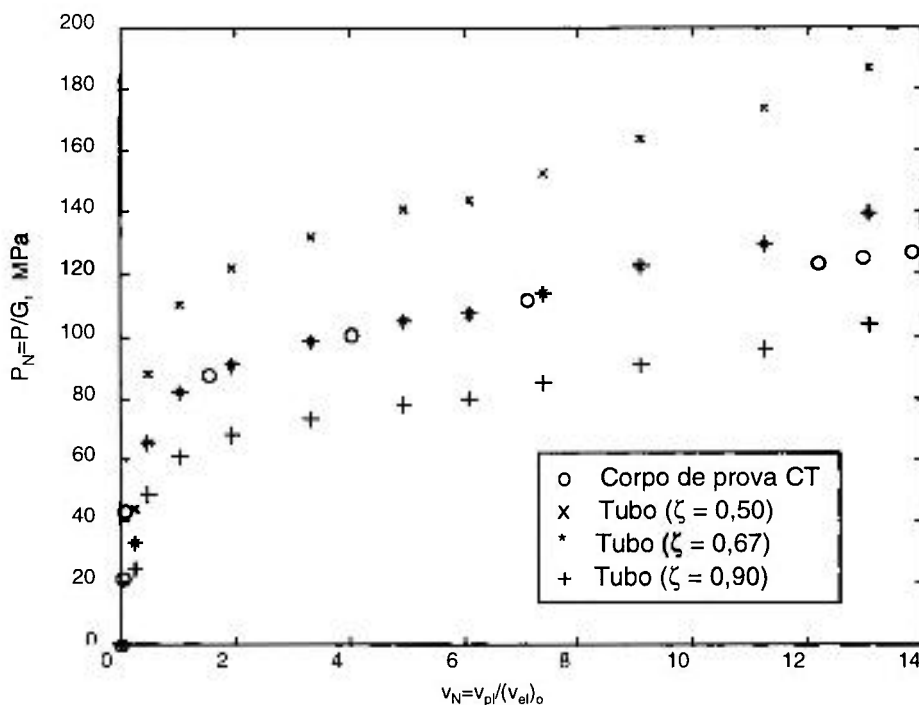


Figura 6.14 - Avaliação do parâmetro ζ da função G do tubo

Uma vez definidos os parâmetros da função G , pode-se aplicar o procedimento de previsão das curvas P versus v para as configurações TUBO-1 e TUBO-2. Os resultados obtidos são mostrados nas Figuras 6.15 e 6.16, respectivamente. Tal como para as configurações de laboratório, aqui também, para cada caso, duas curvas são previstas, uma considerando a curva J_R do corpo de prova CT e outra utilizando a curva J_R do próprio tubo.

Conforme pode ser observado, os resultados previstos com o procedimento ficam muito próximos da curva experimental e novamente o resultado é mais preciso quando se utiliza a curva J_R da própria configuração em questão. As curvas J_R dos tubos foram obtidas de (PAN et al., 1984) e são mostradas nas Figuras 6.17 e 6.18, onde também estão indicadas as equações utilizadas para ajustá-las. Na Fig. 6.19, aparecem as curvas J_R dos dois tubos juntamente com a do corpo de prova CT .

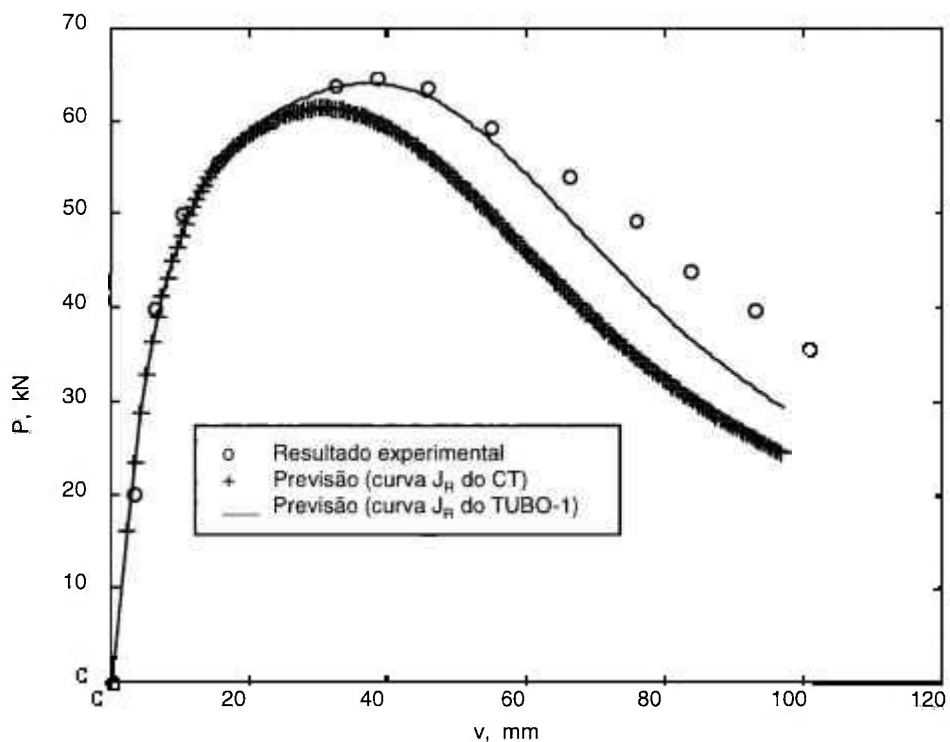


Figura 6.15 - Previsão da curva carga *versus* deslocamento para o TUBO-1

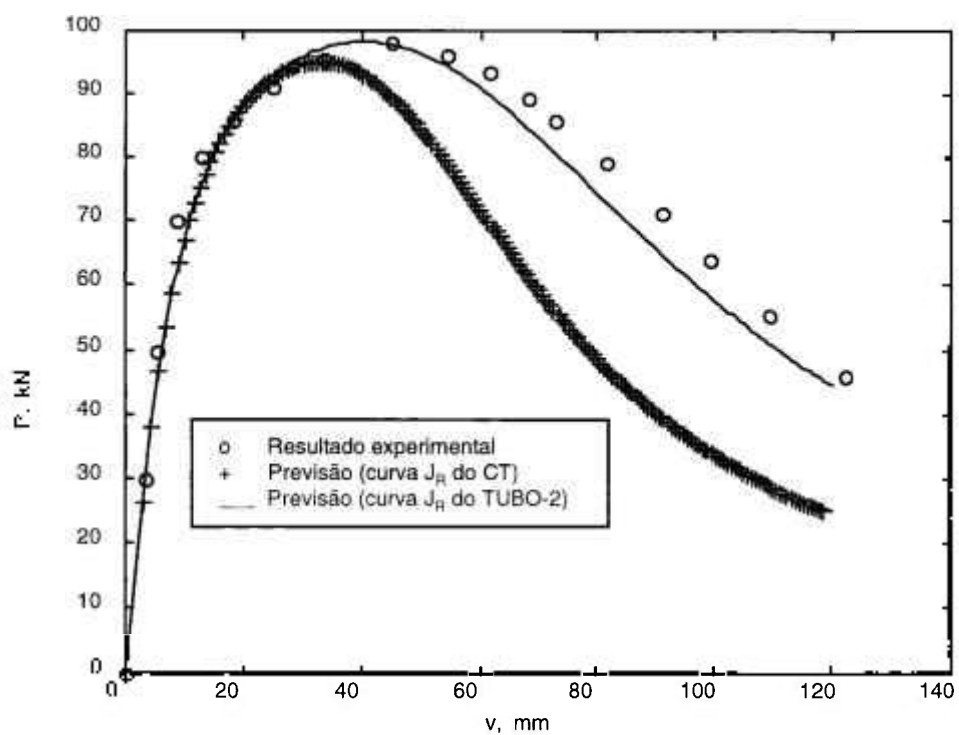


Figura 6.16 - Previsão da curva carga *versus* deslocamento para o TUBO-2

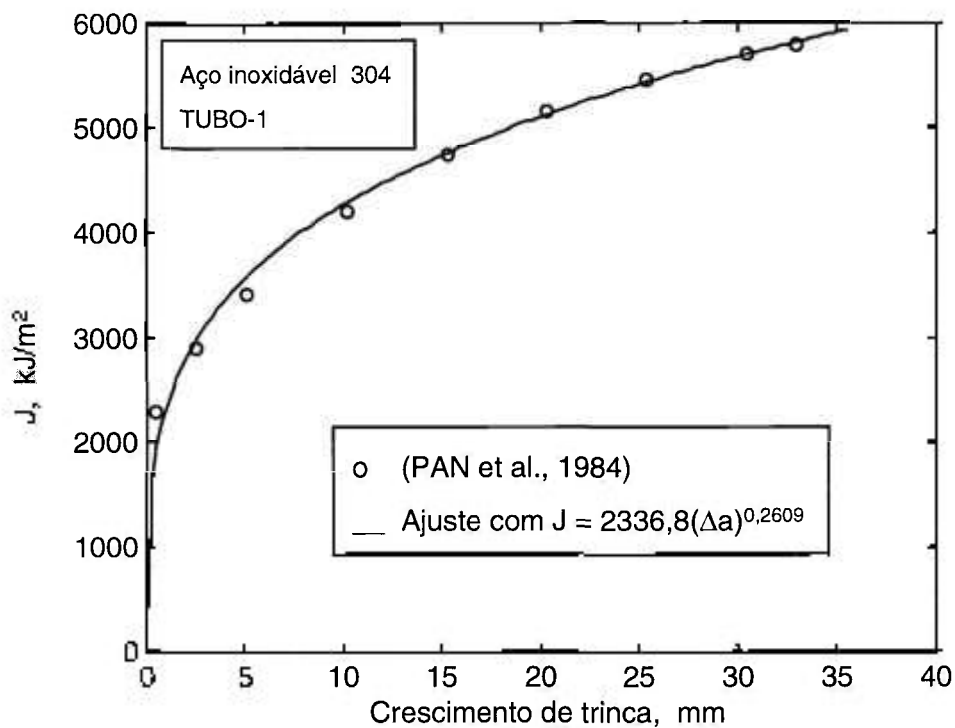


Figura 6.17 - Curva J_R do TUBO-1

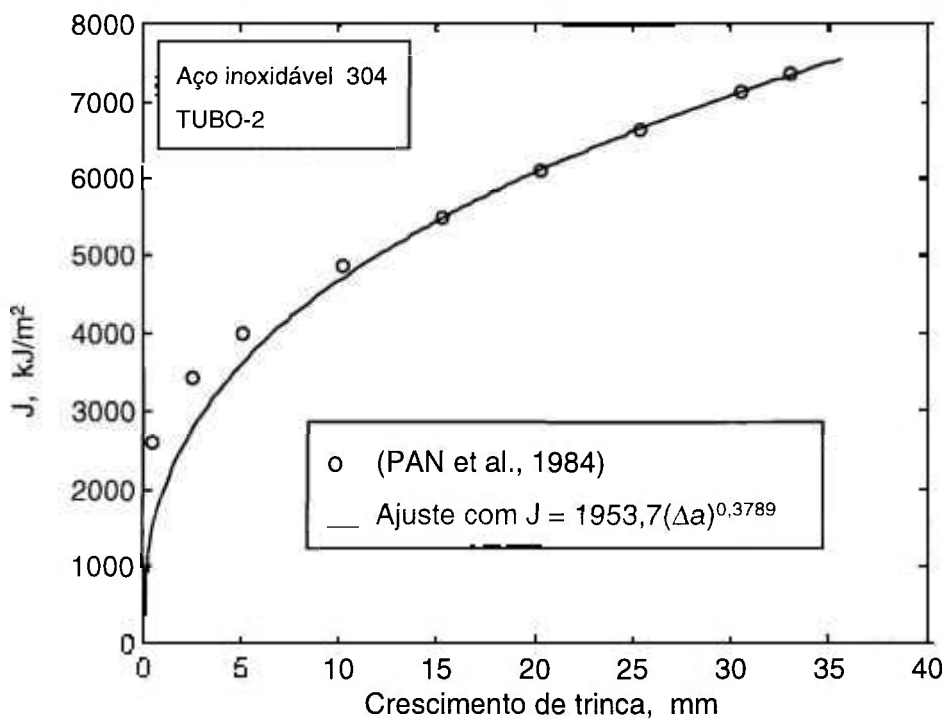


Figura 6.18 - Curva J_R do TUBO-2

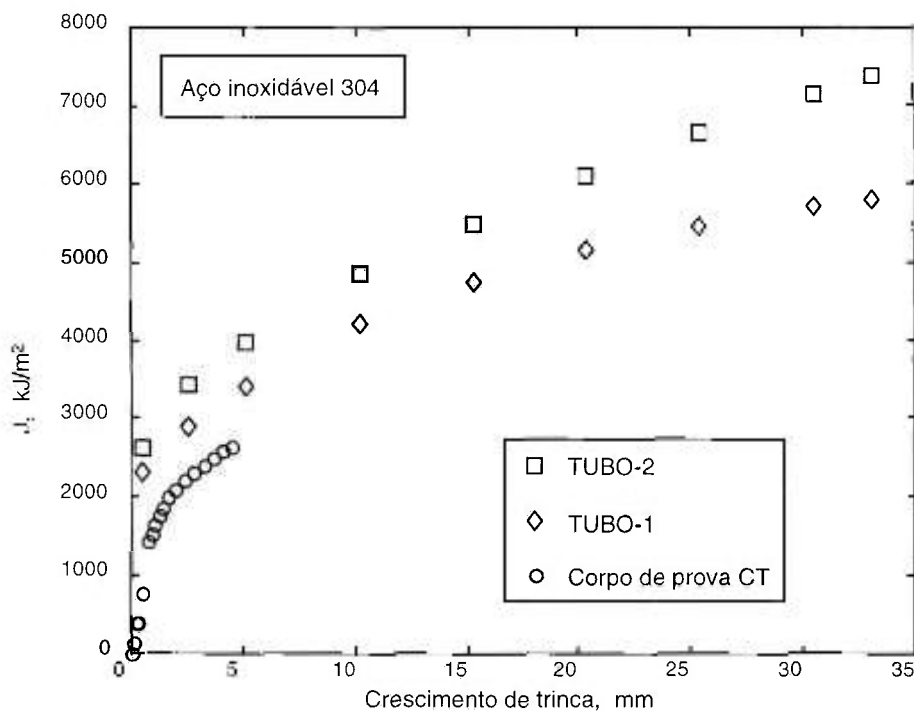


Figura 6.19 - Curvas J_R para o aço 304 dos tubos e do corpo de prova CT

6.3 Discussão e sugestões para pesquisas futuras

Os parâmetros m e ζ que definem a função G são conhecidos para as configurações de laboratório CT , CCT , $SENB$, $SENT$ e $DENT$ (Tabela 5.1). No exemplo do tubo foi possível obter esses parâmetros da maneira descrita na Subseção 6.2.2 porque dispunha-se dos resultados experimentais, P versus v , referentes ao tubo. Entretanto, na prática, esses dados não estão disponíveis e um procedimento mais geral é necessário para determinação de m e ζ . Isto poderia ser feito por meio de análises elasto-plásticas utilizando o método dos elementos finitos, onde curvas P versus v seriam obtidas para diferentes comprimentos de trinca estacionária do componente em questão. Em seguida, o esquema ilustrado na Fig. 3.2 seria utilizado para, numa primeira etapa, determinar o parâmetro m . Num passo seguinte, a curva $P_N = P/G$ versus $v_N = v_{pl}/(v_{el})_0$ do componente seria obtida ajustando-se o parâmetro ζ de forma a fazer com que esta curva coincidissem com aquela de um corpo de prova fabricado (ou também modelado com elementos finitos) com o mesmo material do componente. Esse procedimento, embora não deva apresentar maiores dificuldades, não chegou a ser testado no presente trabalho e poderia fazer parte de

uma pesquisa futura, onde também poderia ser investigada a obtenção desses parâmetros com o uso de soluções tabeladas do manual do *EPRI-GE* (KUMAR et al.; ZAHOOR, 1989).

Os exemplos apresentados, tanto para as configurações de laboratório como para o tubo com trinca circunferencial, mostraram que 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, de uma maneira geral, usando-se a curva J_R da própria estrutura, consegue-se não somente um valor mais preciso para a carga máxima como também uma previsão mais fiel da curva completa *P versus v*. A menor precisão ao se trabalhar com a curva J_R do corpo de prova *CT* deve-se à questão da dependência geométrica, ou seja, apesar de usualmente ser considerada uma propriedade do material, a curva J_R varia para diferentes geometrias. Isto pode ser observado nas Figuras 6.8 e 6.19. Quanto mais o modo de carregamento da estrutura se aproxima daquele referente ao corpo de prova *CT*, menor é a diferença entre as respectivas curvas J_R e, conseqüentemente, entre os comportamentos previstos. Isto pode ser visto claramente nas Figuras 6.8 e 6.6, observando-se os casos referentes às configurações SENT, principalmente o caso com trinca mais profunda, identificado como A533SEN2.

Rigorosamente, ao se prever o comportamento da estrutura a partir das informações referentes ao corpo de prova, os efeitos geométricos sobre a curva J_R deveriam ser levados em conta. Na verdade, a estrutura básica do método *DFM* prevê essa transformação (ramo direito do fluxograma da Fig. 2.6). Infelizmente, não existe ainda nenhum método confiável para fazer a correlação entre a curva J_R obtida de um corpo de prova e a curva J_R correspondente à estrutura. Portanto, esse também é um tema para pesquisa futura. Trabalhos numéricos estão em andamento para estudar efeitos geométricos na curva J_R (XIA & SHIH, 1994).

Com relação à delimitação do campo de aplicação do procedimento proposto, no estado atual de seu desenvolvimento, ele se aplica a configurações trincadas bi-dimensionais ou que possam ser simuladas como tal, sujeitas a carregamento monotônico e cujo comportamento possa ser representado em termos de uma curva carga *versus* deslocamento do ponto de aplicação da carga. Portanto, casos com combinações de

diferentes tipos de carregamento e a consideração de tensões secundárias são questões em aberto, que ficam aqui, também, como sugestão para pesquisa futura.

Outro tema que poderia ser explorado numa pesquisa futura diz respeito ao tratamento de trincas superficiais semi-elípticas. Estudos nessa direção já foram iniciados por SHAROBAM & LANDES (1993b), que demonstraram que a separação de variáveis existe também para o caso de trincas superficiais sujeitas a tensão uniforme e chegaram a determinar um valor para o fator η_{pl} para esse tipo de configuração. Este fator corresponde ao expoente m da função G , que poderia ser expressa em termos de um ligamento remanescente efetivo, dado em função das dimensões que caracterizam a trinca semi-elíptica. O parâmetro ζ poderia então ser obtido da forma sugerida no início desta Seção.

7 CONCLUSÕES

O objetivo principal deste trabalho é a definição de um procedimento analítico para previsão do comportamento estrutural de componentes trincados. Tal procedimento utiliza a estrutura básica do método *DFM* com a incorporação de modificações que têm como finalidade tornar a sua aplicação mais fácil e automática. A escolha dessa metodologia como base de desenvolvimento foi feita após uma avaliação crítica de vários outros métodos existentes na literatura, que apontou os seguintes aspectos principais:

- (a) Enquanto as demais metodologias baseiam-se em parâmetros de ensaio de tração em corpos de prova lisos e leis de comportamento ideal para representar a relação tensão-deformação do material, o método *DFM* faz uso do registro experimental *P versus v* do próprio ensaio de mecânica da fratura para representar as características de deformação do corpo trincado, o que tende a fornecer resultados mais precisos;
- (b) Uma vez encontrados os parâmetros que definem as expressões para as funções *G* e *H*, o método *DFM* provê uma relação direta entre carga, deslocamento e comprimento de trinca, enquanto metodologias baseadas no esquema para estimativa de *J* do *EPRI-GE* utilizam famílias de soluções, cada uma delas válida para um determinado comprimento de trinca estacionária;
- (c) O manual *EPRI-GE* é uma fonte importante de soluções tabeladas que pode ser utilizado para obtenção dos parâmetros que caracterizam a função *G*, uma vez que o mesmo fornece a relação entre carga e deslocamento plástico para diferentes relações *a/W*.

Quanto às modificações sugeridas à estrutura básica do método *DFM* e que resultaram na proposição de um novo procedimento para previsão do comportamento de componentes trincados, os seguintes pontos merecem destaque:

- O método alternativo proposto para transformação da função de calibração representa uma simplificação significativa na etapa de transferência geométrica prevista no método *DFM*, uma vez que elimina as conversões de coordenadas e a operação de ajuste para obter as constantes *l*, *m* e *n*, a qual exige do executor um certo grau de arbítrio. No

método alternativo, esses coeficientes são obtidos diretamente dos coeficientes correspondentes à função de calibração do corpo de prova por intermédio de expressões analíticas bastante simples. Os resultados encontrados com os métodos original e simplificado, para uma série de dados experimentais, cobrindo diferentes configurações geométricas, foram coincidentes, confirmando a validade da simplificação proposta;

- Com relação à incorporação da *common format equation* (*CFE*) ao método *DFM*, foi demonstrado que, da maneira como a *CFE* foi estabelecida originalmente, a função H não é de fato única. Uma reinterpretação precisou ser feita para se chegar à unicidade desejada. Isto foi feito primeiramente comparando-se o procedimento simplificado de transformação da função de calibração com a abordagem segundo a *CFE*. Verificou-se que adotando-se os parâmetros definidos pela *CFE* para as funções de geometria, G , mas considerando-se $(v_{el})_o$ como parâmetro normalizador para o deslocamento plástico, ao invés de W , é equivalente a aplicar o procedimento de transformação, cuja validade já havia sido demonstrada. Dito em outras palavras, com a modificação introduzida usando-se o novo parâmetro normalizador, a *CFE* fornece uma função H muito mais próxima de uma representação única;
- As equações que deram origem à *CFE* foram revistas para mostrar que a justificativa para se adotar $(v_{el})_o$ como parâmetro normalizador também poderia ser encontrada na sua formulação básica, o que vem trazer uma fundamentação adicional para a modificação sugerida;
- É também relevante o fato de que a representação alternativa proposta neste trabalho para a *CFE* não requer nenhum tratamento especial para a determinação da constante ζ no caso da geometria do corpo de prova *SENT*. Portanto, ela parece mais consistente do que a formulação original;
- Outro ponto importante da incorporação da *CFE* ao método *DFM* é a consideração do fator de restrição plástica, Ω/κ . Na versão proposta por LANDES et al. (1993) para o método *DFM*, a diferença entre os níveis de restrição plástica entre a estrutura e o corpo de prova não era levada em conta. Portanto, previsões do comportamento de uma

estrutura a partir dos dados referentes a um corpo de prova com diferente nível de restrição plástica não eram precisas. Agora, com a representação do carregamento segundo a *CFE*, a influência da restrição plástica sobre a função de calibração está sendo considerada. Uma vez que se conseguiu uma função *H* próxima de uma representação única, a razão entre os fatores de restrição plástica da estrutura e do corpo de prova é justamente a responsável pela transformação da função de calibração;

- Os exemplos utilizados na avaliação do procedimento proposto incluíram corpos de prova de mecânica da fratura com diferentes configurações geométricas e o caso de um tubo com trinca circunferencial sujeito a flexão. Os resultados encontrados são bastante animadores. Em alguns casos a carga máxima é prevista com erro praticamente nulo e no pior caso esse erro não chega a 10%;

Dos resultados apresentados, fica clara a importância de se levar em conta os efeitos geométricos sobre a *curva* J_R se for desejada uma previsão da curva completa carga *versus* deslocamento. Infelizmente, esse é um problema complexo para o qual ainda não existe uma solução definitiva na literatura. É bom frisar que nenhuma das metodologias existentes considera esses efeitos, embora na maioria das vezes isto não seja dito explicitamente. Isto talvez porque, em geral, a carga máxima é a informação de maior interesse e tem sido observado (e os exemplos aqui apresentados confirmam isso) que para estruturas com comportamento dúctil, a sua determinação depende mais do comportamento à deformação do que do comportamento à fratura.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- 1 - AINSWORTH, R. A. The Assessment of Defects in Structures of Strain Hardening Material, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.19, 1984.
- 2 - AINSWORTH, R.A.; O'DOWD, N.P. A Framework for Including Constraint Effects in the Failure Assessment Diagram Approach for Fracture Assessment, ASME PRESSURE VESSEL AND PIPING CONFERENCE, PVP-Vol. 287 / MD-Vol.47, pp. 137-145, 1994.
- 3 - AINSWORTH, R. A. Modifications to The GE/EPRI J-Estimation Scheme Using Reference Stress Methods, ASME PRESSURE VESSEL AND PIPING CONFERENCE, PVP-Vol.304, ASME, pp. 553-556, 1995.
- 4 - AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. Standard Test Method for J_{Ic} , A Measure of Fracture Toughness. ASTM Designation: E813-87, 1987 Annual Book of ASTM Standard, Vol. 03.01.
- 5 - AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. Standard Test Method for Determining J-R Curve. ASTM Designation: E1152-87, 1987 Annual Book of ASTM Standard, Vol. 03.01.
- 6 - AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. ASME Boiler and Pressure Vessel Code, 1991 Edition (and Addenda); Cases of ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Case N-494: Approval Date - Dec. 3, 1990.
- 7 - ANDERSON, T. L. *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications*. CRC Press, Boca Raton, FL, 1991.
- 8 - BEAUDOIN, B.F.; QUIÑONES, D.F.; HARDIN T.C. Leak-Before-Break Application in US Light Water Reactor Balance-of-Plant-Piping, *International Journal of Pressure Vessel & Piping*, 43, pp.67-83, 1990.

- 9 - BEGLEY, J. A.; LANDES, J. D. The J-Integral as a Fracture Criterion, *Proceedings of the 1971 National Symposium on Fracture, Part II, Fracture Toughness, ASTM STP 514*, American Society for Testing Materials, Philadelphia, pp.1-20, 1972.
- 10 - BLOOM, J. M. Prediction of Ductile Tearing of Compact Fracture Specimens Using the R-6 Failure Assessment Diagram, *International Journal of Pressure Vessel & Piping*, p. 215, 1980.
- 11 - BLOOM, J. M.; MALIK, S. N. Procedure for the Assessment of the Integrity of Nuclear Pressure Vessels and Piping Containing Defects, *EPRI Topical Report NP-2431*, Research Project 1237-2, Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA, Jun. 1982.
- 12 - BLOOM, J. M. Deformation Plasticity Failure Assessment Diagram (DPFAD) for Materials with Non-Ramberg-Osgood Stress-Strain Curves, ASME PRESSURE VESSEL AND PIPING CONFERENCE, PVP-Vol.287 / MD-Vol.47, ASME, pp. 147-163, 1994.
- 13 - BLOOM, J. M. Technical Basis for the Extension of ASME Code Case N-494 for Assessment of Austenitic Piping, ASME PRESSURE VESSEL AND PIPING CONFERENCE, PVP-Vol.304, ASME, pp. 487-493, 1995.
- 14 - BURDEKIN, F. M.; STONE, D. E. W. The Crack Opening Displacement Approach to Fracture Mechanics in Yielding Materials, *Journal of Strain Analysis*, Vol. 1, 1966.
- 15 - CLARK G. A.; LANDES J. D. Evaluation of the J integral for the Compact Specimen, *Journal of Testing and Evaluation*, Vol. 7, No. 5, pp. 264-269, 1979.
- 16 - CRUZ, J. R. B.; LANDES, J. D.; DE ANDRADE, A. H. P. A Discussion About Simplified Methodologies for Failure Assessment of Nuclear Reactor Components, ASME PRESSURE VESSEL AND PIPING CONFERENCE, PVP-Vol. 332, ASME, pp. 15-22, 1996.

- 17 - CRUZ, J. R. B.; LANDES, J. D. A Common Format Approach for The Ductile Fracture Methodology Using a Displacement Based Normalization Parameter, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 20, No. 9, pp. 1305-1318, 1997.
- 18 - CRUZ, J. R. B.; LANDES, J. D. A Simplified Transformation Approach to Obtain Structural Calibration Functions, *Fatigue and Fracture Mechanics, 29th Volume, ASTM STP 1332*, T. L. Panontim and S. D. Sheppard, Eds., American Society for Testing and Materials, 1998.
- 19 - DONOSO, J. R.; LANDES, J. D. The Role of Constraint on The Calibration Functions for the Prediction of Ductile Fracture Behavior in Structural Components, *International Journal of Fracture*, 63, Kluwer Academic Publishers, pp. 275-285, 1993.
- 20 - DONOSO, J.R.; LANDES J.D. Common Format for Developing Calibration Curves in Elastic-Plastic Fracture Mechanics, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 47, No. 5, pp. 619-628, 1994.
- 21 - DUGDALE, D.S. Yielding in Steel Sheets Containing Slits, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 8, pp. 100-104, 1960.
- 22 - ERNST, H. A.; PARIS, P. C; ROSSOW, M.; HUTCHINSON, J. W. Analysis of Load-Displacement Relationships to Determine J-R Curve and Tearing Instability Material Properties, *Fracture Mechanics, ASTM STP 677*, C. W. Smith, Ed., American Society for Testing Materials, pp. 581-599, 1979.
- 23 - ERNST, H. A.; PARIS, P. C. Techniques of Analysis of Load-Displacement Records by J-Integral Methods, *Nuclear Regulatory Commission, NUREG/CR-1222*, 1980.
- 24 - ERNST, H. A.; PARIS, P. C.; LANDES, J. D. Estimations on J-Integral and Tearing Modulus T from a Single Specimen Test Record, *Fracture Mechanics: Thirteenth Conference, ASTM STP 743*, Richard Roberts, Ed., American Society for Testing Materials, pp. 476-502, 1981.

- 25 - ERNST, H. A.; LANDES, J. D. Predictions of Instability Using the Modified J , J_M Resistance Curve Approach, *Elastic-Plastic Fracture Mechanics Technology, ASTM STP 896*, American Society for Testing Materials, pp. 128-138, 1985.
- 26 - ERNST, H. A.; LANDES, J. D. Elastic-Plastic Fracture Mechanics Methodology Using the Modified J , J_M Resistance Curve Approach, *Journal of Pressure Vessel Technology Transactions of ASME*, Vol. 108, No. 1, pp. 50-56, 1986.
- 27 - HARRISON, R. P.; LOOSEMORE, K.; MILNE, I. Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects, *CEGB Report R/H/R6*, United Kingdom, 1976.
- 28 - HERRERA, R.; LANDES, J. D. A Direct J-R Curve Analysis of Fracture Toughness Tests, *Journal of Testing and Evaluation*, Vol. 16, No. 5, pp. 427-449, 1988.
- 29 - HERRERA, R.; LANDES, J. D. Direct J-R Curve Analysis: A Guide to the Methodology, *Fracture Mechanics: Twenty-First Symposium, ASTM STP 1074*, J. P. Gudas, J. A. Joyce, and E. M. Hackett, Eds., American Society for Testing Materials, Philadelphia, pp. 24-43, 1990.
- 30 - HOOTON, D.G.; GREEN, D.; AINSWORTH, R.A. An R6 Approach for the Assessment of Creep Crack Growth Initiation in 316L Stainless Steel Test Specimens, ASME PRESSURE VESSEL AND PIPING CONFERENCE, PVP-Vol.287 / MD-Vol.47, pp. 129-136, 1994.
- 31 - HUTCHINSON, J.W. Singular Behavior at the End of a Tensile Crack Tip in a Hardening Material, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 16, pp. 13-31, 1968.
- 32 - HUTCHINSON J. W.; PARIS, P. C. Stability Analysis of J-Controlled Crack Growth, *Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668*, American Society for Testing Materials, pp. 37-64, 1979.
- 33 - JOHNSON, W.; MELLOR, P. B. *Plasticity for Mechanical Engineers*, London: Van Nostrand, 1970.

- 34 - KUMAR, V.; GERMAN, M. D.; SHIH, C. F. An Engineering Approach for Elastic-Plastic Fracture Analysis, *EPRI Topical Report NP-1931*, Research Project 1231-1, Electric Power Research Institute, Palo Alto, July 1981.
- 35 - LANDES, J. D.; BEGLEY, J. A. The Effect of Specimen Geometry on J_{Ic} , *ASTM STP 514*, American Society for Testing Materials, Philadelphia, pp. 24-29, 1972.
- 36 - LANDES, J. D.; WALKER, H.; CLARKE, G. A. Evaluation of Estimation Procedures Used in J-Integral Testing, *Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668*, American Society for Testing Materials, pp.266-287, 1979.
- 37 - LANDES, J. D.; McCABE, D. E. Toughness of Austenitic Stainless Steel Pipe Welds, *EPRI Topical Report NP-4768*, Research Project 1238-2, Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA, Oct. 1986.
- 38 - LANDES, J. D.; McCABE, D. E.; ERNST, H. A. Fracture Testing of Ductile Steels, *EPRI NP-5014*, Final Report for Research Project 1238-2, Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA, Jan. 1987.
- 39 - LANDES, J. D.; HERRERA, R. Micromechanisms of Elastic/Plastic Fracture Toughness, J_{Ic} , *Fracture Mechanics: Microstructure and Micromechanisms, Proceedings*, 1987 ASM MATERIALS SCIENCE SEMINAR, American Society for Metals, Metals Park, OH, pp.111-130, Oct. 1987.
- 40 - LANDES, J. D.; HERRERA, R. A New Look at J-R Curve Analysis, *International Journal of Fracture*, Vol. 36, pp. R9-R14, 1988.
- 41 - LANDES, J. D.; ZHOU, Z. A Ductile Fracture Methodology for Predicting Pressure Vessel and Piping Failure, ASME PRESSURE VESSEL AND PIPING CONFERENCE, ASME PVP Vol. 213 and MPC Vol. 32, ASME, Houston, pp. 207-216, 1991.
- 42 - LANDES, J. D.; ZHOU, Z.; LEE, K.; HERRERA, R. Normalization Method to Develop J-R Curves with the LMN Function, *Journal of Testing and Evaluation*, Vol. 19, No. 4, pp. 305-311, 1991.

- 43 - LANDES, J. D.; ZHOU, Z.; BROWN, K. H. An Application Methodology for Ductile Fracture Mechanics, *Fracture Mechanics: Twenty-Third Symposium, ASTM STP 1189*, Ravinder Chona, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, pp. 229-264, 1993.
- 44 - LEE, K. *Elastic-plastic fracture toughness determination under some difficult conditions*. Knoxville, TN, USA: 1995. PhD Dissertation - University of Tennessee.
- 45 - LINK, R. E.; HERRERA, R.; LANDES, J. D. General Methodology for Predicting Structural Behavior Under Ductile Fracture Conditions, *Advances in Fracture Research, Proceedings, ICF-7*, Pergamon Press, New York, Vol. I, pp. 205-212, 1989.
- 46 - LINK, R. E.; LANDES, J. D.; HERRERA, R.; ZHOU, Z. Something New on Size and Constraint Effects for J-R Curves, *Defect Assessment in Components - Fundamentals and Applications,ESIS/EGF9*, S.G. Blauel and K.H. Schwalbe, Eds., Mech. Engng. Publications, London, pp. 707-721, 1991.
- 47 - LINK, R. E.; LANDES, J. D.; HERRERA, R. Elastic-Plastic Handbook Solutions: Experimental Evaluations and User Guide, *Defect Assessment in Components - Fundamentals and Applications,ESIS/EGF9*, S.G. Blauel and K.H. Schwalbe, Eds., Mech. Engng. Publications, London, pp. 985-1003, 1991.
- 48 - MATLAB for Windows, Version 4.2c.1, The MathWorks, Inc., 1994.
- 49 - MERKLE, J. G.; CORTEN, H. T. A J Integral Analysis for the Compact Specimen, Considering Axial Force as Well as Bending Effects, ASME Paper No. 74-PVP-33, 1974.
- 50 - MILNE, I. Failure Analysis in the Presence of Ductile Crack Growth, *Materials Science and Engineering*, Vol. 39, p. 65, 1979.

- 51 - MILNE, I.; AINSWORTH, R. A.; DOWLING, A. R.; STEWART, A. T. Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects, CEGB Report R/H/R6 - Revision 3, 1986, *International Journal of Pressure Vessel & Piping*, 32, pp. 3-104, 1988.
- 52 - ORANGE, T. W. Methods and Models for R-Curve Instability Calculations, *Fracture Mechanics: Twenty-First Symposium, ASTM STP 1074*, J. P. Gudas, J. A. Joyce and E. M. Hackett, Eds., American Society for Testing Materials, Philadelphia, pp. 545-559, 1990.
- 53 - 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, *Fracture Mechanics: Fifteenth Symposium, ASTM STP 833*, R. J. Sanford, Ed., American Society for Testing Materials, Philadelphia, pp. 721-745, 1984.
- 54 - PARIS, P.C.; JOHNSON, R. E. A Method of Application of Elastic-Plastic Fracture Mechanics to Nuclear Vessel Analysis, *Elastic-Plastic Fracture: Second Symposium. Volume II - Fracture Resistance Curves and Engineering Applications, ASTM STP 803*, C. F. Shih and J.P. Gudas, Eds., American Society for Testing Materials, pp. II-5-II-40, 1983.
- 55 - PD6493:1991. Guidance on Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Fusion Welds, British Standards Institution, August 1991.
- 56 - RICE J.R.; ROSENGREN, G.F. Plane Strain Deformation near a Crack Tip in a Power-Law Hardening Material, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 16, pp. 1-12, 1968.
- 57 - RICE, J. R.; PARIS, P. C.; MERKLE, J. G. Some Further Results of J-Integral Analysis and Estimates, *Progress in Flaw Growth and Fracture Toughness Testing, ASTM STP 536*, American Society for Testing Materials, pp. 231-245, 1973.

- 58 - SCHWALBE, K. -H. The Prediction of Failure Situations Using the CTOD Concept Based on the Engineering Treatment Model (ETM), *The Crack Tip Opening Displacement in Elastic-Plastic Fract. Mech.*, Geesthacht, Germany, edited by K. H. Schwalbe, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, pp. 315-340, 1986.
- 59 - SCHWALBE, K. -H.; CORNEC, A. The Engineering Treatment Model (ETM) and its Practical Application, *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Vol. 14, No. 4, pp. 405-412, 1991.
- 60 - SCHWALBE, K. -H.; CORNEC, A.; HEERENS, J. The Engineering Treatment Model (ETM) - a Simple Method for Estimating the Driving Force under Elastic-Plastic and Plane Stress Conditions, *ESIS/EGF9*, S. G. Blauel and K. H. Schwalbe, Eds., Mech. Engng Publications, London, pp. 1111-1124, 1991.
- 61 - SHAROBEAM, M. H.; LANDES, J. D. Development of Eta Factors in Elastic-Plastic Fracture Testing Using a Load Separation Technique, *Elastic-Plastic Fracture Test Methods: The User's Experience (Second Volume)*, ASTM STP 1114, J. A. Joyce, Ed., American Society for Testing Materials, pp. 114-132, 1991.
- 62 - SHAROBEAM, M. H.; LANDES, J. D. The Separation Criterion and Methodology in Ductile Fracture Mechanics, *International Journal of Fracture*, Vol. 47, pp. 81-104, 1991.
- 63 - SHAROBEAM, M. H.; LANDES, J. D. The Load Separation and η_{pl} Development in Precracked Specimen Test Records, *International Journal of Fracture*, Vol. 59, pp. 213-226, 1993.
- 64 - SHAROBEAM, M. H.; LANDES, J. D. A Simplified Approach for Ductile Fracture Analysis of Semi-Elliptical Surface Cracks, *International Journal of Fracture*, Vol. 61, pp. 379-395, 1993.
- 65 - SHIH, C. F.; DELORENZI, H. G.; ANDREWS, W. R. Studies on Crack Initiation and Stable Crack Growth, *Elastic-Plastic Fracture*, ASTM STP 668, American Society for Testing Materials, pp. 65-120, 1979.

- 66 - SUMPTER J. D. G.; TURNER, C. E. Cracks and Fracture, *ASTM STP 601*, American Society for Testing Materials, pp. 3-18, 1976.
- 67 - WILKOWSKI, G. M.; ZAHOOR, A.; KANNINEN, M. F. A Plastic Fracture Mechanics Prediction of Fracture Instability in a Circumferentially Cracked Pipe in Bending - Part II: Experimental Verification on a Type 304 Stainless Steel Pipe, *Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol. 103, pp. 359-365, 1981.
- 68 - XIA, L.; SHIH, C. F. Ductile Fracture Growth - I. A Numerical Study Using Computational Cells with Microstructurally Based Length Scales presented at the NRC WORKSHOP ON CONSTRAINT EFFECTS IN FRACTURE No. 2, 1994.
- 69 - ZAHOOR, A.; KANNINEN, M. F. A Plastic Fracture Mechanics Prediction of Fracture Instability in a Circumferentially Cracked Pipe in Bending - Part I: J-Integral Analysis, *Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol. 103, pp. 352-358, 1981.
- 70 - ZAHOOR, A. **Ductile Fracture Handbook**, EPRI Research Report, NP-6301-D, 1989.

6. ANÁLISE E DISCUSSÃO

A tese defendida neste trabalho é que as fontes radioativas seladas descartadas devem ser gerenciadas separadamente de outros rejeitos radioativos. Defende-se também a estratégia de adotar uma solução definitiva imediata para esses rejeitos, em oposição à alternativa de deixar as fontes em armazenamento provisório até que estejam disponíveis os repositórios para rejeitos de alta atividade nos países desenvolvidos. Por fim, propugna-se por um conceito de repositório,

- exclusivo e dedicado para as fontes,
- economicamente viável para países em desenvolvimento, e que
- atenda aos requisitos de desempenho estabelecidos para esse tipo de instalação.

Esses três pontos são analisados e discutidos a seguir, sob os títulos: 1) Estratégia de gestão – para avaliar o acerto em gerenciar as fontes separadamente de outros rejeitos e em fazer sua deposição definitiva imediatamente; 2) Análise comparativa com o similar – para comparar o conceito desenvolvido neste trabalho, com tecnologias similares; 3) Aspectos técnicos, econômicos e de desempenho radiológico – para analisar as questões da disponibilidade e custo da tecnologia de deposição e da adequação do sistema sob o aspecto de segurança.

6.1 – Estratégia de gestão das fontes

Como se viu no capítulo 3, as fontes radioativas seladas descartadas têm sido tratadas juntamente com outros rejeitos radioativos institucionais. Na maioria dos países em desenvolvimento, o recolhimento desses rejeitos é feito em institutos de pesquisas nucleares, e sua gestão inclui o tratamento e o armazenamento temporário visando o futuro transporte para um repositório de superfície ou outro destino a ser ainda definido.

No Brasil, até 1994, as fontes seladas recolhidas como rejeito estavam sendo imobilizadas, de acordo com uma das tecnologias recomendadas pelo OIEA (IAEA, 1991). A partir de 1994, a CNEN, considerando que uma parcela das fontes poderia ser