

2 - Revisão Bibliográfica

2.1. Aços para dutos

Em função do crescente aumento do transporte de petróleo e gás sob condições severas de trabalho, as especificações de tubos para gasodutos e oleodutos, têm-se tornado cada vez mais exigentes. A tendência mundial aponta para a utilização de tubos com grandes diâmetros, de menores espessuras de parede e que operem sob alta pressão, possibilitando desse modo o aumento na produtividade das linhas de dutos.

Propriedades mecânica apropriadas como: resistência, soldabilidade, tenacidade à fratura, ductilidade ou formabilidade, resistência à corrosão, resistência à fissuração induzida pelo hidrogênio, resistência do aço quanto à fragilização pelo H₂S contido no petróleo, entre outras ^[2], vêm sendo obtidas com o contínuo desenvolvimento de aços microligados da classe API ^[3]. Essas propriedades dependem do controle da composição química e dos parâmetros de processamento do aço.

De um modo geral, os aços para tubos podem ser divididos em quatro grandes grupos de resistências, como pode ser observado na tabela 1. A Figura 1 mostra um gráfico com as classes dos aços versus o limite de escoamento.

Classe (LE)	Graus Típicos	Uso
Min 217 MPa	API 5L A/ B/ X42/ X46/ X52/ X56	Dutos não submetidos à pressão e onde a economia em peso é importante
Min 453 MPa	API 5L X60/ X65	Dutos submetidos à média e alta pressão e onde a preocupação com a economia em peso é considerada.
Min 522 MPa	API 5L X70	Dutos submetidos a alta pressão onde a economia em peso é importante para o projeto
Min 551 MPa	API 5L X80	Dutos submetidos a alta pressão onde a economia em peso é muito importante para o projeto.

Tabela 1- Graus típicos, uso e classes de tubos ^[4]

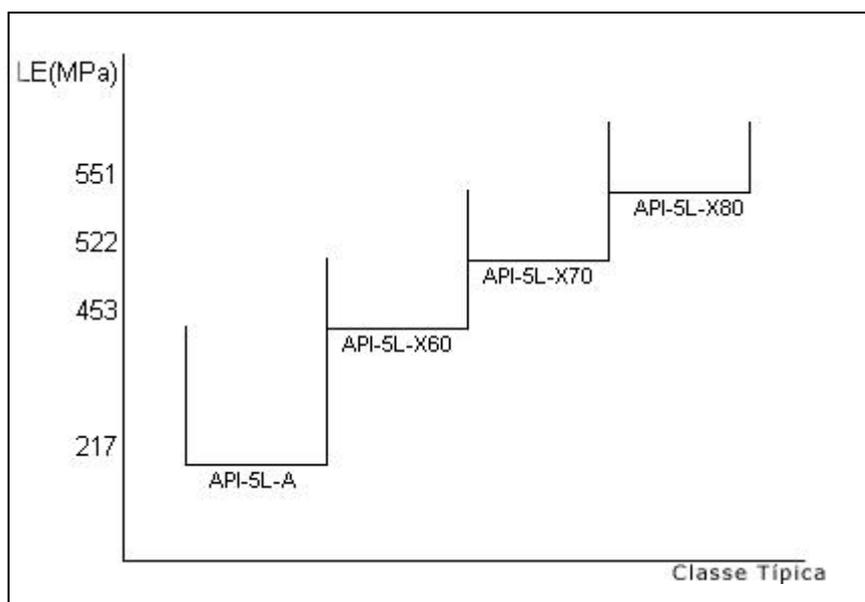


Figura 1- Classe típica de aços API versus Limite de Escoamento ^[4]

A fabricação de dutos que operam em altas pressões sem que ocorra o colapso plástico permitem o aumento da resistência mecânica do aço.

O controle nos processos de fabricação dos materiais empregados, das técnicas de montagem, dos efeitos do meio ambiente, dos conhecimentos dos estados de tensões atuantes e de outros fatores, ajuda a aumentar a confiabilidade do material.

Aços denominados ARBL (Alta Resistência Baixa Liga) são obtidos a partir da adição de elementos microligantes e a utilização da técnica de laminação controlada. Uma característica apresentada por esse aço, é a anisotropia mecânica resultante da formação de textura cristalográfica, e anisotropia à fratura devido à segregação nos contornos de grão, estrutura bandeada e textura. No entanto, tratamento de globulização pode reduzir a anisotropia à fratura resultante das inclusões não metálicas ^[5].

2.2. Especificação API 5L

A API (“American Petroleum Institute”) foi fundada em 1919 com a necessidade de normalizar as especificações de engenharia referentes à perfuração e equipamentos de produção. Este instituto se tornou no decorrer dos anos, a maior associação de negócios de petróleo dos EUA, representando todos os segmentos da indústria petrolífera, tais como: exploração, produção, transporte, refino, comercialização e marketing.

Os tubos utilizados na indústria do petróleo são geralmente classificados segundo a norma API em função de sua aplicação e resistência mecânica. A especificação API para tubulação é a API 5L (“Specification for Line Pipe Steel”). Esta especificação refere-se a tubos sem costura (“seamless”) e com costura (“welded”). A finalidade desta especificação é fornecer padrões para tubos adequados ao transporte de gás, água e óleo, nas indústrias de petróleo e gás natural. Embora as condições de fornecimento dos tubos sejam estabelecidas pela norma, estas podem também ser negociadas diretamente entre o cliente e o fornecedor.

Os tubos para serem classificados como API, devem atender aos requisitos de propriedades mecânicas, composição química, dimensional, peso, etc. A propriedade que determina o grau do tubo é o limite de escoamento em Ksi, podendo ser classificado como grau A25, A, B e X. Os graus A25 e X são seguidos de dois dígitos que determinam o valor mínimo de escoamento especificado (SMYS – Specified Minimum Yield Strength). Os graus X abrangidos pela norma API 5L são X42, X46, X52, X56, X60, X65, X70, X80 e graus intermediários ^[3].

A especificação referente ao limite de resistência, tem sido feita através da razão elástica (LE/LR). Em um aço de grau X-65 este valor será de 0,85, para o aço grau X-70 ou superior, o valor da razão elástica passa para 0,90 ^[2]. O motivo da especificação da razão elástica é evitar fratura no sistema de tubulações durante os testes hidrostáticos necessários à aprovação do sistema.

O objetivo dos testes hidrostáticos é identificar defeitos significativos não detectados na construção de dutos ^[3], que podem levar a estrutura a falhar. A pressão de teste hidrostático, geralmente situa-se na faixa de 1,1 a 1,5 vezes a pressão máxima de operação da linha, uma vez que, a pressão máxima de operação admissível é limitada a 72% do limite de escoamento mínimo especificado do material. Nos Estados Unidos, por exemplo, o departamento de transportes (“department of transportation - DOT”) requer um teste hidrostático com uma pressão mínima de 125% da pressão de operação durante oito horas. Portanto, as condições de carregamento devem ser estabelecidas e controladas com intuito de evitar que defeitos subcríticos existentes no material aumentem de tamanho e propaguem durante a realização do teste. Torna-se necessário estudar a

natureza destes defeitos (trincas) e o potencial de crescimento, permitindo assim controlar e prever seu crescimento estável.

2.3. Processos de fabricação de tubos API

Os tubos utilizados em linhas de dutos são produzidos conforme a norma API. Atualmente existem diversos processos industriais para a produção de tubos, que podem ser fabricados sem etapas de soldagem do material, ou seja, tubos sem costura (“seamless”) resultando em tubos sem o cordão de solda ao longo do comprimento, e podem ser fabricados com etapas de soldagem do material, tubos com costura (“welded”).

Tubos produzidos a partir de chapas frequentemente utilizam o processo de fabricação denominado de UOE, ilustrado na Figura 2. O processo de fabricação consiste inicialmente em conformar à frio a chapa para um formato de U e sequencialmente, para o formato de O onde as partes laterais são fechadas e um chanfro longitudinal é formado. A etapa posterior é o ponteamto das faces do O, de modo que não ocorram alterações de diâmetro durante o processo de soldagem. Após o ponteamto é realizada a soldagem final pelo processo de arco submerso (SAW –Submerged Arc Welding), sendo o primeiro passe interno e o segundo passe externo. Ensaio não destrutivo são feitos para garantir a ausência de defeitos na junta soldada. Logo após, o tubo é submetido a uma expansão (E) pela aplicação de pressão interna, cuja finalidade é de ajustar o diâmetro às normas API 5L. Em seguida, uma nova realização de ensaios não destrutivos é feita na junta soldada. Concluindo o processo, faz-se uma inspeção dimensional e a pesagem do tubo.

No presente trabalho foi utilizado tubos com costura com metal de adição, produzidos pelo processo UOE.

Na seqüência de fabricação do tubo, durante a conformação, as partes internas da chapa são deformadas em compressão, enquanto que as partes externas em tração. Em seqüência, no processo de expansão, as partes internas da parede do tubo são deformadas em tração e as partes externas recebem deformação adicional também em tração. Observa-se que no caso de retirada de uma seção do tubo para confecção de corpos de prova, havendo necessidade de planificação, a

parte interna sofre tração e a externa compressão [6]. Esta observação é importante, pois pode significar a obtenção de resultados conservativos ou não.

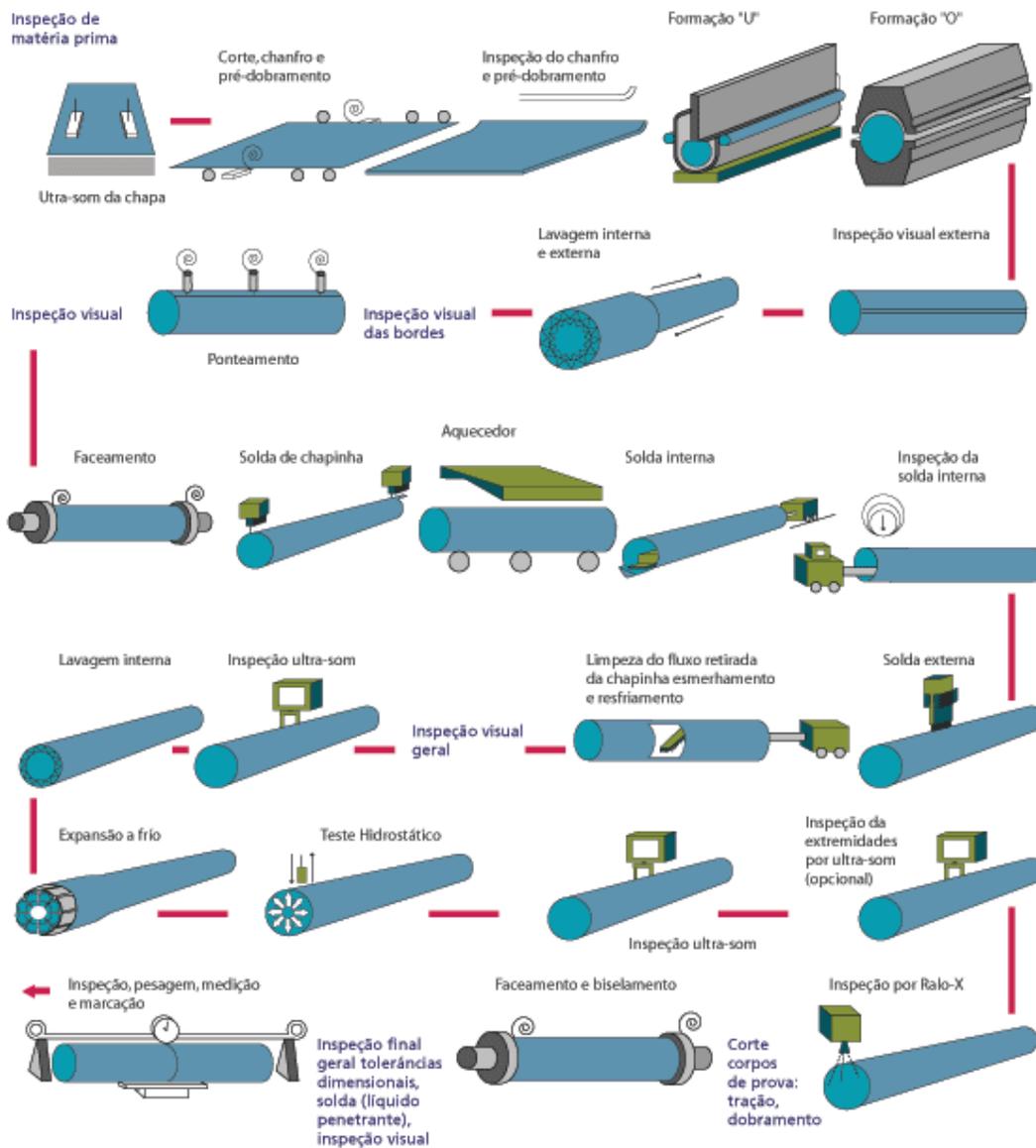


Figura 2: Processo UOE de fabricação de Tubos (Confab Industrial S.A) [7]

O processo de fabricação (conformação e expansão), portanto, atua nas propriedades dos tubos. Em alguns casos, diminui a resistência do tubo comparada com a da chapa e em outros aumenta, mas em quase todos os aços, este procedimento tende a reduzir a tenacidade [6].

2.4. O Processo de Soldagem

O processo de soldagem utilizado na fabricação de tubos, como mencionado, é realizado por arco submerso, utilizando a técnica de arcos múltiplos (“tandem-arc”).

A soldagem por arco submerso, é um processo de soldagem no qual um arco elétrico é formado entre a ponta do eletrodo e o metal de base. O metal de solda em solidificação é protegido por um fluxo granulado adicionado a partir da região do arco. Parte desse fluxo é consumida na formação da escória que protege a poça. Como o eletrodo e a poça de fusão estão protegidos pelo fluxo, a solda é feita sem salpicos, faíscas ou fumaça, geralmente observados em outros processos de soldagem. Esse processo de soldagem permite um alto grau de automação, sendo o eletrodo continuamente alimentado ao cabeçote de soldagem, conferindo rapidez, economia e repetibilidade de resultados quando comparados aos demais processos de soldagem^[8].

Na técnica “tandem-arc”, dois ou mais arames são alimentados para uma mesma poça de fusão, sendo que cada eletrodo forma um arco elétrico controlado separadamente por cabeçote e fonte de energia independente, como mostra a Figura 3 para um sistema “tandem-arc” com 3 arames.

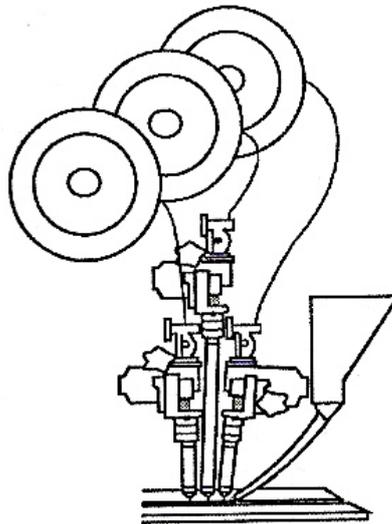


Figura 3: Técnica tandem arc com três eletrodos^[8]

O segundo e os demais arcos iniciam-se sobre a poça de solda ainda líquida formada pelo primeiro arco. Assim, o metal de solda solidifica-se de maneira uniforme, formando uma única poça de fusão, não sendo possível distinguir pela

seção transversal da solda, se esta foi realizada com a técnica convencional de um arame ou com arcos múltiplos.

Cada eletrodo é regulado de forma independente, com o objetivo de produzir um efeito sobre o preenchimento do cordão de solda. O primeiro arco controla a penetração, o segundo tem um menor efeito sobre a penetração, mas é fundamental para o controle do perfil do cordão de solda. O terceiro arco controla o perfil e o acabamento do cordão de solda [8].

Tandem arco submerso é um processo de soldagem de alta velocidade para aplicações de fabricação com uso de automação pesada.

2.4.1. Soldabilidade

Para muitas pessoas, soldabilidade é simplesmente uma medida de quão facilmente é realizada uma solda em um material particular sem a presença de trincas. Se for fácil evitar trinca, o material é considerado soldável. Para uma solda ser verdadeiramente bem sucedida, entretanto, é também necessário que a mesma tenha propriedades mecânicas adequadas para poder suportar a degradação em serviço (danos de corrosão por exemplo). Assim a soldabilidade é uma medida de quão fácil é:

- Obter uma solda livre de trinca
- Conseguir propriedades mecânicas adequadas
- Produzir soldas resistentes a degradação em serviço

Soldabilidade não é um parâmetro fixado para um dado material, mas dependerá dos detalhes das juntas, dos requerimentos em serviço, dos processos de soldagem e das facilidades disponíveis [9].

As propriedades mecânicas da junta soldada (metal de solda e a zona termicamente afetada pelo calor) dos tubos devem apresentar propriedades mecânicas similares com a do metal de base, sendo a tenacidade à fratura a principal delas. A tenacidade à fratura nos tubos, tem o sentido de tentar assegurar na junta soldada, a continuidade das propriedades mecânicas do metal de base nas condições de operação.

As propriedades das juntas soldadas serão influenciadas pelos microconstituintes, cujas proporções são em função da composição química e do ciclo térmico de soldagem (temperatura de pré-aquecimento, aporte de calor,

processo de soldagem, espessura e geometria da junta), sendo que a taxa de resfriamento é o principal fator e a taxa de aquecimento tem um papel secundário. Entretanto, o ciclo térmico de soldagem e a composição química também influem na microestrutura, como o tamanho de grão e precipitação, fatores esses que têm influencia marcante na tenacidade à fratura ^[10].

Alguns cuidados devem ser tomados para assegurar níveis adequados de resistência na ZTA. Baixa resistência na ZTA podem ser encontrados em aços microligados ao Nb (>0.02%Nb), soldados com alto aporte de calor e também em aços microligados ao Nb com adição de V em tratamentos térmicos pós soldagem. Níveis de Fósforo acima de aproximadamente de 0,012% pode também conduzir a baixa resistência da ZTA. A resistência pode também ser degradada na parte externa da ZTA (linha de fusão +5mm por exemplo). Adição de Ti pode aumentar a resistência da ZTA, mas se não for feito corretamente, partículas grosseiras contendo Ti pode produzir iniciação de trincas.

A resistência do metal de solda pode ser afetada pela diluição, e há o risco de redução da resistência em soldas feitas com fluxos básicos em aços que contém alto teor Al, produzindo no metal de solda Al:O acima de aproximadamente 1, ou em soldas com alto teor de oxigênio os quais tenham recebido mais de 0.02% de Nb. No entanto, onde altos níveis de resistência são requeridos, fluxos básicos devem ser utilizados, desde que a diluição do Nb possa ser controlada ^[11].

2.4.2. Metal de Solda

Durante o resfriamento do metal de solda, a decomposição da austenita pode produzir uma grande variedade de micro constituintes, os quais dependem da taxa de resfriamento e da composição química do aço.

A microestrutura primária desenvolve-se durante a solidificação e geralmente resulta em uma estrutura austenítica de grãos colunares até atingir a transformação da austenita em ferrita. A microestrutura secundária é um produto da transformação da austenita em ferrita.

Em soldas com múltiplos passes, devido à deposição de passes subseqüentes certas regiões da microestrutura são reaquecidas. Nessas regiões devido à temperatura ficar pouco acima da temperatura de recristalização, ocorrem processos de transformação de fases que geralmente ocorrem no estado sólido e

na recristalização. Como consequência, há um aumento da heterogeneidade microestrutural e das propriedades mecânicas resultantes. A microestrutura final é composta por passes contendo regiões de como depositada, seguidas de regiões reaquecidas. As microestruturas das regiões reaquecidas dependem da temperatura máxima na qual é submetida durante a deposição dos passes subsequentes. A partir da linha de fusão, duas áreas podem ser verificadas: a região reaquecida de granulação grosseira e a região reaquecida de granulação fina.

Altas temperaturas de recristalização são alcançadas próximas à linha de fusão, promovendo um rápido crescimento equiaxial dos grãos da austenita, que crescem por difusão nos contornos de grãos formando conseqüentemente uma granulação grosseira. Com o decréscimo da temperatura de recristalização ocorre um refino da microestrutura ^[12].

2.4.3. Zona Termicamente Afetada

A ZTA (Zona termicamente afetada) frequentemente possui propriedades mecânicas diferente do metal de solda devido a microestruturas desfavoráveis, como regiões de grãos grosseiros oriundas do processo de soldagem. A ZTA, é uma região do metal de base, adjacente ao metal de solda. Esta região sofre um rápido ciclo térmico de aquecimento e resfriamento durante o processo de soldagem, que acarreta mudanças na microestrutura e nas propriedades mecânicas da mesma.

A ZTA geralmente é subdividida em regiões, em função da temperatura atingida durante o ciclo térmico de soldagem ^[13], as quais são denominadas de: RGG (região de grãos grosseiros), RGF (região de grãos finos), RI (região intercrítica) e RS (região subcrítica). A Figura 4 ilustra um desenho esquemático com as regiões (zonas) de soldagem

A fragilidade da ZTA pode ocorrer geralmente nas regiões RGG, RI e RS, dependendo do tipo de aço e do processo de soldagem. Caso a RI seja a mais frágil, torna-se difícil localizar sua fragilidade devido ao pequeno tamanho de grão dessa região, sendo difícil distingui-la da RS. Contudo, para os casos de tubulação, a RGG é aquela que sempre tem apresentado a maior fragilidade dentre as demais regiões da ZTA ^[14].

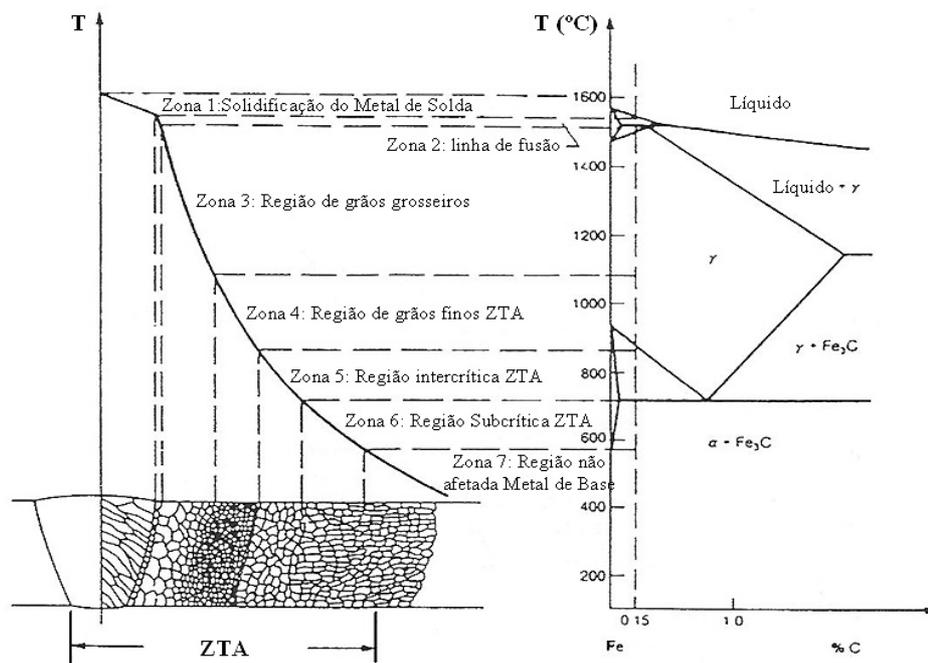


Figura 4- Regiões de soldagem caracterizado pelas diferentes microestruturas ^[15]

2.5. Mecânica da Fratura

A mecânica da fratura é a ciência que procura estudar componentes estruturais que contêm trincas. A mecânica da fratura modela matematicamente o comportamento dos elementos estruturais que contêm trincas procurando prever quando uma trinca irá se propagar catastróficamente (fragilmente), plasticamente até atingir o colapso plástico ou o esgotamento de ductilidade do ligamento resistente, ou lentamente, ciclo a ciclo (fadiga), até alcançar o seu tamanho crítico, quando então ocorrerá uma falha catastrófica com aparência frágil ^[16].

São essencialmente duas as aplicações da mecânica da fratura: avaliação da importância e significado de defeitos e comparação da tenacidade de diferentes materiais. A avaliação do significado e importância de defeitos pode estar relacionada em decidir se um defeito detectado durante fabricação ou em serviço necessita ou não de reparo, e ainda com o estabelecimento de critérios quantificados de aceitação de defeitos em estruturas, numa base de aptidão para o serviço. Nesta segunda perspectiva, a mecânica da fratura serve como ferramenta na implementação de programas de adequação ao uso e avaliação de qualidade.

Defeitos inofensivos em determinadas situações poderão ser fatais em outros contextos, e a mecânica da fratura contribui para a definição do nível de aceitação desses defeitos em cada caso. A avaliação da importância de defeitos exige o conhecimento da tenacidade do material, propriedade que caracteriza a resistência à propagação de trincas. Os valores da tenacidade têm de ser relevantes para o material na vizinhança da extremidade dos defeitos em análise ^[15,16].

2.5.1. Mecânica da Fratura Elasto-Plástica

Como visto na seção anterior, a ferramenta matemática para possibilitar a análise de defeitos permissíveis é a mecânica da fratura. Ela fornece os conceitos e equações utilizadas para determinar como as trincas crescem e quanto podem afetar a resistência de estruturas.

A mecânica da fratura divide-se em:

- Mecânica da fratura linear elástica (MFLE)
- Mecânica da fratura elasto-plástica (MFEP).

A primeira normalmente é utilizada em situações em que a fratura ocorre ainda no regime linear-elástico. Isto pode ocorrer para ligas de altíssima resistência mecânica ou mesmo em ligas com resistência moderada desde que empregadas em uma espessura razoável. É a espessura que ditará se o regime é o estado plano de deformação (estado triaxial de tensões) em que a mecânica da fratura linear elástica é aplicável ou estado de tensão plana (biaxial de tensões) em que a mecânica da fratura elasto-plástica é aplicável ^[17].

A Mecânica da Fratura Linear Elástica é a metodologia a ser empregada em situações onde há possibilidade de ocorrer fratura sem ser precedida de extensa deformação plástica. Esta restrição à deformação plástica pode ser decorrência das próprias propriedades do material, aços de altíssima resistência mecânica, por exemplo, ou de fatores geométricos como as dimensões da estrutura, mesmo para aços de média resistência mecânica o estado de deformação plana pode ser alcançado, se houver espessura suficiente ou se a temperatura for suficientemente baixa.

A MFLE pode ser empregada com sucesso à medida que a zona plástica for pequena em relação ao tamanho da trinca, sendo inexistentes ou se estendendo por regiões muito pequenas e das dimensões da estrutura que a contém.

O sucesso da MFLE em estabelecer um tamanho de trinca crítico, desenvolvida teoricamente e comprovada na prática, fica restrita para casos em que não há deformação plástica apreciável acompanhando a fratura.

Em aços estruturais de baixa para média resistência mecânica pode-se pensar em termos da tradicional curva de transição dúctil-frágil com a mudança de temperatura, pois estes materiais apresentam esta região definida. Para materiais relativamente frágeis, no patamar inferior da curva de transição, ou para estruturas submetidas a tensões essencialmente elásticas, a tenacidade é expressa em termos de K_{IC} . Já a partir da transição dúctil-frágil a tenacidade é preferencialmente expressa pelos parâmetros da Mecânica da fratura Elasto-Plástica.

Contudo, boa parte dos materiais empregados em construção mecânica apresenta plasticidade considerável quando solicitados, principalmente nas extremidades de defeitos eventualmente existentes ^[17].

Empregar a MFLE, onde a condição de projeto seja $K_I < K_{IC}$ (onde $K_I = \gamma\sigma\sqrt{\pi a}$, sendo σ tensão aplicada, a igual ao o tamanho da trinca e γ um parâmetro que leva em conta a geometria do componente) para componentes pequenos de materiais muito tenazes pode ser um procedimento muito conservador, porque se sabe que o material do componente terá muita plastificação na raiz de sua trinca e esta poderá ocorrer para toda a seção do ligamento resistente. Assim, o componente poderá falhar por colapso plástico e não por fratura frágil ^[16,18].

Para dar respaldo a estes casos é, então, empregada a Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP), onde o comportamento à fratura de um material é avaliado utilizando as metodologias de CTOD ou Integral J. A metodologia CTOD procura caracterizar a capacidade de o material deformar plasticamente antes da fratura medindo o afastamento das duas faces da trinca preexistente na sua extremidade. A metodologia de Integral J permite introduzir um tratamento matemático através de contorno fechado que relaciona campos de tensões e deformações ao longo de um caminho ao redor da ponta da trinca, podendo ser expresso em termos de energia ^[17].

A Integral J, também denominada de taxa de liberação de energia, e o valor de CTOD, medida do deslocamento da abertura na ponta da trinca, são atualmente os parâmetros mais utilizados na determinação da tenacidade à fratura. Estes

parâmetros podem ser utilizados como critério de fratura, permitindo avaliar de forma quantitativa a integridade estrutural do material, verificando se há ou não perda de tenacidade do material. Com isto, pode-se relacionar de forma prática materiais destinados a projetos estruturais, levando em consideração os seus aspectos metalúrgicos e microestruturais [15].

2.5.2. Integral J

A integral J foi proposta inicialmente por Rice, e é definida como uma integral de contorno que faz uma análise mecânica, baseando-se em expressões matemáticas pressupondo comportamento não linear, como ilustrado na Figura 5, onde o caminho percorrido é uma curva que circunda a trinca [19].

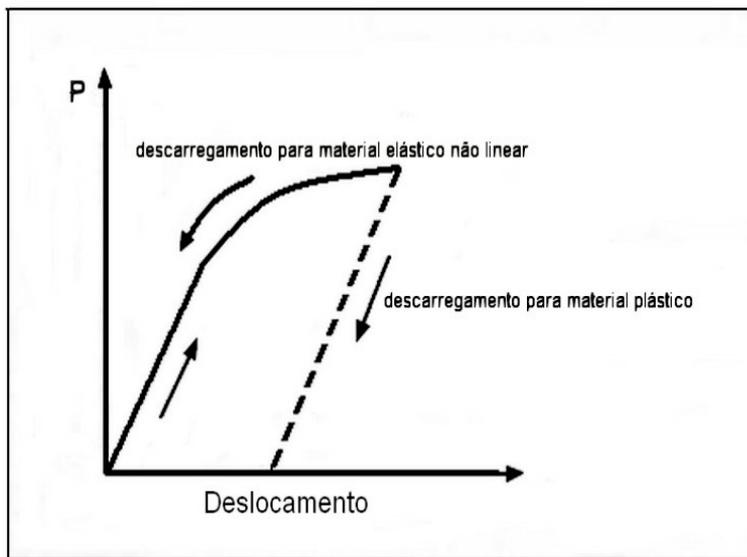


Figura 5 – Comportamento elástico não-linear e comportamento plástico [20]

A Figura 6 ilustra um corpo bidimensional carregado em tração monotônica no modo I e com contorno Γ originando na parte inferior da superfície da trinca e terminando na parte superior da mesma. A integral J é dada por:

$$J = \int_{\Gamma} \left(W dy - \vec{T}_i \cdot \frac{\partial \vec{u}_i}{\partial x} ds \right) \quad (1)$$

Sendo:

x e y o sistema de coordenadas ortogonais, com o eixo x paralelo à trinca;

\vec{T}_i é o vetor de tração definida pela normal, n , que aponta para a parte externa da curva;

\vec{u} é o vetor deslocamento na direção x ,

Γ é uma curva de contorno ao redor da ponta da trinca na qual é o caminho de integração;

ds é um elemento de r .

W é a densidade de energia de deformação elástica por unidade de volume definida por:

$$W = W(x, y) = W(\varepsilon_{ij}) = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad (2)$$

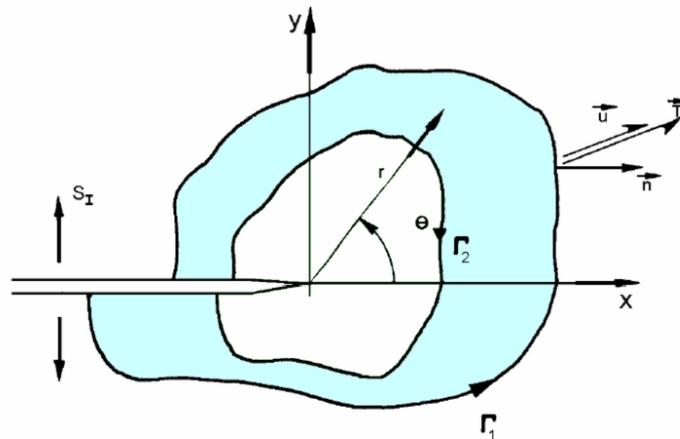


Figura 6- Uma trinca em um corpo bidimensional com contorno Γ originando na parte inferior da superfície da trinca e caminhando no sentido anti-horário, finalizando na parte superior da superfície da trinca ^[15]

Rice mostrou que o valor de J é independente do caminho r , e para quaisquer caminhos, Γ_1 e Γ_2 incluindo as faces da trinca formando um contorno fechado, a integral J , definida pela expressão 1 é nula, pois o valor de J nas faces da trinca é zero devido não haver deslocamento vertical, $dy = 0$ e $T = 0$, ou seja, a tensão é nula nas faces da trinca, tendo J o mesmo valor quando calculado sobre os percursos Γ_1 e Γ_2 . Desse modo temos que:

$$J_{\Gamma_1} = J_{\Gamma_2} \quad (3)$$

Dessa maneira, é demonstrado que J é independente do caminho considerado, portanto a integral J calculada por um determinado contorno, possuirá o mesmo valor para outros caminhos. Esta é uma das vantagens do método, pois J pode ser obtido pela escolha do percurso mais adequado ^[15,21].

O conceito de integral J conforme a equação 1 supõe um material não linear. Portanto, J pode ser interpretado, para um comportamento puramente elástico, como sendo equivalente à taxa de alívio de energia, podendo ser calculado a partir da energia potencial armazenada no corpo ^[19].

A definição conceitual da integral J não pode ser estendida para situações onde ocorra deformação plástica ou quando haja um crescimento estável de trinca, uma vez que, nestes casos uma parcela da deformação não é reversível, o que torna J dependente do caminho ou do contorno considerado. Contudo, em análises realizadas por elementos finitos ou ensaios, mostram indícios que caso não haja propagação da trinca, nas condições de carregamento monotônico e escoamento restrito do material, o desvio nos valores de J é desprezível, e o comportamento plástico do material pode ser aproximado ao comportamento elástico não linear. A integral J ainda pode ser determinada experimentalmente nessas condições ^[22].

É de grande importância a caracterização de crescimento estável da trinca, uma vez que a maioria dos materiais estruturais soldados ou não apresentam esse comportamento. O crescimento estável da trinca não era inicialmente considerado pelas relações matemáticas da integral J , e eram válidas apenas para trincas estacionárias carregadas monotonicamente com baixas taxas de deformação. Origina-se, no entanto alguns problemas relacionados aos parâmetros de caracterização de J , pois o crescimento estável da trinca provoca simultaneamente um descarregamento elástico do corpo de prova e deformação plástica na ponta da trinca. Nessas condições a integral J já não teria aplicabilidade, mas como grande parte dos metais apresenta pequenas quantidades de crescimento estável de trinca em relação às dimensões dos componentes, a teoria original de J , ainda pode ser utilizada em algumas condições. Portanto, J caracteriza completamente as condições na ponta da trinca, ou seja, diz-se então que há crescimento estável de trinca controlado ^[15, 19,22].

2.5.2.1. Considerações sobre o comportamento da Tensão e da Deformação no material

Hutchinson, (1968); Rice e Rosengren, (1968), fizeram pesquisas independentes sobre a integral J para caracterizar a fratura elasto-plástica como um processo equivalente em um material não-linear elástico. Para relacionar tensões e deformações plásticas, foi utilizado o modelo de Ramberg-Osgood, o qual é uma lei constitutiva que descreve a relação tensão deformação do material, sendo expressa por:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \bar{\alpha} \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (4)$$

Onde o coeficiente de encruamento, $\bar{\alpha}$, é tomado como sendo a unidade. O valor de n (expoente de encruamento) pode ser obtido em um ensaio convencional de tração, cujo valor é o da inclinação da curva tensão real versus deformação real, em escala bilogarítmica.

Os campos tensão (σ_{ij}) e de deformação (ε_{ij}), equações 5 e 6, logo a frente da trinca, no seu limite ($r \rightarrow 0$) são denominadas de singularidades de HRR (Hutchinson, Rice e Rosegren) e foram desenvolvidas a partir da equação 10, fazendo simplificações possíveis devidas à restrição de pequenas deformações que permite considerar que a deformação total é composta por uma parcela elástica e outra plástica separadamente. Essas equações são válidas onde a região de grandes deformações (região próximo à ponta da trinca) ainda é bastante pequena.

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left(\frac{EJ}{\bar{\alpha} \cdot \sigma_0^2 \cdot I_n \cdot r} \right)^{\frac{1}{(n+1)}} \cdot f_{ij}(\theta, n) \quad (5)$$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{\bar{\alpha} \cdot \sigma_0}{E} \left(\frac{EJ}{\bar{\alpha} \cdot \sigma_0^2 \cdot I_n \cdot r} \right)^{\frac{1}{(n+1)}} \cdot \bar{f}_{ij}(\theta, n) \quad (6)$$

Onde σ_0 é o limite de escoamento, tal como em um ensaio de tração monotônica e ε_0 é a deformação correspondente, I_n é uma constante de integração que depende de n, e f_{ij} e \bar{f}_{ij} são funções que definem a distribuição de tensão e de deformação na ponta da trinca, respectivamente, r é a distância radial a partir da

ponta da trinca e θ é o ângulo polar sobre a trinca. Os valores de n e $\bar{\alpha}$ são obtidos a partir do modelo de Ramberg-Osgood, equação 4 [21].

Como o valor de J é dependente dos parâmetros da carga, geometria e do comprimento de trinca, as variáveis $\bar{\alpha}$ e n são utilizadas como meio de estimar J [22].

As condições na zona de plastificação são completamente descritas pela integral J e define o tamanho da zona de singularidade HRR. Há duas regiões singulares dominantes quando ocorre a plastificação em pequena escala: uma é elástica e outra plástica.

2.5.2.2. Considerações sobre o balanço energético que envolve a Integral J

A variação do tamanho de trinca e integral J podem ser relacionados baseando-se no balanço energético. Essa interpretação de J é válida para materiais que apresentam comportamento elástico não linear. A equação 7 mostra o balanço energético, considerando um corpo com uma trinca interna.

$$U = U_0 + U_E + U_S - W \quad (7)$$

Sendo: U_0 é a energia do corpo de prova não trincado, U_E é a energia elástica devido ao trabalho realizado, U_S é a energia superficial devido à extensão da trinca e W é o trabalho realizado.

A condição de instabilidade para o início de propagação da trinca pode ser descrita pela equação 8:

$$\frac{d(W - U_E)}{da} \geq \frac{dU_S}{da} \quad (8)$$

G é definido como a força motriz para a extensão da trinca na Mecânica da Fratura Elástica Linear. J é uma extensão de G , valendo para além do comportamento linear elástico, ou seja, é o correspondente não linear de G , e pode ser definido como:

$$J = \frac{d(W - U_E)}{da} \quad (9)$$

onde:

$$\frac{dU_0}{da} = 0;$$

$$\frac{dU_E}{da} \text{ e } \frac{dU_S}{da} \neq 0.$$

Podemos definir a equação 7, em termos de energia potencial, U_p , conforme a equação 7, na qual apresenta todos os termos de energia que podem contribuir para o comportamento não linear, sendo a energia superficial devido à extensão da trinca, U_s , geralmente não reversível [23,24].

$$U_p = U_0 + U_E - W \quad (10)$$

Derivando a equação 10 em função da variação do comprimento de trinca, a , no corpo de prova trincado, obtém-se a equação 11, sendo $\frac{dU_0}{da} = 0$:

$$\frac{dU_p}{da} = - \frac{d(W - U_E)}{da} \quad (11)$$

Então:

$$J = - \frac{dU_p}{da} \quad (12)$$

onde:

$\frac{dW}{da}$ representa a energia fornecida pela força externa por incremento de comprimento de trinca;

$\frac{dU_E}{da}$ representa o aumento da energia elástica devido à realização do trabalho externo $\frac{dW}{da}$;

$\frac{dU_p}{da}$ representa a variação de energia armazenada, onde um decréscimo desta energia estocada, $-\frac{dU_p}{da}$, é a energia liberada para a trinca, J , de modo a fornecer energia superficial, $\frac{dU_s}{da}$, para aumentar a trinca [23,24].

A utilização de uma integral J independente de trajetória para análises de fratura, proposta por Rice, prova que o valor desta integral é a taxa de energia de dissipação calculada para um corpo de material não-linear com uma trinca e comportamento elástico. Aplicando a analogia do comportamento inelástico ao

não-linear, tem-se a taxa de energia de dissipação para a mecânica da fratura elasto-plástica.

2.5.2.3. A integral J como critério de fratura

Materiais com alta tenacidade a fratura comumente apresentam curvas de resistências crescentes, onde os valores de J aumentam com o crescimento da trinca.

A Figura 7 mostra uma curva de resistência típica de valores de J resistente para o tamanho da trinca de um material dúctil. Existe somente uma pequena quantidade de crescimento de trinca aparente no estágio inicial, devido ao arredondamento na ponta da trinca, que causa a inclinação da curva. Com o crescimento de J, o material na ponta da trinca falha e a trinca avança. Geralmente o crescimento inicial da trinca é estável, podendo ocorrer posteriormente à instabilidade.

O início do processo de fratura com a obtenção de J como parâmetro de caracterização, pode ser resumidamente descrito do seguinte modo: O início do processo de fratura é realizado a partir de uma trinca de fadiga, na qual quando carregada ocorre um arredondamento (embotamento) na ponta desta, que pode crescer com o aumento do carregamento, até um ponto onde ocorre a extensão da frente desta trinca. Um parâmetro para caracterização do início de fratura é medido neste ponto e é chamado de J_{Ic} , que é o valor de iniciação de rasgamento estável, sob estado de deformação plana ou tenacidade à fratura. A trinca avança mais rapidamente durante o processo de rasgamento do que durante o processo de embotamento. O ponto de medida de J_{Ic} é determinado em um gráfico de J versus crescimento de trinca, denominado de curva de resistência ou curva J-R.

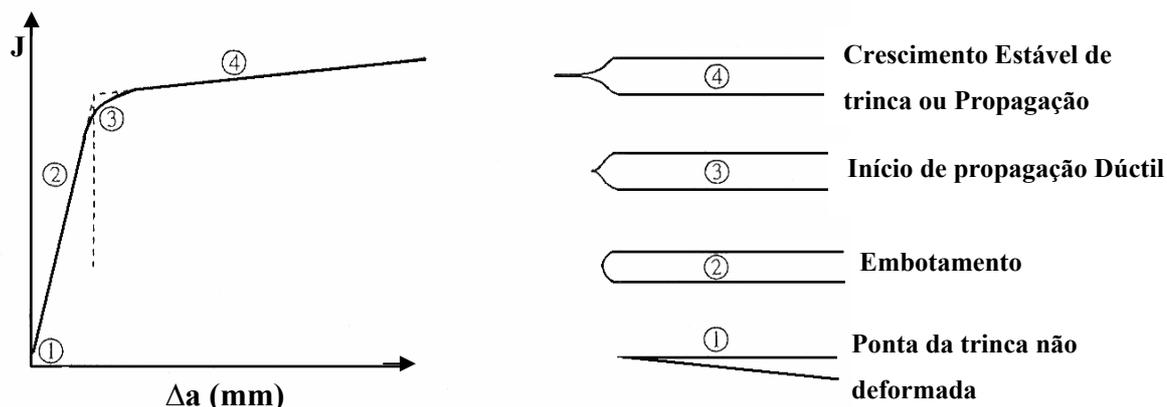


Figura 7 Curva J-R esquemática do processo de fratura para um material dúctil ^[15].

O valor de J no início de crescimento estável de trinca é indevidamente conservativo quando aplicado a materiais dúcteis, pois ocorre uma considerável quantidade de vida remanescente na estrutura após o início do crescimento estável de trinca. Seria mais aproximado um valor de J no início do crescimento instável de trinca para o critério de fratura. A utilização de J_{Ic} para definir o início de fratura é uma aproximação conservativa para avaliação de falhas ^[25].

O parâmetro de J_{Ic} pode ser utilizado como critério de tenacidade à fratura dúctil para estimar os efeitos das variáveis metalúrgicas, como por exemplo, tratamentos térmicos, bem como de auxiliar na seleção de materiais para projetos de estruturas aplicadas a indústria, em especial a de petróleo.

O comportamento da plasticidade à frente da trinca é influenciado pelas dimensões do corpo de prova (espessura e o ligamento remanescente), capacidade de encruamento do material e pelas condições de carregamento e, portanto, nas condições dos campos de tensão e deformação locais que irão possibilitar a aplicação de J no controle do crescimento de trinca no regime elasto-plástico ^[21,22].

2.5.2.4. Determinação da curva J-R e J_{Ic} segundo a norma ASTM E1820(01)

Os ensaios para a determinação da tenacidade a fratura encontram-se normalizados, por exemplo, a “American Society for Testing and Materials” e a “British Standards Institution”.

Estes ensaios consistem na obtenção de uma curva de resistência, carga versus deslocamento, durante o carregamento de um corpo de prova contendo uma trinca obtida pela prévia aplicação de sollicitação de fadiga.

A determinação da curva de resistência J-R é obtida através da utilização de corpos de prova padronizados por normas, onde um único corpo de prova pode ser utilizado em ensaios para obter a curva J-R. O cálculo dos valores de J é realizado sob a área da curva carga-deslocamento, que corresponde ao trabalho realizado durante a iniciação e a propagação da trinca, porém, devido o comprimento da trinca variar durante o ensaio, o valor de J deve ser calculado de modo incremental.

O cálculo que fornece os valores da integral J é dado pela equação 13, segundo a norma ASTM E-1820(01) ^[26].

$$J_{(i)} = J_{el(i)} + J_{pl(i)}, \text{ sendo } i = 1, 2, 3, 4, \dots \quad (13)$$

Sendo as componentes elástica e plástica de J dadas pelas equações:

$$J_{el(i)} = \frac{K_{(i)}^2 (1 - \nu^2)}{E} \quad (14)$$

onde:

$K_{(i)}$, fator de intensidade de tensão;

ν , coeficiente de Poisson;

E, módulo de elasticidade do material.

$$J_{pl} = [J_{pl(i-1)} + \left(\frac{2}{b_{(i-1)}}\right) \cdot \left(\frac{A_{pl(i)} - A_{pl(i-1)}}{B_N}\right)] \cdot \left[1 - \frac{a_{(i)} - a_{(i-1)}}{b_{(i-1)}}\right] \quad (15)$$

onde:

$A_{pl(i)} - A_{pl(i-1)}$, incremento da área plástica sob a carga versus deslocamento entre os pontos i e i-1;

$b_{(i-1)}$, ligamento instantâneo do corpo de prova.

Para determinar a integral J, os limites máximos para a validade dos valores de J e do crescimento da trinca, Δa , são fixados em relação à espessura do corpo

de prova e ao ligamento original e é necessário que os valores estejam entre J_{\max} e Δa_{\max} que são dados pelas equações 16 e 17. A Figura 8 mostra o exemplo de uma curva com esses requerimentos. A curva J-R foi definida com os dados limitados pelas coordenadas J_{\max} e Δa_{\max} .

$$J_{\max} = \frac{b_0 \sigma_Y}{20} \text{ ou } J_{\max} = \frac{B \sigma_Y}{20} \quad (16)$$

$$\Delta a_{\max} = 0,25b_0 \quad (17)$$

onde:

b_0 , ligamento remanescente do corpo de prova ($b_0 = W - a_i$);

σ_Y , média entre os valores do limite de escoamento e de resistência do material.

O objetivo da imposição destes requisitos é o de tentar garantir um estado de deformação predominantemente plana na frente da trinca.

Após os cálculos dos limites de J e de Δa , os pontos de dados obtidos no ensaio de integral J são plotados para obtenção de uma curva na qual é ajustada por uma lei de potência, e a curva de resistência J-R obtida. A finalidade da obtenção da curva J-R, como explicado anteriormente, é de determinar o valor de J crítico, J_{Ic} , característico do material, através do qual podemos avaliar se ocorrerá ou não crescimento estável de trinca no regime elasto-plástico durante uma dada situação de carregamento. Caso o valor de J seja maior ou igual à J_{Ic} , ocorrerá crescimento estável de trinca.

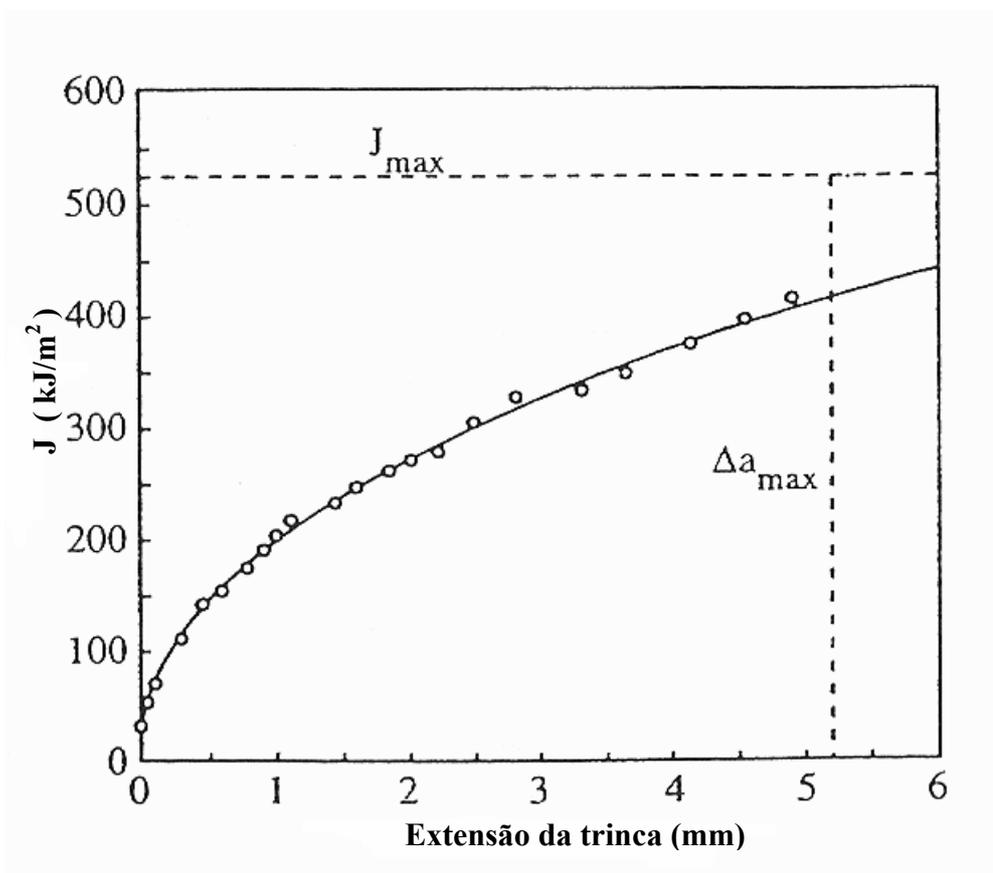


Figura 8 – Comportamento da curva integral J versus comprimento de trinca

A Figura 9 mostra um modelo de curva J-R que é obtida após a realização do ensaio, de acordo com a norma ASTM E-1820. Na curva, são traçadas as seguintes linhas:

1- Linha de Embotamento: Traçada a partir da origem da curva experimental da integral J, e é obtida a partir da equação 18.

$$J=2\sigma_Y\Delta a \quad (18)$$

A finalidade da linha de embotamento é de representar os primeiros estágios subcríticos da propagação da trinca.

2- Linhas de Exclusão: Traçadas a 0,15mm e a 1,5mm da linha de embotamento no eixo da abscissa. Os valores de Δa_{\min} e Δa_{\max} são obtidos pela intersecção das linhas de exclusão com a curva experimental de J.

Os pontos que ficarem abaixo de 0,15mm são excluídos, pois se considera que abaixo deste valor não ocorre crescimento efetivo de trinca. Valores experimentais dos pontos que ficarem acima de 1,5mm também serão excluídos, para que a equação 13 continue sendo válida. As duas linhas de exclusão,

garantem que os valores dos pontos experimentais da curva de J vão estar acima de Δa_{min} e abaixo Δa_{max} .

3- Linha “Offset”: É traçada a 0,2mm por convenção para a determinação de J_{Ic} .

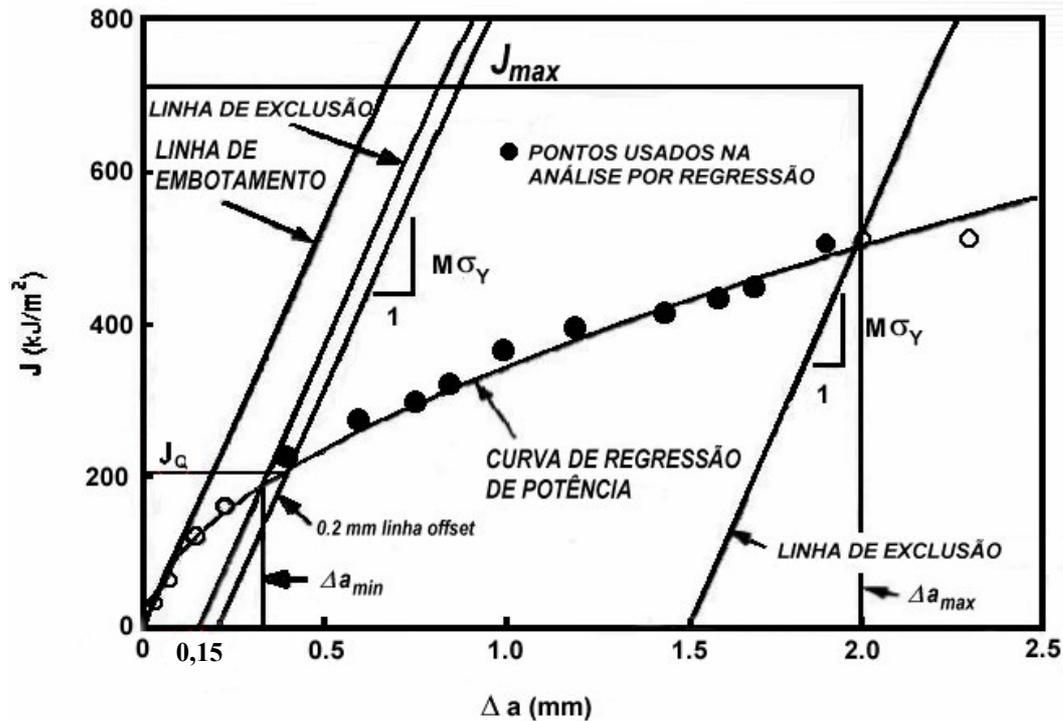


Figura 9- Curva J-R, segundo a norma ASTM E-1820 [26]

O valor de Δa_{lim} é obtido pela intersecção da curva experimental de J com a linha de embotamento e a linha J_{lim} é obtida através da equação 19.

$$J_{lim} = \frac{b_0 \sigma_Y}{15} \quad (19)$$

A Figura 10 ilustra uma região denominada de região de dados válidos localizada a 0,15mm e a 1,5mm das linhas de embotamento entre Δa_{min} , Δa_{lim} , e o J_{lim} . É traçada nessa região uma curva de regressão de potência nos pontos da curva experimental da integral J para determinação do J_Q , candidato a se tornar J_{Ic} . O valor de J_Q obtido será confirmado como sendo J_{Ic} se forem satisfeitas algumas condições exigidas pela norma. É necessário que tenha pelo menos um ponto experimental entre Δa_{min} e a 0,5 mm no eixo das abscissas, região A, e no mínimo cinco pontos experimentais entre 0,5 mm e 1,5 mm, região B, na região

de dados qualificados, para poder traçar a curva de regressão de potência. A equação 20 descreve a curva de regressão de potência obtida a partir da curva experimental da integral J.

$$J = C_1 \left(\frac{\Delta a}{K} \right)^{C_2} \quad (20)$$

onde:

C1 e C2 – São constantes da expressão;

K – 1,0 mm;

Δa – Variação do comprimento de trinca..

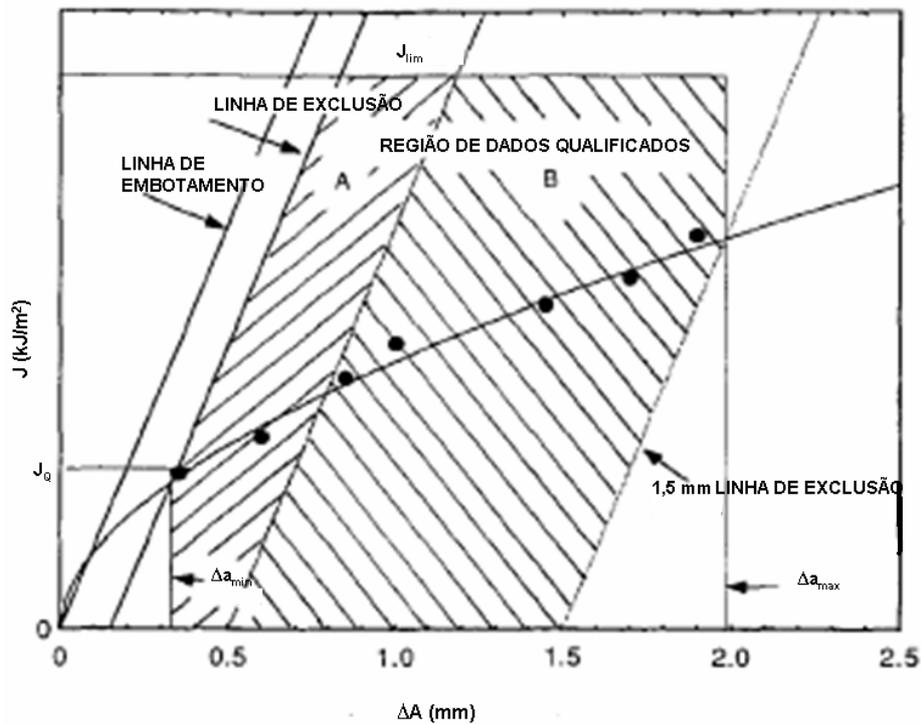


Figura 10- Curva J-R mostrando a região de dados qualificados, segundo a norma ASTM E1820 [26]

2.5.2.5. O Método de Flexibilidade no Descarregamento (“Unloading compliance”)

O método utilizado para obter a curva de resistência do material é o de flexibilidade no descarregamento (“Unloading Compliance”) que consiste no cálculo do comprimento da trinca em intervalos regulares durante o ensaio através dos descarregamentos parciais do corpo de prova e as medidas da sua

flexibilidade (“compliance”), que é o recíproco da inclinação da curva carga x deslocamento, normalizada pelo módulo de elasticidade, E, e considerando a espessura, B, do corpo de prova. O corpo de prova torna-se mais “flexível” quando a trinca cresce e este aumento da flexibilidade é então associado ao incremento da extensão dúctil da trinca, através de sucessivos ciclos de descarregamento e recarregamentos parciais que devem. Esses ciclos de descarregamento e recarregamento devem ocorrer sempre elasticamente, como exigido pelo método de flexibilidade e ilustrado na Figura 11. Observa-se na Figura 11 que o descarregamento é elástico, e o valor da flexibilidade, C_i (“compliance”) pode ser obtido e o comprimento da trinca verificado. Em cada ciclo, a carga é aumentada, limitando-se o descarregamento em até 10% da carga aplicada no ciclo correspondente. Pequenos descarregamentos, da ordem de 10% do valor da carga máxima, não afetam os resultados do ensaio, demonstrando dessa maneira, que o método de flexibilidade no descarregamento (“unloading compliance”) é eficiente para ser utilizado na determinação da curva de resistência do material [25].

As “compliances” ($C_1, C_2, C_3, C_4, \dots, C_i$) correspondentes aos pontos de descarregamentos são relacionadas à razão a/W . A norma ASTM E-1820, fornece expressões polinomiais que relacionam essa razão à flexibilidade (compliances), C_i , do corpo de prova. A razão deve estar na faixa de $0,45 \leq a/W \leq 0,7$ uma vez que a técnica não é sensível para valores de $a/W < 0,45$ [15].

Para o corpo de prova SE [B] a norma ASTM E1820 fornece a seguinte equação:

$$\frac{a_{(i)}}{W} = 0,999748 - 3,9504U_x + 2,9821U_x^2 - 3,21408U_x^3 + 51,51564U_x^4 - 113,03U_x^5 \quad (21)$$

Sendo:

$$U_x = \frac{1}{1 + \sqrt{\frac{B_e W E C_i}{S/4}}}$$

onde:

C_i é a flexibilidade elástica (“compliance”), dada por $\Delta V_x / \Delta P_i$, na seqüência de descarregamentos, V_x e P_i são respectivamente os incrementos de deslocamento e da carga correspondente;

B_e , W e S , são respectivamente: espessura, largura e distância entre os apoios de carga do corpo de prova;

E , representa o módulo de elasticidade do material.

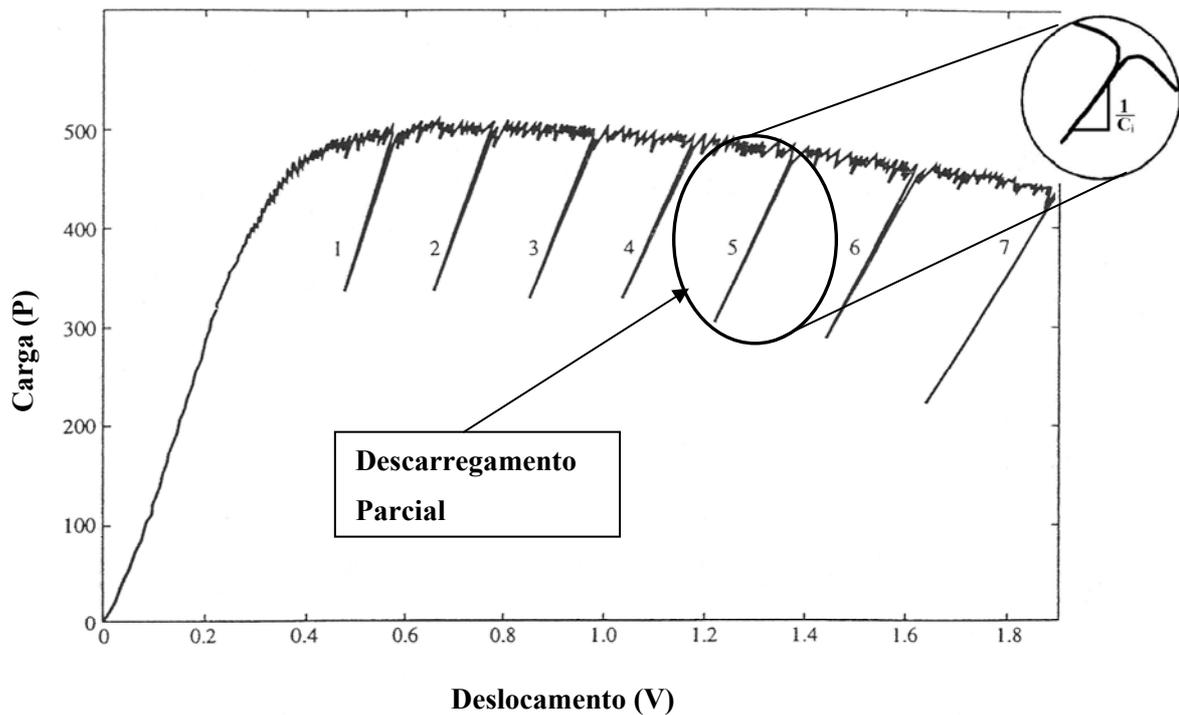


Figura 11-Diagrama Carga(P)-Deslocamento (V) com as linhas de descarregamento elástico, método da variação da Flexibilidade Elástica, C_i , para monitoração do crescimento de trinca

Os efeitos da plasticidade, característica dos metais com elevada ductilidade é uma das principais dificuldades quanto ao uso deste método. O tunelamento que surge na frente da trinca causa dois problemas: a superestimativa de J e a subestimativa dos valores de propagação dúctil de trinca (Δa).

A ocorrência de histerese (não linearidade nas linhas de descarregamento e recarregamentos parciais) pode ser causada pelo atrito entre os roletes da máquina de ensaio e o corpo de prova. Um outro local onde pode apresentar a ocorrência de histerese é na fricção entre as hastes do “clip-gage” e as facas de fixação nos

corpos de prova. Para reduzir esses efeitos, é necessário reduzir o movimento dos roletes durante o ensaio, bem como lubrificar os pontos críticos de contato ^[27].