Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”
Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá
Departamento de Mecânica

ANDRÉ FELIPE RIBEIRO MOREIRA

CARACTERIZAÇÃO DO FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÃO EM CORPOS TRINCADOS ATRAVÉS DO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS.

Guaratinguetá
2014

Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”
Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá
Departamento de Mecânica

ANDRÉ FELIPE RIBEIRO MOREIRA

CARACTERIZAÇÃO DO FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÃO EM CORPOS TRINCADOS ATRAVÉS DO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS.

Trabalho de graduação apresentado ao Conselho de Curso de Graduação em Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, como parte dos requisitos para obtenção do diploma de Graduação em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Mauro Pedro Peres

Guaratinguetá
2014

Moreira, André Felipe Ribeiro
M838c Caracterização do fator de intensidade de tensão em corpos trincados através do método dos elementos finitos./ André Felipe Ribeiro Moreira– Guaratinguetá : [s.n], 2014.
69 f. : il.
Bibliografia : f. 67-69
Trabalho de Graduação em Engenharia Mecânica – Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, 2014.
Orientador: Prof. Dr. Mauro Pedro Peres

1. Mecânica da fratura 2. Teoria das estruturas 3. Método dos elementos finitos I. Título

CDU 620.172.24

unesp UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"
CAMPUS DE GUARATINGUETÁ

ANDRÉ FELIPE RIBEIRO MOREIRA

ESTE TRABALHO DE GRADUAÇÃO FOI JULGADO ADEQUADO COMO PARTE DO REQUISITO PARA A OBTENÇÃO DO DIPLOMA DE **"GRADUADO EM ENGENHARIA MECÂNICA"**

APROVADO EM SUA FORMA FINAL PELO CONSELHO DE CURSO DE GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Prof. Dr. MARCELO SAMPAIO MARTINS
Coordenador

BANCA EXAMINADORA:

Prof. Dr. MAURO PEDRO PERES
Orientador/UNESP-FEG

Prof. Dr. JOSÉ GERALDO TRANI BRANDÃO
UNESP-FEG

Eng. RAMON MOREIRA PERES
Membro Externo

Dezembro de 2014

Dedico este trabalho à minha mãe, Ângela Maria Ribeiro, sem você nada disso seria possível.

AGRADECIMENTOS

Deus, arquiteto e engenheiro do universo, pela minha vida, muito obrigado;

à minha mãe Ângela, pela dedicação e apoio desde meu nascimento e para sempre, me ensinando e encorajando a sempre progredir com honestidade e principalmente a nunca desistir, por me definir através dos seus valores, muito obrigado;

ao meu irmão Paulo, por suportar responsabilidades quando mais foi necessário, pela disposição de sempre ajudar quando era possível ou impossível, muito obrigado;

à Camila, por me suportar como cunhado e por dar o melhor presente que nossa família já recebeu, muito obrigado;

ao Bruno, meu afilhado e sobrinho, que ainda não entende essa conquista, mas faz parte dela, muito obrigado;

à Bárbara, amiga, namorada e “parceira de crime”, pela atenção e tempo disponíveis, pelas ligações na madrugada, por sua companhia nas comemorações a cada vitória e apoio nas derrotas, pelo passado, presente e futuro, muito obrigado;

aos meus amigos Diego e Julio, minha família de sangue e sintonia, muito obrigado;

às suas respectivas esposas Rafaela e Mariana, por me aturarem de maneira exemplar, muito obrigado;

aos maiores alunos do curso de engenharia, Leandro e Daniel, e aos mais comédias, Benedito e Igor, muito obrigado;

à todos com quem compartilhei qualquer período desses longos anos, Jack, JP, Felipão, Léo, Débora, Masaki, Kelly, Thalita, Thaiane, Natália, Fábio, Daniela, Ócrinho, Maaséias, Hidalgo, Juliano, entre outros, muito obrigado;

ao melhor motorista de van do Vale do Paraíba, Carlos Badari, e a todos os integrantes desse famigerado meio de transporte, Pablo, Dói, Jody, Cidão, Will, Vanessinha, Vanessão, Paulo, Monique, Mateus, Sussarela, Sra. Raíssa, Bruno, muito obrigado;

ao sindicato formado em terras lusitanas, André, João Paulo, Paulo Victor, Hélio, Heitor e Samuel, muito obrigado;

aos meus queridos professores, em especial ao Maurinho, melhor orientador impossível, muito obrigado;

"O que sabemos é uma gota.
O que não sabemos é um oceano.”

Sir Isaac Newton

Moreira, André F. R. **Caracterização do fator de intensidade de tensão em corpos trincados através do método dos elementos finitos.** Guaratinguetá, 2014. 69 p. Monografia (Graduação em Engenharia Mecânica) - Faculdade de Engenharia, Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”.

RESUMO

A indústria em geral têm buscado materiais de alta resistência mecânica, baixa densidade, além de estabilidade térmica e resistência a corrosão. No ramo aeronáutico, por exemplo, o emprego de ligas de alumínio, como o Al 2024-T351 e o Al 7075-T7351, se tornaram essenciais. Em contrapartida, a utilização desses materiais muitas vezes não resultam em um comportamento satisfatório do componente, uma vez que a presença de trincas podem provocar a ruptura total do componente sob tensões inferiores a tensão de escoamento do material, inesperadamente. Neste trabalho, estas duas ligas de alumínio foram analisadas e corpos de prova foram modelados através do método dos elementos finitos. Além disso, foram aplicadas aos modelos dois diferentes tipos de trincas, uma central e outra lateral, uma força vertical foi aplicada para resultar em uma tensão de 70% da tensão de escoamento dos materiais analisados. Através da distribuição assintótica da tensão na região próxima a ponta da trinca foram calculados os valores dos fatores de intensidade de tensão para cada comprimento de trinca, depois de caracterizados os fatores de intensidade de tensão foram comparados graficamente com os valores de tenacidade à fratura encontrados na literatura disponível.

Palavras-chave: Mecânica da fratura, análise estrutural, fator de intensidade de tens tenacidade à fratura, método dos elementos finitos.

Moreira, André F. R. **Characterization of the stress intensity factor in cracked bodies through the finite element method.** Guaratinguetá, 2014. 69 p. Monograph (Graduate in Mechanical Engineering) – Engineering Faculty, Campus of Guaratinguetá, São Paulo State University "Júlio de Mesquita Filho".

ABSTRACT

The industry generally has sought materials with high mechanical resistance, low density, thermal stability and corrosion resistance. In the aerospace industry, for example, the use of aluminum alloys, such as Al 2024-T351 and Al 7075-T7351, have become essential. However, the use of these materials often do not resulted in a satisfactory performance of the component, since the presence of cracks can cause total rupture of the component, even with a tension below the yield stress of the material, unexpectedly. In this work, these aluminum alloys were analyzed and samples were modeled by the finite element method. Moreover, in the models were applied two different types of cracks, central and edge crack, a vertical force was applied to result in a tension 70% of the yield stress of the material analyzed. Through stress asymptotic distribution in the region near the crack tip were calculated the values of the stress intensity factors for each crack length, after the stress intensity factors characterized were compared graphically with the values of fracture toughness found in the available literature.

Keywords: Fracture mechanics, structural analysis, stress intensity factor, fracture toughness, finite elements method.

LISTA DE FIGURAS

LISTA DE TABELAS

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO

1.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS

Segundo Pastoukhov e Voorwald (1995), na indústria moderna é maior a responsabilidade na previsão de falha estrutural. Nesse sentido, a utilização da Mecânica da Fratura colabora para que os engenheiros e projetistas possam selecionar adequadamente o material e sua forma para cada tipo de aplicação.

A falha de um componente mecânico estrutural ocorre quando este já não executa de maneira satisfatória suas funcionalidades projetadas, de maneira geral, quando ele não suporta o carregamento ou os esforços ao qual está submetido. Esse fenômeno pode surgir de inúmeras maneiras, ruptura total ou parcial, desgaste excessivo, deformação instável e demasiada, ou seja, perda da estabilidade estrutural. Segundo Broek (1986), o número de pessoas mortas por acidentes ferroviários na Grã Bretanha foi na ordem de duzentas pessoas por ano durante o período 1860-1870, sendo a maioria desses acidentes causados por falhas nas rodas, eixos das locomotivas ou trilhos da ferrovia.

A indústria aeronáutica assumiu posição de liderança na pesquisa e desenvolvimento de materiais com alta resistência mecânica e baixa densidade, com o objetivo de reduzir o peso estrutural das aeronaves. Nesse ponto destacam-se as ligas de alumínio, que pelo endurecimento por precipitação possuem uma excelente relação resistência/peso. Atualmente mais de 70% do das estruturas aeronáuticas são construídas com ligas de alumínio de alta resistência, entre as principais estão as ligas 7075 e 2024, consideradas básicas, por serem utilizadas como ligas de referências para o desenvolvimento de novos materiais, segundo Pastoukhov e Voorwald (1995). Nesse sentido a utilização de métodos computacionais, como o método dos elementos finitos, para auxiliar no projeto de componentes estruturais e prevenção de falhas se tornou essencial para o desenvolvimento industrial, tendo em vista a preservação de vidas humanas e a minimização de danos estruturais. Apoiado na teoria da mecânica da fratura linear elástica e nessas premissas, é que se baseiam as atividades deste trabalho de graduação.

1.2 OBJETIVOS

Este trabalho de graduação tem como objetivo principal corroborar para a utilização do método de elementos finitos para a caracterização do fator de intensidade de tensão em corpos trincados, principalmente de componentes mecânicos sujeitos à carga de tração. Através da determinação das tensões ao longo do eixo de crescimento da trinca em uma placa metálica, assumindo a distribuição do campo de tensões assintóticos na região próxima a ponta da trinca e utilizando os fatores geométricos desenvolvidos por Feddersen e Brown irão ser caracterizados os fatores de intensidade de tensão. Dessa maneira, com a caracterização do fator de intensidade de tensão, torna-se possível a prevenção e redução de fraturas mecânicas inesperadas.

Para isso algumas etapas foram pré estabelecidas:

i. Seleção dos materiais.
ii. Construção dos modelos de elementos finitos.
iii. Análise estática linear.
iv. Análise assintótica das tensões na região próxima a ponta da trinca.
v. Consolidação dos resultados e discussão.

1.3 APRESENTAÇÃO

Neste trabalho, após a introdução realizada no capítulo 1, é apresentada no capítulo 2 a revisão bibliográfica, referente à Mecânica da Fratura Linear Elástica.

No capítulo 3 são apresentados os materiais utilizados, além da geometria dos corpos de prova e trincas, assim como os métodos de solução empregados.

Depois são mostrados no capítulo 4, os resultados e suas referentes discussões. Finalmente, no capítulo 5 são apresentadas as conclusões deste trabalho de graduação.

No capítulo 6 são apresentadas as referências bibliográficas.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 INTRODUÇÃO À MECÂNICA DA FRATURA

As primeiras contribuições teóricas no campo da mecânica da fratura, ocorreram no século XV, através dos estudos de Leonardo Da Vinci em fios metálicos com o objetivo de medir a resistência mecânica analisando o tamanho da trinca nesses materiais. Os resultados obtidos, mesmo que qualitativos, resultaram na conclusão de fios maiores significavam uma maior probabilidade de conter um defeito, ou seja, trincas no material se relacionam diretamente com a resistência mecânica do componente.

Foi apenas cinco séculos depois que os primeiros resultados quantitativos surgiram. Em 1907, Wieghardt desenvolveu uma pesquisa responsável pela detecção da existência de singularidade das tensões em problemas de propagação de trincas, fornecendo a solução para essa questão (SATO, 2009).

Por bastante tempo, os estudos relacionados com a determinação da resistência dos materiais tiveram seu fundamento na teoria da elasticidade. Em 1913, Inglis tomando por base este fundamento, analisou uma placa bidimensional submetida a um carregamento uniforme e que contém um furo elíptico. Assim obteve-se uma expressão para a tensão máxima na extremidade do maior eixo da elipse, em função da geometria da falha e do carregamento aplicado (BROEK, 1986).

Finalmente em 1920, Griffith conduziu uma pesquisa na qual se aplicou uma análise de tensão do mesmo furo elíptico a uma propagação instável de trinca. Usando a Primeira Lei da Termodinâmica, Griffith foi capaz de formular uma teoria que resolvia o problema ao fazer uso de um simples balanço de energia – a base da teoria moderna. Desta forma Griffith relacionou a propagação da trinca não apenas com a tensão aplicada na estrutura e com o comprimento da falha, mas também com as propriedades do material, introduzindo o critério energético.

Após o término da Segunda Guerra Mundial, a teoria de Griffith foi expandida por outros pesquisadores da área, entre eles, o líder do grupo de estudo de Mecânica da Fratura do Laboratório de Pesquisa Naval americano, o Dr. G. R. Irwin. A primeira grande contribuição do pesquisador americano foi aplicar a abordagem vista no Método de Griffith aos metais, incluindo a dissipação de energia da deformação plástica local ao balanço energético proposto anteriormente. Nesse mesmo período vale citar as contribuições de outros pesquisadores, como Orowan e Mott, cujos trabalhos são citados com mais detalhes em Anderson (1995).

Posteriormente, Irwin aproveitou um artigo publicado por Westergaard em 1938 para mostrar que os deslocamentos e as tensões próximas à ponta da trinca estavam relacionados por uma única constante; tal parâmetro ficou conhecido posteriormente como fator de intensidade de tensão.

Portanto, a base da mecânica da fratura fundamenta-se em dois critérios principais:

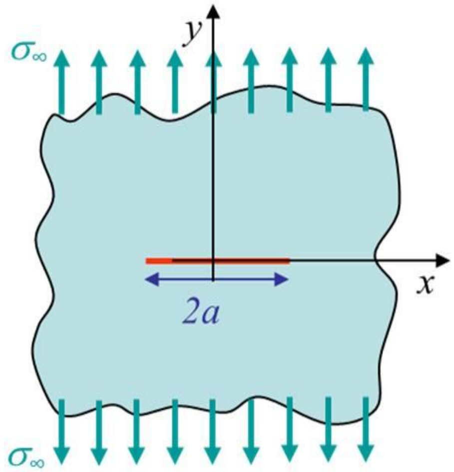
i. O critério energético de Griffith;
ii. O critério do fator de intensidade de tensões de Irwin;

As aproximações de Griffith e Irwin se destacaram como um passo importante no desenvolvimento teórico da Mecânica da Fratura, sendo a evolução e desenvolvimento dessas teorias de extrema importância para a compreensão de conceitos básicos da engenharia.

2.1.1 O critério energético de Griffith.

O modelo de fratura de um corpo com trinca considerado por A. Griffith, em 1920, consiste em uma placa infinita sujeita a uma tensão uniforme aplicada remotamente. Supôs também uma trinca passante de comprimento definido, como aparece na figura abaixo (JANSSEN, 2004).

Figura 1: Placa infinita com trinca passante e tensão remota constante.



Fonte: (JANSSEN, 2004)

Na região diretamente acima e abaixo da trinca, as tensões na direção do carregamento irão diminuir significativamente e irão tender a zero ao longo dos lados da trinca. Consequentemente à introdução da trinca ocorrem mudanças na energia de deformação elástica armazenada na placa. Pode-se estimar aproximadamente essa mudança assumindo que em uma área de formato circular de raio a em torno da trinca em que a tensão se tornou nula ou igual a zero enquanto o restante da placa continua com a mesma tensão aplicada anteriormente. Neste caso, a energia elástica na placa terá diminuído de uma quantidade igual ao volume de material sem tensão da configuração e energia elástica inicial por unidade de volume.

Assumindo um comportamento linear elástico do material, módulo de Young E, a mudança de energia elástica seria:

$$\pi a^2 \cdot \frac{\sigma^2}{2E} = \frac{1}{2}\frac{\pi a^2 \sigma^2}{E} \tag{2.1}$$

Obviamente, esse modelo se trata apenas de uma aproximação tendo em vista que o campo de tensões se torna não homogêneo próximo a ponta da trinca. Griffith usou as análises desenvolvidas por Inglis para demonstrar que para uma placa infinita a alteração da energia elástica na realidade é dada por:

$$U_a = -\frac{\pi a^2 \sigma^2}{E} \tag{2.2}$$

Onde, U_a, é a energia de deformação elástica de uma placa, causada pela introdução de uma trinca com comprimento 2a. O sinal negativo demonstra que essa alteração diminui a energia elástica.

A introdução da trinca necessita de uma quantidade de energia. Griffith assumiu que para materiais infinitamente frágeis, ou idealmente frágeis, essa quantidade ocorreria na forma de energia superficial do corpo. Uma trinca com comprimento 2a em uma placa envolve a criação de uma área superficial de trinca igual a 2·(2a) = 4a, levando a um aumento de energia superficial de:

$$U \ = 4a \cdot \ _{e} \tag{2.3}$$

Onde, U é energia superficial devido à introdução de uma trinca com comprimento 2a e $_{e}$ é a energia superficial elástica por unidade de área.

Griffith postulou que a trinca se propagará quando a energia potencial diminuir. Considerando a energia superficial como uma parte da energia potencial. Na prática a energia envolvida na criação da superfície da trinca não será reversível por uma série de fatores e rigorosamente analisando, essa energia não faz parte da energia potencial. No entanto, se apenas a propagação da trinca for considerada, a irreversibilidade da energia superficial não é relevante. Portanto, para uma placa real com dimensões finita e energia total U. Quando ocorre a presença de uma trinca, a energia assume:

$$U = U_o + U_a + U_\gamma - F \tag{2.4}$$

Onde, U_o é a energia total da placa e do sistema de cargas antes da introdução da trinca, possui um valor constante. E F é o trabalho realizado pelo sistema de carregamento durante a introdução da trinca.

Finalmente, Griffith considerava que a propagação instável da trinca ocorre se a energia de deformação elástica U_a, ou energia disponível, for maior que a energia superficial U , ou energia requerida.

$$\frac{\pi\sigma^2 a}{E} > 2\gamma_e \tag{2.5}$$

2.1.2 O critério do fator de intensidade de tensões de Irwin.

Irwin designou o lado esquerdo da equação (2.5) como a taxa de liberação de energia, G, representando a energia por unidade de nova área de trinca que está disponível para crescimento infinitesimal. O lado direito da equação (2.5) representaria o aumento da energia superficial por unidade de nova área de trinca que ocorreria devido ao crescimento infinitesimal da trinca e é designado por resistência à trinca, R. Disso resulta que G deve ser maior que R antes que crescimento da trinca ocorra. Se R é uma constante, isso significa que G deve exceder um valor crítico, G_c, também constante para que a fratura ocorra (JANSSEN,2004).

$$G = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} > G_c = R = 2\gamma_e \tag{2.6}$$

O valor crítico G_c pode ser determinado medindo a tensão crítica σ_c requisitada para fraturar uma placa com uma trinca de tamanho 2a ou medindo o tamanho crítico de trinca $2a_c$, necessária para fraturar uma placa carregada com uma tensão σ.

Em 1948, Irwin sugeriu que a teoria de Griffth para um material frágil ideal poderia ser modificada e aplicada para outros tipos de materiais, como por exemplo, metais que apresentam uma deformação plástica. Uma modificação semelhante foi proposta por Orowan. A modificação reconheceu que a resistência à propagação de trinca de um certo material é determinada pela soma da energia superficial elástica, $_e$, e o trabalho de deformação plástica, $_p$, ambos por unidade de área, que acompanham o crescimento da trinca. Consequentemente, nesse caso a resistência à trinca pode ser escrita como,

$$R = 2(\gamma_e + \gamma_p) \tag{2.7}$$

Embora a modificação Irwin inclua um termo de energia plástica, essa abordagem para a propagação da trinca ainda se limita a definir as condições requeridas para instabilidade para uma trinca com ponta idealmente afiada, ou seja, com raio de ponta igual a zero. Essa abordagem também apresenta problemas complexos para muitas situações práticas, especialmente para o lento e estável crescimento de uma trinca.

2.2 MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA (MFLE)

A partir da metade do século XX começaram a surgir várias estruturas soldadas em substituição as tradicionais estruturas rebitadas. Esta nova era baseada apenas em estruturas soldadas foi responsável por uma série de falhas estruturais, historicamente registradas. Um exemplo clássico foram os navios americanos da classe "LIBERTY" utilizados durante a segunda guerra mundial. Dentre os 2500 navios desta classe quase 850 experimentaram sérios danos nos seus cascos, sendo que 145 partiram em dois durante o inverno do Mar do Norte (JANSSEN, 2004). O foco da Mecânica da Fratura é desenvolver soluções quantitativas para problemas específicos no que se diz respeito à trincas em elementos estruturais.

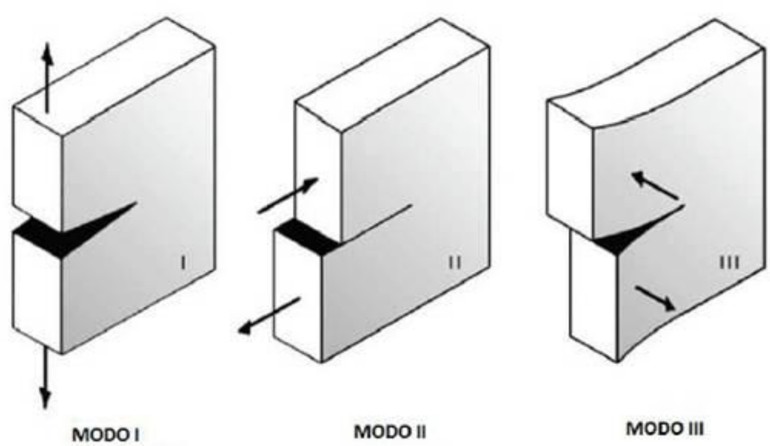
Os estudos sobre G e K realizados por Griffth e Irwin, referenciados anteriormente, forneceram as bases para o desenvolvimento da mecânica da fratura linear elástica. Isso porque a forma da distribuição de tensões em torno e próxima a ponta da trinca será sempre o mesmo. Assim testes em modelos com a forma e carregamento adequados podem ser utilizados para caracterizar K_c, tornando possível determinar a tolerância às trincas de uma estrutura real sob dadas condições. Além disso, os materiais podem ser comparados quanto à sua utilidade em situações em que é possível fratura (JANSSEN, 2004).

2.2.1 Conceitos básicos.

A hipótese da mecânica dos sólidos em relação a superposição de carga estática, permite considerar os campos de tensão e de deformação como uma função linear dos campos, correspondentes aos modos principais, ou puros, de carregamento. Todos os sistemas de tensões na vizinhança da ponta da trinca pode ser dividido entre os três tipos básicos, cada um deles associado com um modo local de deslocamento da superfícies da trinca.

Determinada tensão normal resulta em uma trinca de tração normal, ou Modo I, onde o deslocamento das superfícies da trinca são perpendiculares ao plano da trinca, ou ainda, as superfícies da trinca são separadas por forças normais ao plano da trinca. Se ocorrer o deslizamento das superfícies da trinca sob forças normais à frente da trinca, trata-se de uma trinca de cisalhamento plano, ou Modo II, o deslocamento das superfícies da trinca ocorre no plano da trinca e perpendicular à borda principal da trinca. No entanto, se ocorrer um deslizamento das superfícies da trinca sob forças paralelas à frente da trinca, trata-se uma trinca de cisalhamento anti plano, ou Modo III, o deslocamento das superfícies da trinca ocorre no plano da trinca e paralela à borda principal da trinca. O Modo I é tecnicamente o mais importante, por ser o mais encontrado nos elementos estruturais e caracterizado pelos menores valores críticos de carregamento.

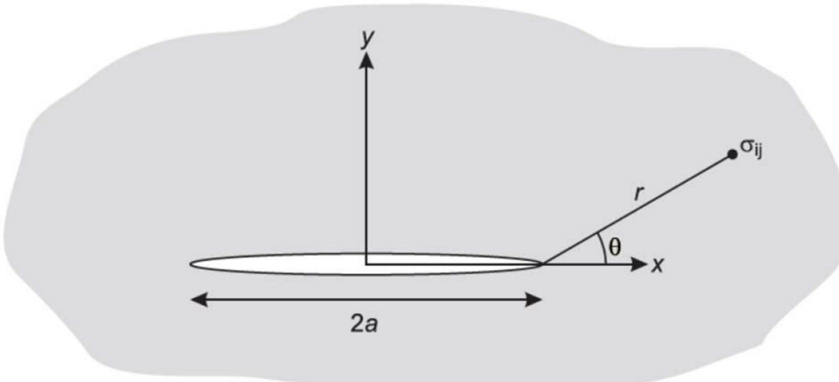
Figura 2: Os três modos de deslocamento superficial de uma trinca.



Fonte: (Janssen, 2004)

2.2.2 Distribuição do campo assintótico de tensão em corpo com trinca.

Figura 3: Tensões em um ponto à frente da ponta da trinca.



Fonte: (Janssen, 2004)

O trabalho para solucionar a distribuição dos campos assintóticos de tensão e deslocamento está ligado a dificuldades matemáticas essenciais e demanda a utilização de métodos sofisticados, frequentemente matemáticos, perfeitamente descritos por Janssen (2004), Broek (1986) e Pastoukhov (1995).

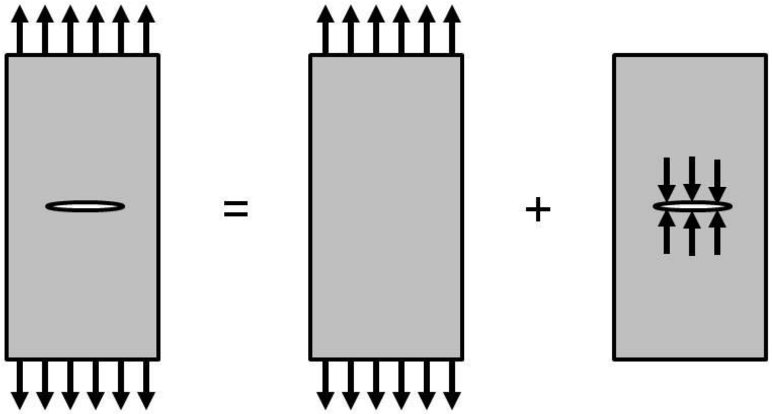
i. Tração (Modo I)

O problema de contorno, para um corpo com trinca submetida à tração, é o mais importante na mecânica linear da fratura e também tem vários caminhos que nos levam à solução. Será considerado o método clássico da análise complexa.

O número de variáveis independentes no problema plano é maior do que no problema anti plano. Apenas um componente do deslocamento, três componentes da tensão e três componentes da deformação são iguais a zero ou dependentes linearmente.

Utilizando o princípio da superposição, podemos substituir o problema considerado por dois problemas mais simples, indicados a seguir:

Figura 4: Método de superposição para trinca do Modo I.



Fonte: (Pastoukhov, 1995)

a) a tração do corpo infinito sem trinca exercia pela tensão externa $p(x_1)$;

b) a deformação do plano com corte, exercida pela tensão $-p(x_1)$ aplicada na sua superfície;

A solução do primeiro problema é a elementar:

$$\sigma_{12} = 0; \qquad \sigma_{22} = p(x_1) \qquad u_2 = x_2 \cdot p(x_1)/E\,; \tag{2.8}$$

As condições de contorno para o segundo problema são:

$$\sigma_{12} = 0; \qquad \sigma_{22} = -p(x_1); \qquad (x_2 = 0, |x_1| \leq l); \tag{2.9}$$

De acordo com estas condições, com a simetria do corpo e carga relativa à linha da trinca, pode-se considerar que $\sigma_{12} = 0$ ($x_2 = 0$). As condições no infinito refletem o amortecimento das tensões:

$$\sigma_{12} \rightarrow 0 \qquad \sigma_{22} \rightarrow 0 \tag{2.10}$$

A formulação complexa do problema plano de contorno é apresentada pelas fórmulas de Kolosov-Muskhelishvili (1953). Umas das três equações de equilíbrio ficou obedecida automaticamente. As três componentes independentes da tensão obedecem às outras duas equações, no caso de serem apresentadas pelas duas funções complexas na seguinte forma:

$$\sigma_{11} + \sigma_{22} = 4\mathrm{Re}[\varphi'(z)]; \bar{z}\sigma_{22} - \sigma_{11} + 2i\sigma_{12} = 2[\varphi\ \ (z) + \Psi'(z)] \tag{2.11}$$

As componentes do deslocamento satisfazem à equação

$$2\mu(u_1 + u_2) = \kappa\varphi(z) - z\overline{\varphi\ \ (z)} - \overline{\Psi(z)} \tag{2.12}$$

A barra acima marca as funções complexas conjugadas, sendo κ = 3 - 4ν na tensão plana e κ = (3- ν) / (1+ ν) na deformação plana.

Em razão da $\sigma_{12} = 0$ em todo o eixo x_1, a segunda equação de (2.11) pode ser representada para $x_2 = 0$ como:

$$\mathrm{Im}[\bar{z}\varphi\ \ (z) + \Psi'(z)] = 0 \tag{2.13}$$

A equação (2.13) é obedecida automaticamente se as funções φ'(z) e Ψ'(z) forem expressas por uma função $Z_1(z)$, da seguinte forma:

$$\varphi'(z) = Z_1(z)/2\,; \qquad \Psi'(z) = -z\,Z_1'(z)/2\,; \tag{2.14}$$

Realmente, substituindo (2.14) em (2.13) tem-se:

$$2\mathrm{Im}[\bar{z}\varphi\ \ (z) + \Psi'(z)] = -ix_2\big(\mathrm{Re}Z_1'(z) + i\mathrm{Im}Z_1(z)\big) \equiv 0 \quad (x_2 = 0) \tag{2.15}$$

Desse modo, o problema é formulado pela única função $Z_1(z)$, que determina as componentes da tensão:

$$\sigma_{11} = \mathrm{Re}Z_1 - x_2\mathrm{Im}Z_1'; \quad \sigma_{22} = \mathrm{Re}Z_1 + x_2\mathrm{Im}Z_1'; \quad \sigma_{12} = -x_2\mathrm{Re}Z_1'; \tag{2.16}$$

Utilizando denotação, $Z_2(z) = \int Z_1(z)dz$, as funções $\varphi(z)$ e $\Psi(z)$ expressam-se como:

$$\varphi(z) = Z_2(z)/2\,; \qquad \Psi(z) = -\big(zZ_1(z)\big)+Z_2(z)/2\,; \tag{2.17}$$

Então, as componentes do deslocamento podem ser expressas por:

$$\begin{aligned} 2\,\mu\,u_1 &= (\kappa - 1)\mathrm{Re}\,Z_2(z)/2 - x_2\mathrm{Im}Z_1; \\ 2\,\mu\,u_2 &= (\kappa + 1)\mathrm{Im}\,Z_2(z)/2 - x_2\mathrm{Re}Z_1; \end{aligned} \tag{2.18}$$

As condições de contorno para Z_1, seguindo (2.9), (2.11) e (2.12), são:

$$\mathrm{Re}Z_1 = -p(x_1) \qquad (x_2 = 0, |x_1| \leq l) \tag{2.19}$$

A análise de determinação da função holomorfa $\varphi(z)$, fornece:

$$Z_1 = \frac{1}{\pi\sqrt{z^2-l^2}}\int_{-l}^{l}\frac{p(x_1)\sqrt{l^2-x_1{}^2}}{z-x_1}\,dx_1 \tag{2.20}$$

O comportamento assintótico próximo da ponta da trinca é descrito em coordenadas polares $z - l = re^{i\theta}$ ($l >> r \rightarrow 0$) por:

$$Z_1 = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi(z-l)}} + \cdots \tag{2.21}$$

Onde K_I é um fator de intensidade de tensão, que dependendo da distribuição da carga externa e do comprimento da trinca:

$$K_I = \frac{1}{\sqrt{\pi l}}\int_{-l}^{l} p(x_1)\,\frac{\sqrt{l+x_1}}{l-x_1}\,dx_1 \tag{2.22}$$

Para a distribuição uniforme ($p(x_1) = p =$ constante), chega-se à simples equação:

$$K_I = p\sqrt{\pi l} \tag{2.23}$$

Assim, os fatores de intensidade de tensão, para muitos tipos geométricos dos elementos estruturais com trincas são representados na forma do tipo (2.23) acrescida por um fator corretivo. Esse fator pode ser aproximado pelas funções elementares ou dado em tabelas. Finalmente, tem-se os campos assintóticos para componentes de tensão e deslocamento:

$$\sigma_{11} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right)\left[1 - \operatorname{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right)\operatorname{sen}\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right]$$

$$\sigma_{22} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right)\left[1 + \operatorname{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right)\operatorname{sen}\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right]$$

$$\sigma_{12} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \operatorname{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right)\cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \tag{2.24}$$

$$u_1 = \frac{K_I}{\mu}\sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right)\left[\frac{\kappa - 1}{2} + \operatorname{sen}^2\left(\frac{\theta}{2}\right)\right]$$

$$u_2 = \frac{K_I}{\mu}\sqrt{\frac{r}{2\pi}} \operatorname{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right)\left[\frac{\kappa + 1}{2} - \cos^2\left(\frac{\theta}{2}\right)\right]$$

As componentes de tensão e deformação têm a singularidade do tipo $e^{-1/2}$ e as componentes de deslocamento têm a tendência a zero na ponta da trinca como $r^{1/2}$.

2.2.3 Placas finitas.

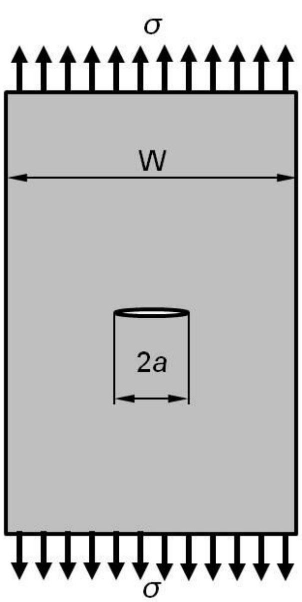
A solução para o fator de intensidade de tensão, resultado da distribuição assintótica das tensão, descrita no item 2.2.2 é válida restritamente para uma placa infinita. A geometria de elementos estruturais de tamanho finito tem um grande efeito no campo de tensões na ponta da trinca, e as expressões para o fator de intensidade de tensão necessitam ser modificadas com a multiplicação de um fator corretivo para viabilizar sua utilização em problemas práticos. Uma forma geral para tal expressão modificada é dada por:

$$K = \sigma\sqrt{\pi a} \cdot f(a/W) \tag{2.25}$$

Onde, f(a/W) é uma função adimensional, também denominada fator geométrico. Em casos reais desconhecidos, esse fator deve ser determinado através de análises de tensões. A grande maioria dessas expressões foram obtidas por métodos aproximação numérica.

i. Trinca central

Figura 5: Exemplo de placa finita com trinca central.



Fonte: (JANSSEN, 2004)

Existem inúmeras equações para o fator geométrico para esse tipo de trinca. Irwin obteve a equação (2.26) analiticamente para uma sequência de trincas colineares com espaçamento de W em uma placa infinita. Desde que *a*/W seja suficientemente pequeno, pode ser considerada uma boa aproximação para uma placa finita com trinca central, atingindo precisão em torno de 5% para *a*/W ≤ 0,25.

$$f_{Irwin} = \sqrt{\frac{W}{\pi a}\tan\left(\frac{\pi a}{W}\right)} \tag{2.26}$$

Uma virtual solução numérica exata foi obtida por Isida. No entanto, por se tratar de uma série de potência muito complexa, foi simplificada por Brown para um polinômio com quatro termos, com precisão de 0,5% para *a*/W ≤ 0,35, como mostrado a seguir:

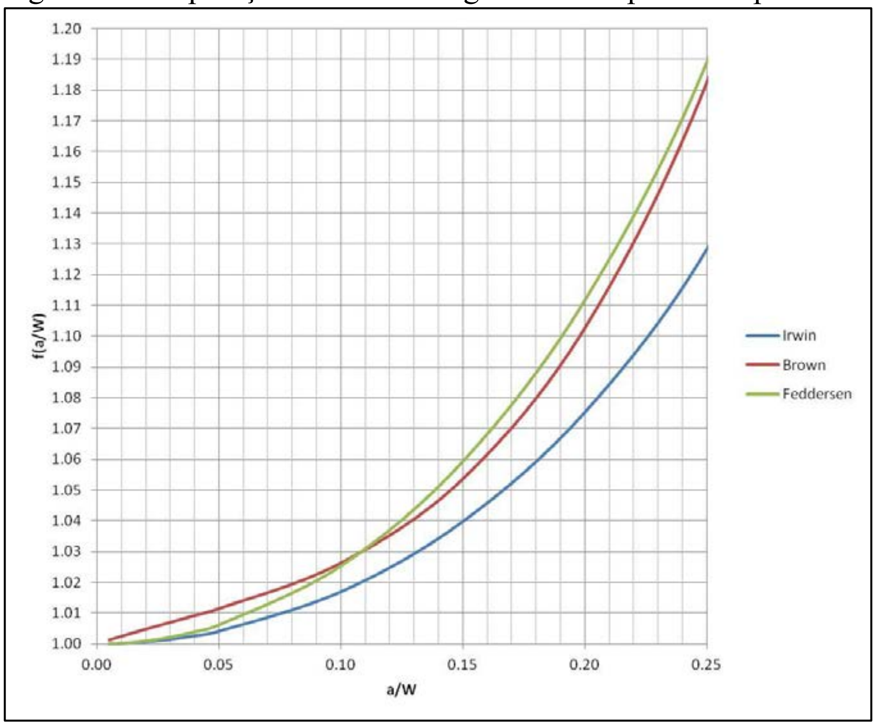
$$f_{Brown} = 1 + 0.256\left(\frac{a}{W}\right) - 1.152\left(\frac{a}{W}\right)^2 + 12.200\left(\frac{a}{W}\right)^3 \tag{2.27}$$

Um outro, fator de correção, puramente empírico, deve-se a Feddersen. Como uma aproximação dos resultados obtidos por Isida, ele sugeriu que:

$$f_{Feddersen} = \sqrt{\sec\left(\frac{\pi a}{W}\right)} \tag{2.28}$$

Essa expressão extremamente simples tem uma precisão de 0,3% para *a*/W ≤ 0,35.

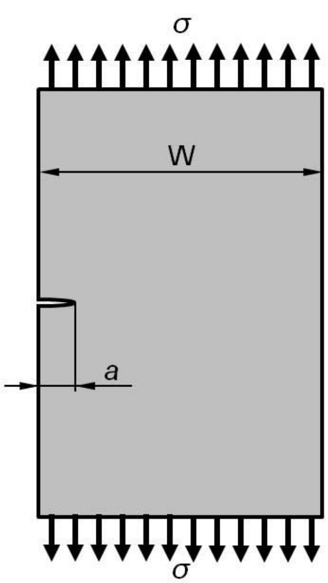
Figura 6: Comparação entre fatores geométricos para uma placa finita com trinca central.



Fonte: Adaptado do (JANSSEN, 2004)

ii. Trinca lateral

Figura 7: Exemplo de placa finita com trinca lateral ou trinca na borda.



Fonte: (JANSSEN, 2004)

Na placa finita com trinca lateral, diferentemente da placa finita com trinca central, não atuam forças compressivas de fechamento da trinca, devido a assimetria da geometria da falha. Por essa razão, para um mesmo comprimento de trinca a e tensão σ, a placa com trinca lateral apresentará uma maior abertura da trinca na borda do que a placa com trinca central apresentará no meio. Portanto, há um efeito de aumento de tensão da borda livre. Esse efeito têm sido estimado em torno de 12%. Para trincas mais longas, em geral, a geometria finita resulta em um aumento na tensão. Além disso para esse tipo de fratura, o fator geométrico deve considerar tanto a borda livre como a geometria finita. O que se reflete na expressão obtida por Brown:

$$f_{Brown} = 1.122 - 0.231\left(\frac{a}{W}\right) + 10.550\left(\frac{a}{W}\right)^2 - 21.710\left(\frac{a}{W}\right)^3 + 30.382\left(\frac{a}{W}\right)^4 \qquad (2.29)$$

Com uma precisão de 0,3% para $a/W \leq 0{,}60$.

2.3 PLASTICIDADE NA PONTA DA TRINCA

2.3.1 Introdução

Na seção 2.2.2, foram demonstradas as equações (2.24) para descrever a distribuição dos campos de tensões para a vizinhança na ponta da trinca. O resultado dessas equações, é que a tensão tende ao infinito na ponta da trinca, criando um ponto de singularidade, pois essa solução é determinada para uma trinca com valor de raio na ponta da trinca igual a zero.

Obviamente, na prática, o raio na ponta da trinca nunca atingirá esse valor e isso limitará a tensão na ponta da trinca. Ainda mais importante, os materiais metálicos estruturais se deformam plasticamente quando a tensão atinge um valor superior ao limite de escoamento do material e na realidade ocorrerá uma zona plástica nas redondezas da ponta da trinca caso as tensões atinjam essa magnitude.

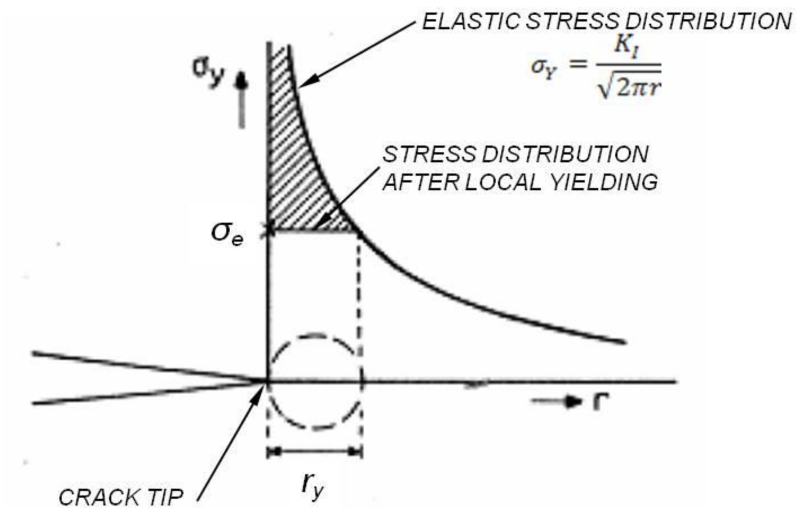
Ao longo do eixo da trinca, $\theta = 0$, e com a expressão (2.24):

$$\sigma_y = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi x}} \tag{2.30}$$

Substituindo σ_y pelo limite de escoamento na equação, pode ser estimada a distância r_y sobre a qual o material sofre deformação plástica à frente da ponta da trinca:

$$r_y = \frac{1}{2\pi}\left[\frac{K_I}{\sigma_e}\right]^2 \tag{2.31}$$

Figura 8: Primeira aproximação para o zona plástica na ponta da trinca



Fonte: (JANSSEN, 2004)

2.3.2 O tamanho da zona plástica conforme Irwin

As análises de Irwin do tamanho da zona plástica tentou explicar o comportamento das tensões na proximidade da ponta da trinca, refutando a ideia de simplesmente descartar as tensões acima da tensão de escoamento.

Para realizar essas análises, foram necessárias algumas restrições:

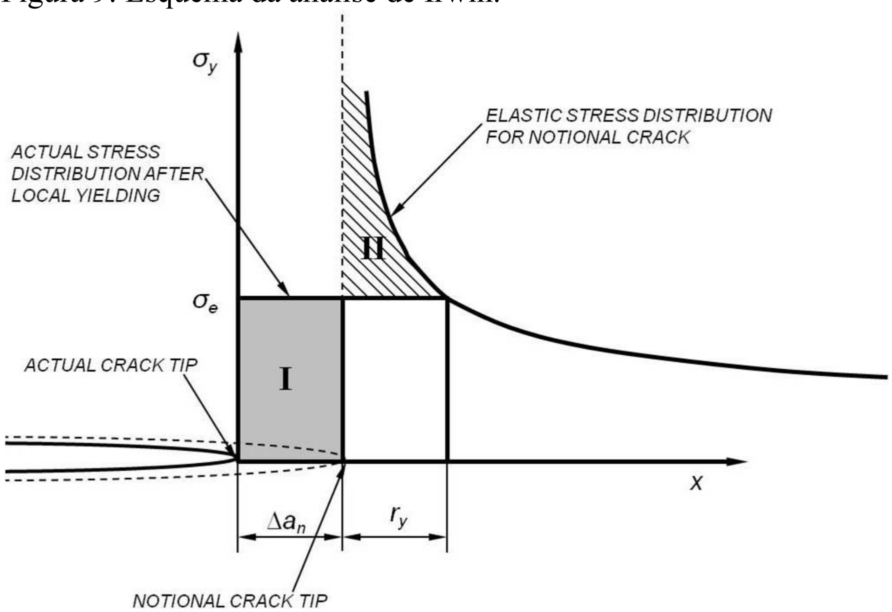
i. O formato da zona plástica é considerado circular.
ii. Apenas a direção ao longo do eixo da trinca foi analisada.
iii. O comportamento do material é considerado perfeitamente elástico.

iv. Um estado de plano de tensões é considerado.

Irwin constatou com suas análises que a ocorrência de uma zona plástica fez com que as trincas se comportassem como se possuíssem um comprimento maior do que seu tamanho real.

Segundo Janssen (2004), Irwin equacionou uma redistribuição das tensões na zona plástica, abaixo da tensão de escoamento, região I, igualando com a distribuição de tensões na região II, acima da tensão de escoamento, como mostra a figura:

Figura 9: Esquema da análise de Irwin.



Fonte: (JANSSEN, 2004)

Com essas considerações foi possível demonstrar que,

$$\sigma_e \cdot \Delta a_n = \int_0^{r_y} \frac{\sigma\sqrt{\pi(a+\Delta a_n)}}{\sqrt{2\pi}} \frac{dr}{\sqrt{r}} = \frac{2\sigma\sqrt{a+\Delta a_n}}{\sqrt{2}} \sqrt{r_y} \tag{2.32}$$

Ou,

$$\sigma_e \cdot (\Delta a_n + r_y) = \int_0^{r_y} \frac{\sigma\sqrt{\pi(a+\Delta a_n)}}{\sqrt{2\pi}} \frac{dr}{\sqrt{r}} = \frac{2\sigma\sqrt{a+\Delta a_n}}{\sqrt{2}} \sqrt{r_y} \tag{2.33}$$

Para uma trinca com comprimento $a + \Delta a_n$,

$$r_y = \frac{1}{2\pi}\left(\frac{K_I}{\sigma_e}\right)^2 = \frac{\sigma^2}{2{\sigma_e}^2}(a + \Delta a_n) \tag{2.34}$$

Que foi utilizado para substituir a expressão $\sigma\sqrt{a + \Delta a_n}$ na equação (2.33).

Portanto,

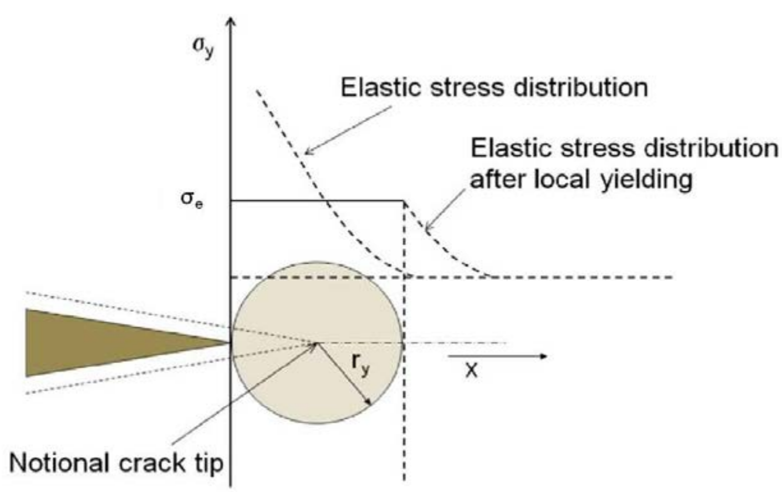
$$\sigma_e \cdot (\Delta a_n + r_y) = \frac{2\sigma_e\sqrt{2r_y}\sqrt{r_y}}{\sqrt{2}} \tag{2.35}$$

Finalmente resulta na expressão,

$$\Delta a_n + r_y = 2r_y \tag{2.36}$$

Os resultados das análises de Irwin demonstram que o diâmetro da zona plástica na região da ponta da trinca obtido é duas vezes maior que sua primeira aproximação.

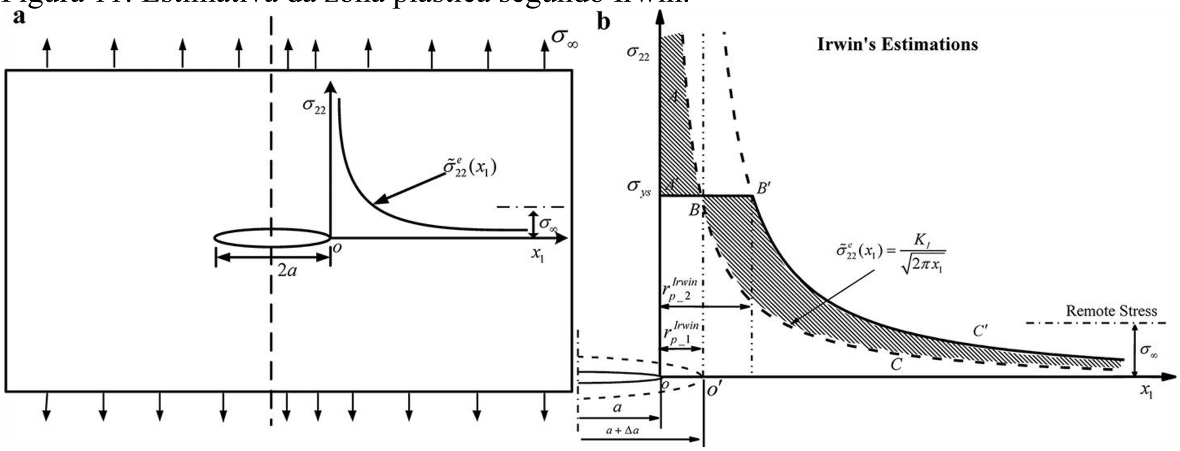
Figura 10: Tamanho da zona plástica segundo Irwin.



Fonte: (JANSSEN, 2004)

A distribuição de tensões elásticas caracterizadas pelo fator de intensidade de tensão assume o lugar da tensão de escoamento até a distância $2r_y$ à frente da ponta da trinca. Sendo assim, o fator de intensidade de tensão caracteriza tanto o tamanho da zona plástica como o as tensões e deformações fora da zona plástica. Por essas características a abordagem através do fator de intensidade de tensão foi escolhida para ser utilizada para relacionar o comportamento da trinca para a prevenção de fraturas.

Figura 11: Estimativa da zona plástica segundo Irwin.



Fonte: (SANFORD, 2003)

3 MATERIAS E MÉTODOS

3.1 INTRODUÇÃO AO ALUMÍNIO

Inicialmente obtido em laboratório, a produção de alumínio em escala industrial somente foi possível a partir de 1886, quando Charles Martin Hall, nos Estados Unidos, e Louis Toussaint Héroult, na França, obtiveram o metal puro a partir da dissolução eletrolítica de óxido de alumínio (alumina), em banho de criolita. O processo Hall-Héroult, como é conhecido, ainda é o principal processo de produção de alumínio. Anos mais tarde, a necessidade de fabricar produtos mais leves e resistentes impulsionou a indústria do alumínio durante a primeira guerra mundial e, desde então, tem ocupado uma posição mundial altamente estratégica, ao suprir com metal praticamente todos os setores da economia. No Brasil esta história teve início com a instalação da Companhia Paulista de Artefatos de Alumínio em 1917, ano que a produção mundial do alumínio atingiu seu primeiro milhão de toneladas. Já a instalação das primeiras fábricas de alumínio primário no País ocorreu a partir dos anos 1950 (ABAL, 1997).

Existem inúmeras vantagens na utilização do alumínio, devido às suas características e incríveis campos de aplicações. Desde estruturas aeronáuticas até mesmo em um simples acabamento residencial. Dentre suas principais vantagens, destacam-se:

i. Leveza

Característica essencial na indústria de transportes, a leveza do alumínio representa menor consumo de combustível, menor desgaste, mais eficiência e capacidade de carga. Para o setor de alimentos, traz funcionalidade e praticidade às embalagens por seu peso reduzido em relação a outros materiais (ABAL, 1997).

ii. Alta relação resistência/peso

Importante para a indústria automotiva e de transportes, confere um desempenho excepcional a qualquer parte de equipamento de transporte que consuma energia para se movimentar. Aos utensílios domésticos oferece uma maior durabilidade e manuseio seguro, com facilidade de conservação. Com uma resistência à tração de 90 MPa, por meio do trabalho a frio, essa propriedade pode ser praticamente dobrada, permitindo seu uso em estruturas, com excelente comportamento mecânico, aprovado em aplicações como aviões e trens (ABAL, 1997).

iii. Durabilidade

O alumínio oferece uma excepcional resistência a agentes externos, intempéries, raios ultravioleta, abrasão e riscos, proporcionando elevada durabilidade, inclusive quando usado na orla marítima e em ambientes agressivos. O alumínio tem uma autoproteção natural que só é destruída por uma condição agressiva ou por determinada substância que dissipe sua película de óxido de proteção (ABAL, 1997).

iv. Maleabilidade e Soldabilidade

A alta maleabilidade e ductibilidade do alumínio permite à indústria utilizá-lo de diversas formas. Suas propriedades mecânicas facilitam sua conformação e possibilitam a construção de formas adequadas aos mais variados projetos (ABAL, 1997).

3.1.1 Ligas de Alumínio

O alumínio fundido dissolve outros metais e substâncias metalóides como o silício (que atua como metal). Quando o alumínio se resfria e se solidifica, alguns dos constituintes da liga podem ser retidos em solução sólida. Isto faz com que a estrutura atômica do metal se torne mais rígida. Os átomos podem ser visualizados como sendo arranjados em uma rede cristalina regular formando moléculas de tamanhos diferentes daqueles do elemento de liga principal. A principal função das ligas de alumínio é aumentar a resistência mecânica sem prejudicar as outras propriedades. Assim, novas ligas têm sido desenvolvidas combinando as propriedades adequadas às aplicações específicas.

O metal quente pode manter mais elementos de liga em solução sólida do que quando frio. Consequentemente, quando resfriado, ele tende a precipitar o excesso dos elementos de liga da solução. Este precipitado pode ser na forma de partículas duras, consistindo de compostos intermetálicos, tais como: $CuAl_2$ ou Mg_2Si. Estes agregados de átomos metálicos tornam a rede cristalina ainda mais rígida e endurecem a liga. A descoberta do "envelhecimento" das ligas que contém magnésio e silício conduziu ao desenvolvimento das principais ligas estruturais utilizadas hoje na engenharia (ABAL, 1997).

Tabela 1 - Características dos três metais mais utilizados na era contemporânea.

Propriedades físicas típicas	Alumínio	Aço	Cobre
Densidade [g/cm³]	2,7	7,86	8,96
Temperatura de fusão [°C]	660	1500	1083
Módulo de elasticidade [MPa]	70000	205000	110000
Coeficiente de dilatação térmica [L/°C];	23.10-6	11,7.10-6	16,5.10-6
Condutibilidade térmica a 25°C [cal/cm/°C]	0,53	0,12	0,94
Condutibilidade elétrica [%IACS]	61	14,5	100

Fonte: (ABAL, 1997)

Quadro 1- Os principais grupos de ligas trabalháveis e suas principais características.

Ligas	Características
Ligas da série 3XXX	Uma das mais utilizadas. Sua conformabilidade e a resistência à corrosão são similares às do alumínio comercialmente puro (ligas da série 1XXX), com propriedades mecânicas um pouco maiores, particularmente quando deformadas a frio.
Ligas da série 5XXX	São as mais resistentes. Estão disponíveis em vários formatos, como lâminas, chapas, perfis, tubos, arames, etc. Elas também possuem elevada resistência à corrosão e são facilmente produzidas e soldadas.
Ligas tratadas termicamente de elevada resistência	Têm no cobre (série 2XXX) ou zinco (série 7XXX) os principais elementos de liga. São tão resistentes quanto o aço estrutural, mas necessitam de proteção superficial. Estas ligas são utilizadas quando o fator resistência/peso for o principal, como na aviação.

Fonte: (ABAL, 1997)

3.2 ALUMÍNIO 2024-T351

A liga de Al 2024-T3 foi a primeira liga alumínio, cobre e magnésio (Al-Cu-Mg) a apresentar um valor de resistência à deformação de aproximadamente 50 ksi (~345 MPa) e que de forma geral fez com que substituísse o duralumínio 2017-T4 geralmente utilizados como liga em aeronaves. Com sua relativa boa resistência à fadiga, sobretudo nas formas de chapas grossas, a liga 2024 continua a ser especificado para muitas aplicações estruturais aeroespaciais.

3.2.1 Propriedades Mecânicas

A liga de 2024-T351, geralmente em placas, é aplicada na estrutura da fuselagem das aeronaves, em componentes de tensão na asa, além disso em regiões que necessitam principalmente de maior rigidez, boa resistência com desempenho à fadiga satisfatório.

Tabela 2 - Propriedades mecânicas da liga 2024-T351.

Propriedades Mecânicas	Sistema Métrico	Sistema Inglês
Dureza, Brinell	120	
Dureza, Knoop	150	
Dureza, Rockwell A	46,8	
Dureza, Rockwell B	75	
Dureza, Vickers	137	
Resistência à Tensão, Última	441 [MPa]	64000 [psi]
Resistência à Tensão, Escoamento	290 [MPa]	42000 [psi]
Resistência ao cisalhamento	276 [MPa]	4000 [ksi]
Alongamento na ruptura	0.19 [%]	
Módulo de Elasticidade	73.1 [GPa]	10600 [ksi]
Coeficiente de Poisson	0,33	

Fonte: (MATWEB, 2014)

Tabela 3 - Propriedades físicas da liga 2024-T351.

Propriedades Físicas	Sistema Métrico	Sistema Inglês
Densidade	2.78 [g/cc]	0.100 [lb/in³]

Fonte: (MATWEB, 2014)

3.2.2 Composição Química

Tabela 4 - Limites da composição química da liga 2024-T351, percentual do peso.

Elementos		Quantidade [%]
Alumínio	Al	90,7 - 94,7
Cromo	Cr	≤ 0,10
Cobre	Cu	3,8 - 4,9
Ferro	Fe	≤ 0,50
Magnésio	Mg	1,2 - 1,8
Manganês	Mn	0,30 - 0,90
Silício	Si	≤ 0,50
Titânio	Ti	≤ 0,15
Zinco	Zn	≤ 0,25
Outros (cada)	N/A	≤ 0,05
Outros (total)	N/A	≤ 0,15

Fonte: (MATWEB, 2014)

3.2.3 Tenacidade à Fratura

A liga 2024-T351 é conhecida por sua excelente resistência à fratura a níveis moderadamente elevados de resistência.

Tabela 5 - Tenacidade à fratura da liga 2024-T351.

Propriedades Mecânicas	Sistema Métrico [MPa.m½]	Sistema Inglês [ksi.in½]	Direção
Tenacidade à Fratura	26,0	23,7	K_{IC} na direção S-L
	32,0	29,1	K_{IC} na direção T-L
	37,0	33,7	K_{IC} na direção L-T

Fonte: (MATWEB, 2014)

3.3 ALUMÍNIO 7075-T7351

A liga de Al 7075-T7351 se tornou a liga de alumínio mais utilizada nas indústrias aeronáutica e aeroespacial. A adição de zinco, além do cobre e magnésio (Al-Zn-Mg-Cu), resultou em benefícios significativos no aumento da resistência mecânica da liga.

3.3.1 Propriedades Mecânicas

A liga 7075-T7351, geralmente em lâminas e placas, têm aplicação em praticamente todas as estrutura aeronáuticas e aeroespaciais, onde uma combinação de alta resistência com dureza moderada e resistência à corrosão são necessários. Continua a ser a base com um excelente equilíbrio de propriedades necessárias para tais aplicações, mesmo com o desenvolvimento de novos materiais.

Tabela 6 - Propriedades mecânicas da liga 7075-T7351.

Propriedades Mecânicas	Sistema Métrico	Sistema Inglês
Dureza, Brinell	135	
Dureza, Knoop	120	
Dureza, Rockwell A	50,5	
Dureza, Rockwell B	82	
Dureza, Vickers	155	
Resistência à Tensão, Última	505 [MPa]	73200 [psi]
Resistência à Tensão, Escoamento	435 [MPa]	63100 [psi]
Resistência ao cisalhamento	300 [MPa]	43500 [psi]
Alongamento na ruptura	0,13 [%]	
Módulo de Elasticidade	72,0 [GPa]	10400 [ksi]
Coeficiente de Poisson	0,33	

Fonte: (MATWEB, 2014)

Tabela 7 - Propriedades físicas da liga 7075-T7351.

Propriedades Físicas	Sistema Métrico	Sistema Inglês
Densidade	2.81 [g/cc]	0.102 [lb/in³]

Fonte: (MATWEB, 2014)

3.3.2 Composição Química

Tabela 8 - Limites da composição química da liga 7075-T7351, percentual do peso.

Elementos		Quantidade [%]
Alumínio	Al	87,1 - 91,4
Cromo	Cr	0,18 - 0,28
Cobre	Cu	1,2 - 2,0
Ferro	Fe	≤ 0,50
Magnésio	Mg	2,1 - 2,9
Manganês	Mn	≤ 0,30
Silício	Si	≤ 0,40
Titânio	Ti	≤ 0,20
Zinco	Zn	5,1 - 6,1
Outros (cada)	N/A	≤ 0,05
Outros (total)	N/A	≤ 0,15

Fonte: (MATWEB, 2014)

3.3.3 Tenacidade à Fratura

A liga 7075-T7351 demonstra boa relação entre força e dureza, no entanto, não apresenta valores de tenacidade à fratura significativos.

Tabela 9 - Tenacidade à fratura da liga 7075-T7351.

Propriedades Mecânicas	Sistema Métrico [MPa.m½]	Sistema Inglês [ksi.in½]	Direção
Tenacidade à Fratura	22,0	20.0	K_{IC} na direção S-L
	31,9	29,0	K_{IC} na direção T-L
	33,0	30,0	K_{IC} na direção L-T

Fonte: (MATWEB, 2014)

3.4 ANÁLISE LINEAR ESTÁTICA

Na resolução de problemas estruturais, normalmente as primeiras questões que se colocam são em relação aos esforços e carregamentos aplicados, a geometria e interação dos componentes e finalmente o material da estrutura analisada. As características dos modelos de elementos finitos e os métodos utilizados, dependem das simplificações hipotéticas referentes a cada tipo de aplicação. Neste trabalho será utilizado uma análise linear estática para a caracterização do fator de intensidade de corpos trincados.

3.4.1 Análise linear.

Em relação ao material utilizado, as análises podem ser designadas como linear ou não linear, também denominadas em alguns casos, como análise elástica ou análise plástica respectivamente. Isto se deve ao comportamento, ao nível que constitui a estrutura do material, entre tensões e deformações ser linear. No caso em que essa hipótese não for considerada, é necessária a utilização de ferramentas de análise não linear específicas para cada material.

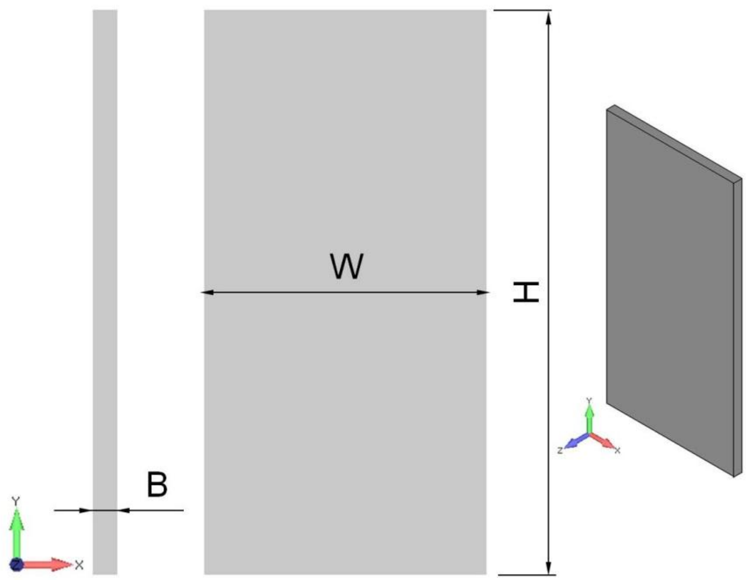
3.4.2 Análise estática.

Os esforços atuantes sobre uma estrutura são em geral dinâmicos, devendo ser levado em consideração as forças de inércia associadas às acelerações a que cada um dos seus componentes está submetido. Por essa razão, seria de se imaginar que a análise de uma estrutura deveria ser obrigatoriamente realizada seguindo as considerações dos efeitos dinâmicos. Entretanto, em inúmeras situações é possível considerar que as forças, ou esforços, são aplicados de um modo suficientemente lento, tornando desprezíveis as forças inerciais. Neste caso, a análise denomina-se estática.

3.5 GEOMETRIA DOS CORPOS DE PROVA E TRINCAS

3.5.1 Corpos de Prova.

Figura 12: Dimensões dos corpos de prova.



Fonte: do próprio autor.

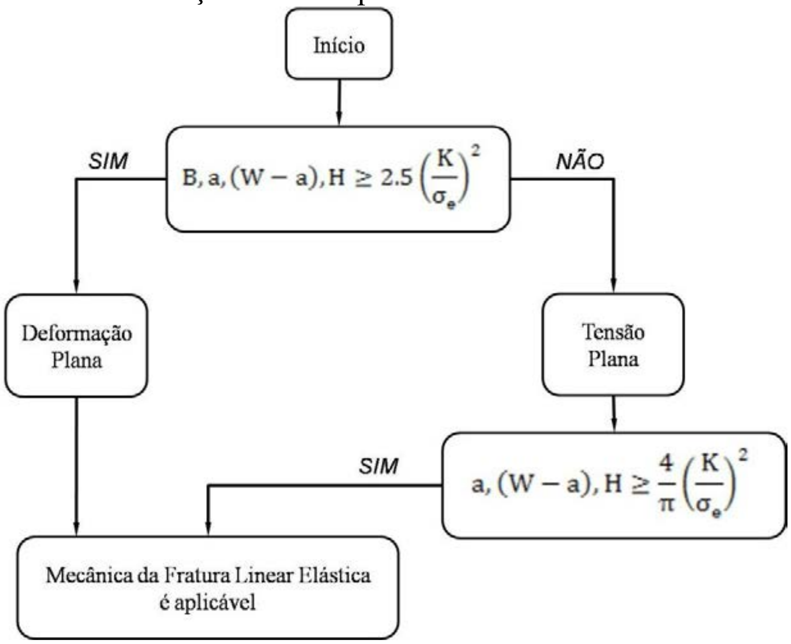
Tabela 10 - Dimensões dos corpos de prova modelados no FEMAP®.

Material	Dimensões [mm]		
	B	H	W
Al 2024-T351 Al 7075-T7351	6,35	200	100

Fonte: do próprio autor.

Os valores de cada dimensão dos corpos de prova, principalmente a dimensão da espessura B, foram determinados com a intenção de garantir o estado plano de tensão que em comparação com o estado plano de deformação apresenta uma região plastificada na frente da ponta da trinca um tamanho maior, facilitando a caracterização do fator de intensidade de tensão. Além disso, essa hipótese é predominante em praticamente todos os trabalhos utilizados como referência.

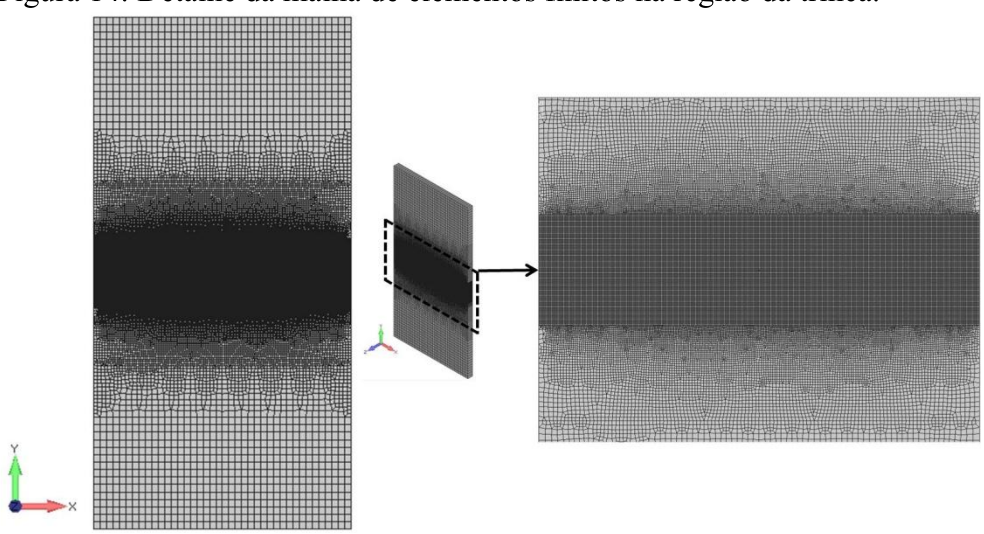
Figura 13: Diagrama proposto por Dowling (1988) para avaliação da tenacidade e fratura diferenciando deformação e tensão plana modificado.



Fonte: Adaptado do (DOWLING, 1988)

Os corpos de prova foram modelados através do software FEMAP®, utilizando elementos de casca ou shell, para confecção da malha de elementos e nós. Para obtenção dos resultados foi utilizado o software Nastran®, como solver.

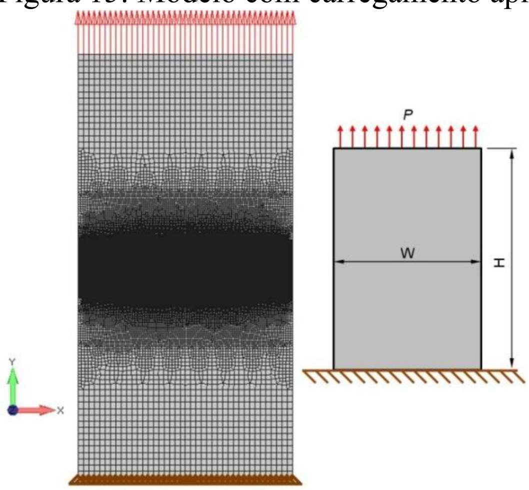
Figura 14: Detalhe da malha de elementos finitos na região da trinca.



Fonte: do próprio autor.

3.5.2 Cargas e restrições.

Figura 15: Modelo com carregamento aplicado e restrições de deslocamento na base.



Fonte: do próprio autor.

O carregamento aplicado no topo, em ambos os corpos de prova, são cargas nodais de tração, P, no sentido +Y. As cargas foram dimensionadas de forma que a tensão, σ_{ap}, submetida nos corpos de prova esteja com magnitude em torno de setenta por cento da tensão de escoamento, σ_e.

As restrições nodais, ou condições de contorno, aplicadas na base dos corpos de prova simulam um engasgamento completo, ou seja, as translações e rotações em todas as direções foram bloqueadas.

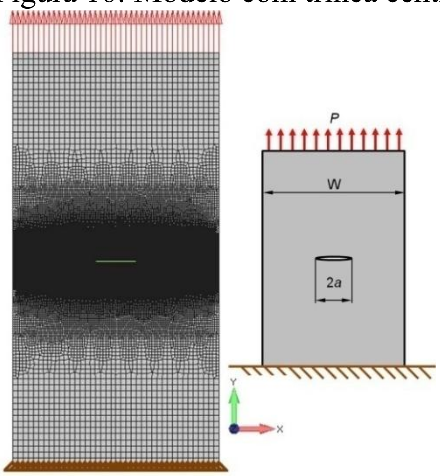
Tabela 11 - Carregamento aplicado ($\sigma_{ap} \approx 0,7\ \sigma_e$).

Materiais	σ_e [MPa]	P [kN]	σ_{ap} [MPa]
Al 2024-T351	345	3,78	241
Al 7075-T7351	414	4,54	290

Fonte: do próprio autor.

3.5.3 Trinca Central

Figura 16: Modelo com trinca central.



Fonte: do próprio autor.

Com o auxílio da equação (2.28) obtida por Feddersen, os fatores geométricos para cada comprimento de trinca foram calculados e tabelados. Utilizando os corpos de prova, restrições e carregamentos previamente descritos, a propagação da trinca foi então simulada com sucessivos incrementos no tamanho da trinca, sem alteração nos outros parâmetros da modelagem.

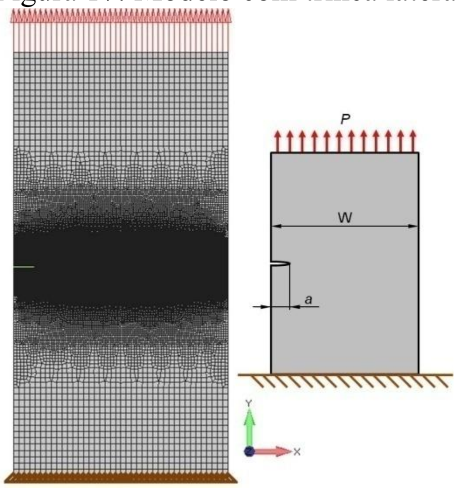
Tabela 12 - Descrição dos comprimentos de trinca e fatores geométricos (TC).

Trinca	*a* [mm]	W [mm]	*a*/W	*f* Feddersen
a_1	2	100	0.02	1.00099
a_2	3	100	0.03	1.00223
a_3	4	100	0.04	1.00397
a_4	5	100	0.05	1.00621
a_5	7	100	0.07	1.01226
a_6	8	100	0.08	1.01609
a_7	9	100	0.09	1.02046
a_8	10	100	0.1	1.02541

Fonte: do próprio autor.

3.5.4 Trinca Lateral

Figura 17: Modelo com trinca lateral.



Fonte: do próprio autor.

Com o auxílio da equação (2.29) obtida por Brown, os fatores geométricos para cada comprimento de trinca foram calculados e tabelados. Os procedimentos para os corpos de prova com trinca lateral foram análogos aos da trinca central.

Tabela 13 - Descrição dos comprimentos de trinca e fatores geométricos (TL).

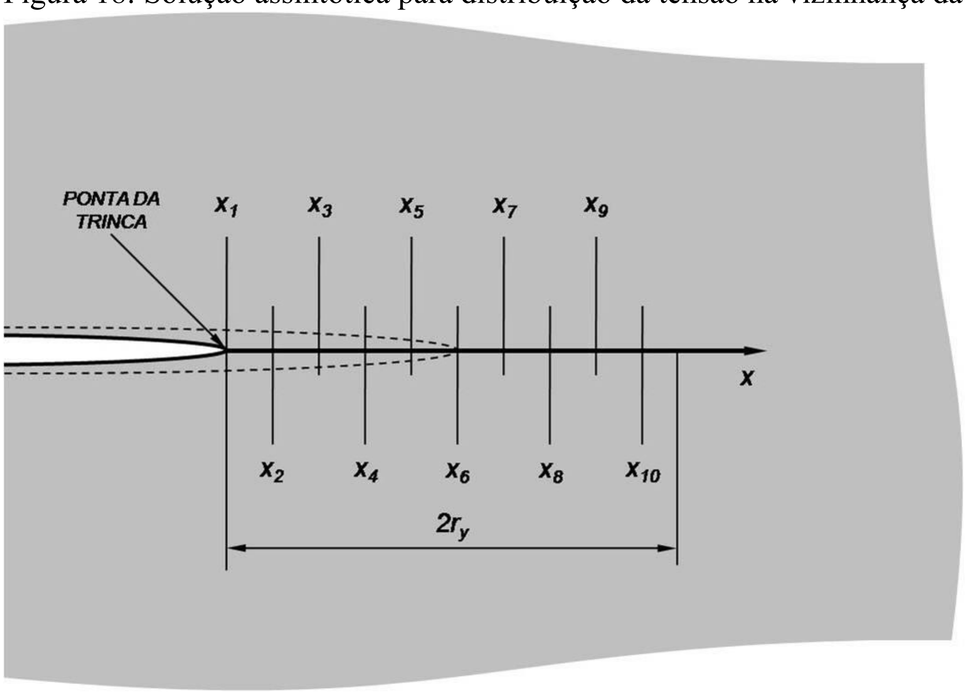
Trinca	*a* [mm]	W [mm]	*a*/W	*f* Brown
a_1	2	100	0.02	1.12143
a_2	3	100	0.03	1.12400
a_3	4	100	0.04	1.12833
a_4	5	100	0.05	1.13430
a_5	7	100	0.07	1.15081
a_6	8	100	0.08	1.16117
a_7	9	100	0.09	1.17283
a_8	10	100	0.1	1.18573

Fonte: do próprio autor.

3.6 SOLUÇÃO ASSINTÓTICA PARA DISTRIBUIÇÃO DE TENSÃO NA VIZINHANÇA DA PONTA DA TRINCA

A utilização da solução assintótica para a distribuição de tensão na vizinhança da ponta da trinca, como demonstrado no item 2.2.2, permite a caracterização do fator de intensidade de tensão para cada aplicação, respeitando os métodos e critérios estabelecidos. Neste trabalho serão coletados, dentro do campo regido pelo fator de intensidade de tensão, dez valores de tensão equidistantes entre si a partir da ponta da trinca, posteriormente será calculado o valor do fator de intensidade de tensão local, através da equação (2.24).

Figura 18: Solução assintótica para distribuição da tensão na vizinhança da trinca.



Fonte: do próprio autor.

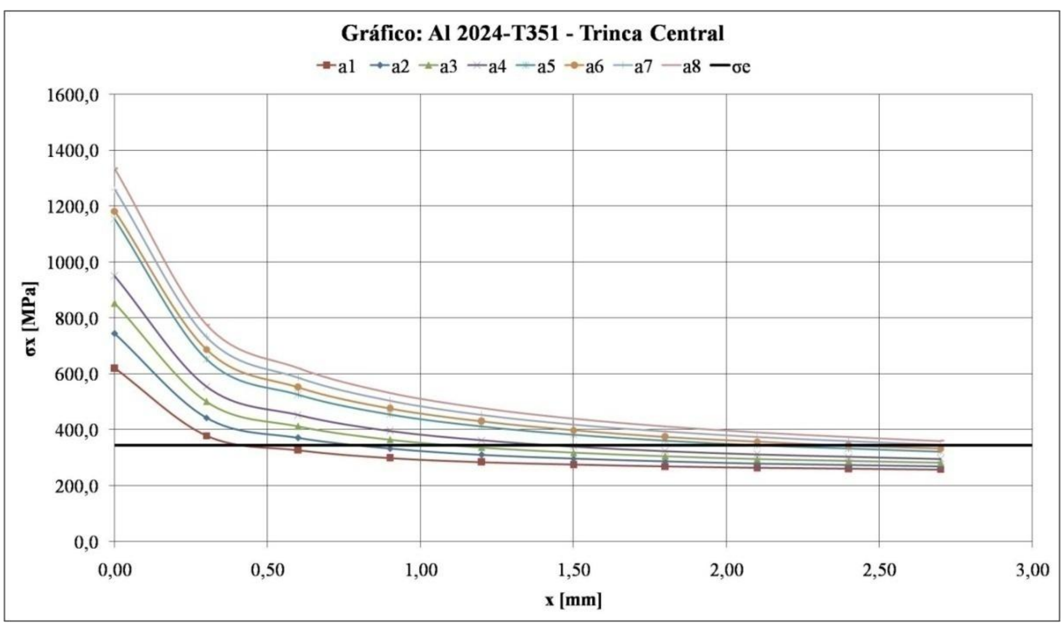
4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Nesse capítulo são demonstrados e discutidos os resultados obtidos através das teorias e métodos descritos nos capítulos anteriores. No primeiro item o material de estudo é a liga Al 2024 – T351 e no segundo item é avaliada a liga Al 7075-T7351. A partir dos cálculos realizados através da distribuição assintótica na região próxima a trinca, pode-se caracterizar o fator de intensidade de tensão, objetivo desse estudo. O comportamento das tensões e do fator de intensidade de tensão, assim como o comparativo com os valores de tenacidade à fratura dos materiais são demonstrados graficamente.

4.1 COMPORTAMENTO E DISTRIBUIÇÃO DAS TENSÕES

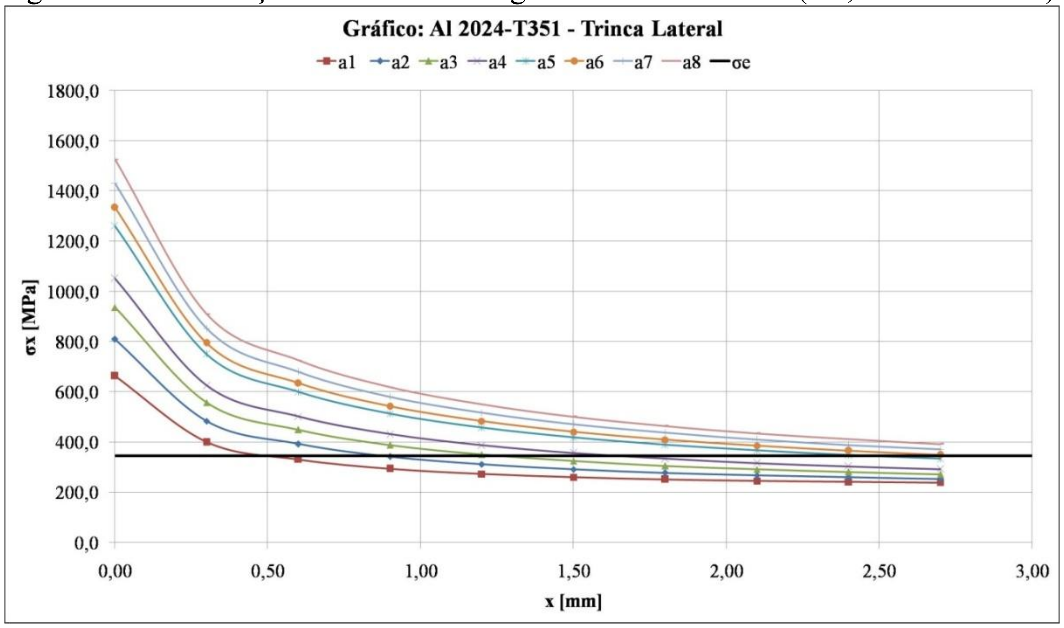
4.1.1 Al 2024 – T351

Figura 19: Distribuição de tensões na região à frente da trinca (TC, Al 2024-T351).



Fonte: do próprio autor.

Figura 20: Distribuição de tensões na região à frente da trinca (TL, Al 2024-T351).



Fonte: do próprio autor.

Tabela 14 - Fator de intensidade de tensão (K_I) para a_1 = 2 mm (Al 2024-T351).

a_1 =	2	[mm]	$f_{Feddersen}$ 1.00099			f_{Brown} 1.12143	
Ponto	x [mm]	$\sigma_x^{CENTRAL}$ [MPa]	$K_I^{CENTRAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{CENTRAL}$ [mm]	$\sigma_x^{LATERAL}$ [MPa]	$K_I^{LATERAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{LATERAL}$ [mm]
1	0	619.69	0.00	0.00	663.02	0.00	0.00
2	0.3	378.80	16.46	0.73	399.52	19.45	1.01
3	0.6	326.37	20.06	1.08	330.41	22.75	1.39
4	0.9	298.95	22.50	1.36	293.52	24.75	1.64
5	1.2	284.09	24.69	1.63	272.68	26.55	1.89
6	1.5	274.62	26.69	1.91	259.52	28.25	2.14
7	1.8	268.22	28.55	2.18	250.90	29.92	2.40
8	2.1	263.64	30.31	2.46	245.05	31.57	2.67
9	2.4	260.22	31.99	2.74	241.01	33.19	2.95
10	2.7	257.58	33.58	3.02	238.19	34.79	3.24
			23.48			25.12	

Fonte: do próprio autor.

Tabela 15 - Fator de intensidade de tensão (K_I) para $a_2 = 3$ mm (Al 2024-T351).

$a_2 =$	3	[mm]	$f_{Feddersen}$ 1.00223			f_{Brown} 1.12400	
Ponto	x [mm]	$\sigma_x^{CENTRAL}$ [MPa]	$K_I^{CENTRAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{CENTRAL}$ [mm]	$\sigma_x^{LATERAL}$ [MPa]	$K_I^{LATERAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{LATERAL}$ [mm]
1	0	744.30	0.00	0.00	809.30	0.00	0.00
2	0.3	442.70	19.26	0.99	482.96	23.57	1.49
3	0.6	370.78	22.82	1.39	392.22	27.07	1.96
4	0.9	332.27	25.04	1.68	341.86	28.90	2.24
5	1.2	310.49	27.02	1.96	311.59	30.41	2.48
6	1.5	296.26	28.83	2.23	291.31	31.79	2.71
7	1.8	286.42	30.53	2.50	277.10	33.12	2.94
8	2.1	279.24	32.15	2.77	266.78	34.44	3.18
9	2.4	273.80	33.70	3.04	259.09	35.76	3.42
10	2.7	269.56	35.19	3.32	253.26	37.08	3.68
			25.45			28.21	

Fonte: do próprio autor.

Tabela 16 - Fator de intensidade de tensão (K_I) para $a_3 = 4$ mm (Al 2024-T351).

$a_3 =$	4	[mm]	$f_{Feddersen}$ 1.00397			f_{Brown} 1.12833	
Ponto	x [mm]	$\sigma_x^{CENTRAL}$ [MPa]	$K_I^{CENTRAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{CENTRAL}$ [mm]	$\sigma_x^{LATERAL}$ [MPa]	$K_I^{LATERAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{LATERAL}$ [mm]
1	0	852.07	0.00	0.00	936.16	0.00	0.00
2	0.3	500.79	21.83	1.28	557.18	27.30	2.00
3	0.6	412.56	25.43	1.73	448.83	31.09	2.59
4	0.9	364.54	27.52	2.03	387.71	32.90	2.90
5	1.2	336.65	29.35	2.31	349.95	34.29	3.15
6	1.5	318.09	31.00	2.57	323.95	35.49	3.37
7	1.8	305.06	32.57	2.84	305.21	36.62	3.59
8	2.1	295.40	34.07	3.11	291.16	37.74	3.81
9	2.4	288.06	35.51	3.38	280.36	38.85	4.04
10	2.7	282.27	36.91	3.65	271.87	39.96	4.28
			27.42			31.42	

Fonte: do próprio autor.

Tabela 17 - Fator de intensidade de tensão (K_I) para a_4 = 5 mm (Al 2024-T351).

a_4 =	5	[mm]	$f_{Feddersen}$ 1.00621			f_{Brown} 1.1343	
Ponto	x [mm]	$\sigma_x^{CENTRAL}$ [MPa]	$K_I^{CENTRAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{CENTRAL}$ [mm]	$\sigma_x^{LATERAL}$ [MPa]	$K_I^{LATERAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{LATERAL}$ [mm]
1	0	948.98	0.00	0.00	1051.16	0.00	0.00
2	0.3	554.56	24.23	1.57	625.30	30.79	2.54
3	0.6	452.07	27.93	2.09	501.52	34.93	3.27
4	0.9	395.66	29.94	2.40	431.09	36.77	3.62
5	1.2	362.26	31.65	2.68	386.91	38.11	3.89
6	1.5	339.77	33.19	2.95	356.06	39.21	4.12
7	1.8	323.78	34.65	3.21	333.45	40.22	4.33
8	2.1	311.86	36.05	3.48	316.21	41.20	4.55
9	2.4	302.66	37.40	3.75	302.72	42.17	4.76
10	2.7	295.37	38.71	4.01	291.93	43.13	4.98
			29.37			34.65	

Fonte: do próprio autor.

Tabela 18 - Fator de intensidade de tensão (K_I) para a_5 = 7 mm (Al 2024-T351).

a_5 =	7	[mm]	$f_{Feddersen}$ 1.01226			f_{Brown} 1.15081	
Ponto	x [mm]	$\sigma_x^{CENTRAL}$ [MPa]	$K_I^{CENTRAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{CENTRAL}$ [mm]	$\sigma_x^{LATERAL}$ [MPa]	$K_I^{LATERAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{LATERAL}$ [mm]
1	0	1153.37	0.00	0.00	1260.30	0.00	0.00
2	0.3	652.96	28.70	2.21	750.33	37.49	3.76
3	0.6	525.88	32.68	2.86	599.26	42.34	4.80
4	0.9	454.87	34.63	3.21	512.55	44.36	5.27
5	1.2	411.80	36.20	3.51	457.29	45.70	5.59
6	1.5	382.29	37.57	3.78	418.11	46.71	5.84
7	1.8	360.97	38.86	4.04	388.91	47.60	6.07
8	2.1	344.85	40.10	4.31	366.26	48.42	6.28
9	2.4	332.26	41.30	4.57	348.20	49.21	6.48
10	2.7	322.17	42.48	4.83	333.48	49.99	6.69
			33.25			41.18	

Fonte: do próprio autor.

Tabela 19 - Fator de intensidade de tensão (K_I) para a_6 = 8 mm (Al 2024-T351).

a_6 =	8	[mm]	$f_{Feddersen}$ 1.01609			f_{Brown} 1.16117	
Ponto	x [mm]	$\sigma_x^{CENTRAL}$ [MPa]	$K_I^{CENTRAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{CENTRAL}$ [mm]	$\sigma_x^{LATERAL}$ [MPa]	$K_I^{LATERAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{LATERAL}$ [mm]
1	0	1181.98	0.00	0.00	1334.32	0.00	0.00
2	0.3	687.58	30.33	2.46	794.81	40.07	4.30
3	0.6	552.18	34.45	3.18	634.23	45.22	5.48
4	0.9	476.24	36.39	3.55	541.89	47.32	6.00
5	1.2	429.88	37.93	3.85	482.82	48.68	6.35
6	1.5	397.95	39.26	4.13	440.80	49.69	6.61
7	1.8	374.79	40.50	4.39	409.37	50.55	6.84
8	2.1	357.21	41.69	4.66	384.89	51.34	7.06
9	2.4	343.43	42.85	4.92	365.29	52.09	7.27
10	2.7	332.37	43.99	5.18	349.25	52.82	7.47
			34.74			43.78	

Fonte: do próprio autor.

Tabela 20 - Fator de intensidade de tensão (K_I) para a_7 = 9 mm (Al 2024-T351).

a_7 =	9	[mm]	$f_{Feddersen}$ 1.02046			f_{Brown} 1.17283	
Ponto	x [mm]	$\sigma_x^{CENTRAL}$ [MPa]	$K_I^{CENTRAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{CENTRAL}$ [mm]	$\sigma_x^{LATERAL}$ [MPa]	$K_I^{LATERAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{LATERAL}$ [mm]
1	0	1259.05	0.00	0.00	1430.76	0.00	0.00
2	0.3	732.35	32.45	2.82	852.90	43.43	5.05
3	0.6	586.40	36.74	3.62	680.00	48.97	6.42
4	0.9	504.19	38.69	4.01	580.38	51.19	7.02
5	1.2	453.64	40.20	4.33	516.41	52.59	7.41
6	1.5	418.65	41.47	4.61	470.75	53.60	7.69
7	1.8	393.13	42.66	4.87	436.46	54.44	7.94
8	2.1	373.67	43.80	5.14	409.65	55.19	8.16
9	2.4	358.37	44.91	5.40	388.10	55.90	8.37
10	2.7	346.03	45.99	5.66	370.38	56.58	8.57
			36.69			47.19	

Fonte: do próprio autor.

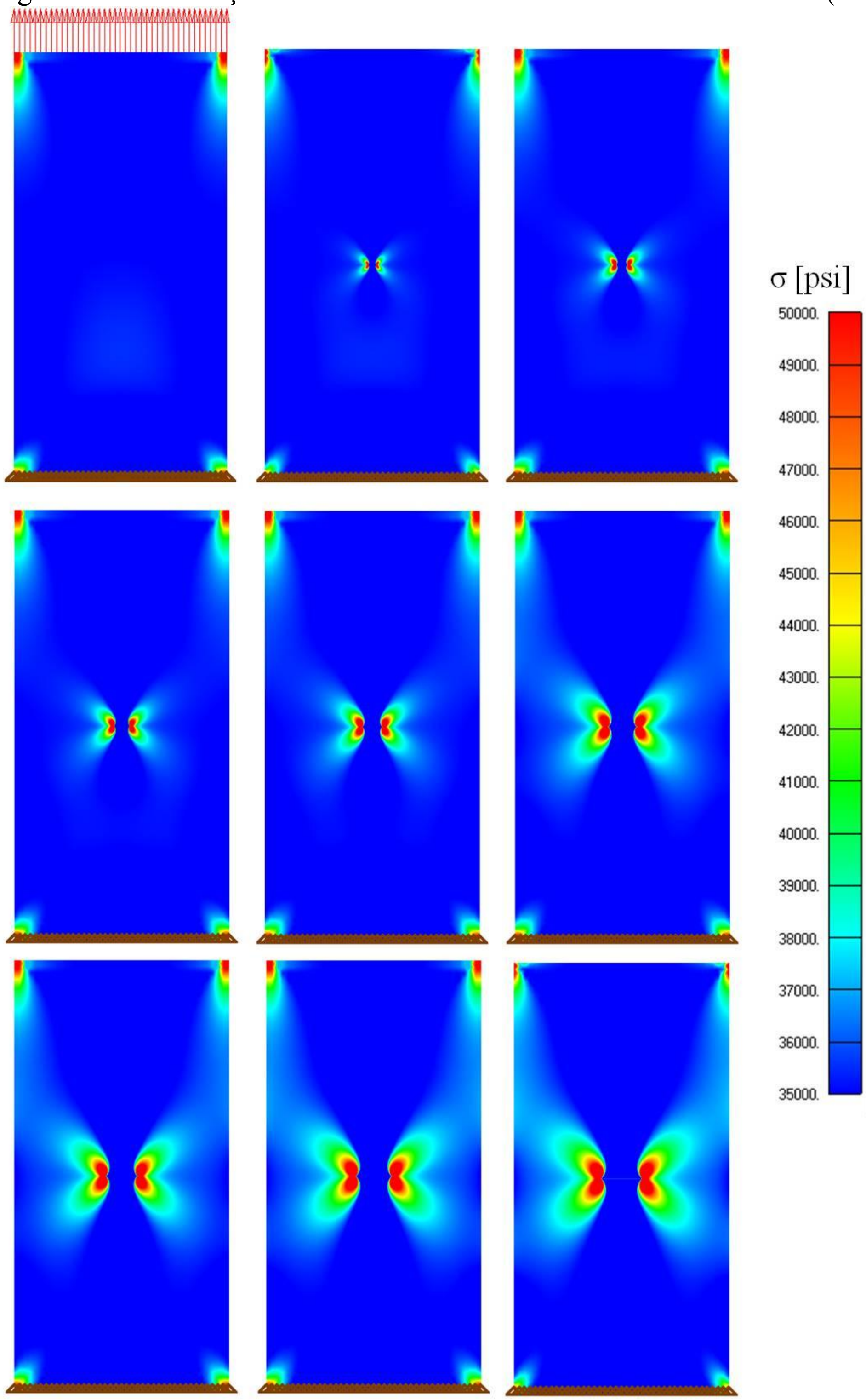
Tabela 21 - Fator de intensidade de tensão (K_I) para $a_8 = 10$ mm (Al 2024-T351).

$a_8 =$	10	[mm]	$f_{Feddersen}$			f_{Brown}	
			1.02541			1.18573	
Ponto	x [mm]	$\sigma_x^{CENTRAL}$ [MPa]	$K_I^{CENTRAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{CENTRAL}$ [mm]	$\sigma_x^{LATERAL}$ [MPa]	$K_I^{LATERAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{LATERAL}$ [mm]
1	0	1333.52	0.00	0.00	1525.52	0.00	0.00
2	0.3	775.85	34.54	3.20	910.07	46.85	5.88
3	0.6	619.82	39.02	4.08	725.13	52.79	7.46
4	0.9	531.64	40.99	4.50	618.42	55.14	8.14
5	1.2	477.10	42.48	4.83	549.69	56.60	8.58
6	1.5	439.18	43.72	5.12	500.50	57.61	8.89
7	1.8	411.41	44.86	5.39	463.46	58.44	9.15
8	2.1	390.15	45.96	5.66	434.40	59.17	9.38
9	2.4	373.38	47.02	5.92	410.96	59.84	9.59
10	2.7	359.81	48.06	6.18	391.64	60.48	9.80
			38.66			50.69	

Fonte: do próprio autor.

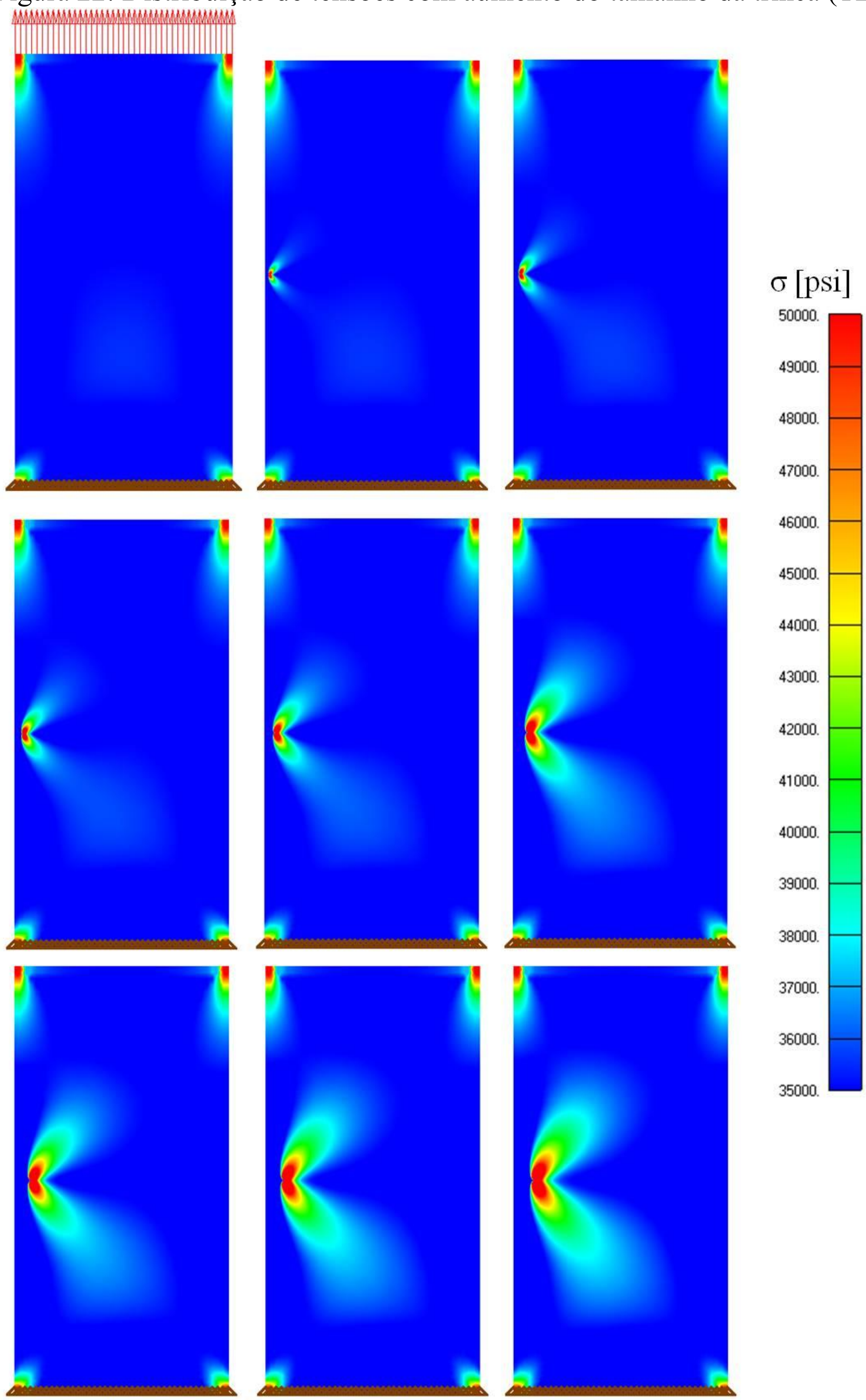
Como era esperado, é possível concluir que a nucleação de uma trinca lateral acarreta consequências mais significativas em comparação ao corpo com uma trinca central. Dentro das referências utilizadas, é estimado que os valores de tensão em uma trinca lateral são em torno de 12% maior para pequenos tamanhos de trinca. Comparando as figuras 29 e 30 referentes a liga Al 2024, fica claro a superior criticidade da trinca lateral.

Figura 21: Distribuição de tensões com aumento do tamanho da trinca (TC, Al 2024).



Fonte: do próprio autor.

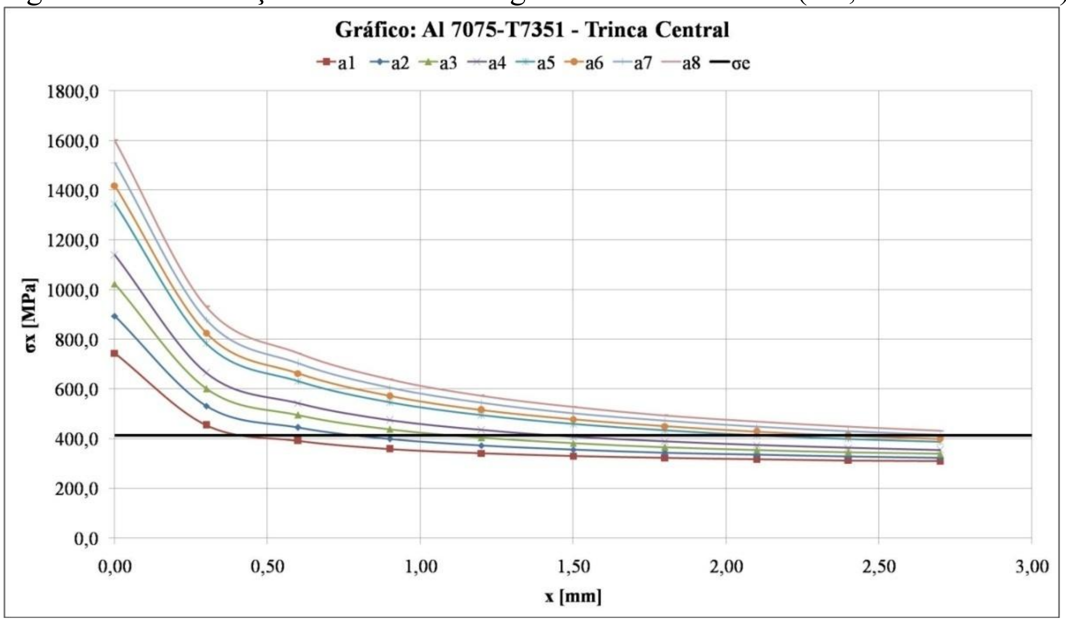
Figura 22: Distribuição de tensões com aumento do tamanho da trinca (TL, Al 2024).



Fonte: do próprio autor.

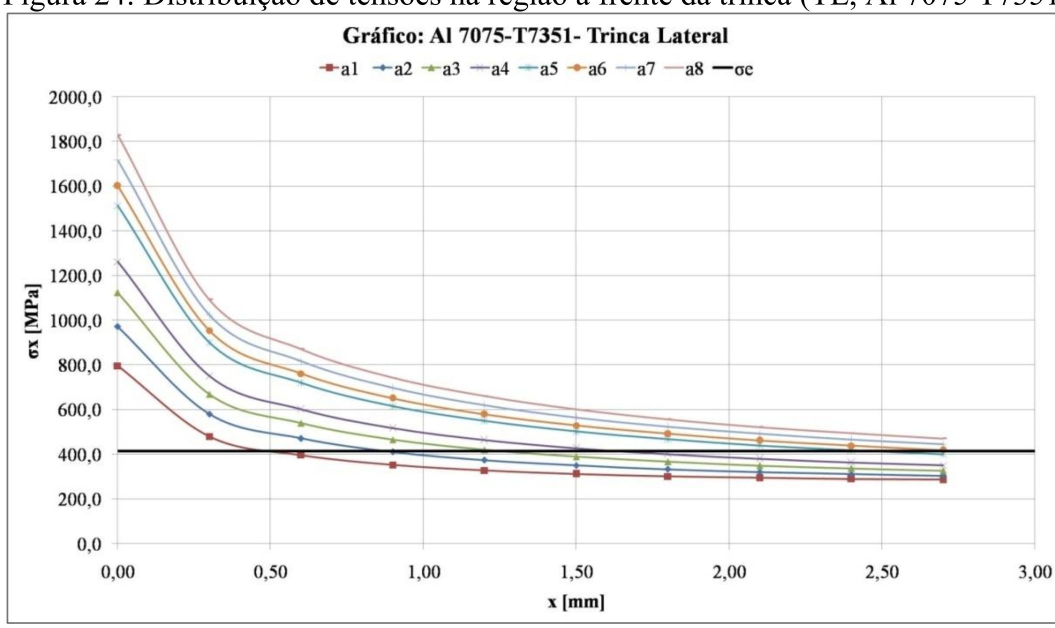
4.1.2 Al 7075 – T7351

Figura 23: Distribuição de tensões na região à frente da trinca (TC, Al 7075 T7351).



Fonte: do próprio autor.

Figura 24: Distribuição de tensões na região à frente da trinca (TL, Al 7075 T7351).



Fonte: do próprio autor.

Tabela 22 - Fator de intensidade de tensão (K_I) para a_1 = 2 mm (Al 7075-T7351).

a_1 =	2	[mm]	$f_{Feddersen}$			f_{Brown}	
			1.00099			1.12143	
Ponto	x [mm]	$\sigma_x^{CENTRAL}$ [MPa]	$K_I^{CENTRAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{CENTRAL}$ [mm]	$\sigma_x^{LATERAL}$ [MPa]	$K_I^{LATERAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{LATERAL}$ [mm]
1	0	743.63	0.00	0.00	795.62	0.00	0.00
2	0.3	454.57	19.76	0.73	479.42	23.34	1.01
3	0.6	391.65	24.07	1.08	396.50	27.30	1.39
4	0.9	358.73	27.00	1.36	352.22	29.70	1.64
5	1.2	340.92	29.63	1.63	327.22	31.86	1.89
6	1.5	329.55	32.02	1.91	311.43	33.90	2.14
7	1.8	321.86	34.26	2.18	301.08	35.91	2.40
8	2.1	316.36	36.38	2.46	294.06	37.88	2.67
9	2.4	312.26	38.38	2.74	289.22	39.83	2.95
10	2.7	309.10	40.30	3.02	285.82	41.75	3.24
			28.18			30.15	

Fonte: do próprio autor.

Tabela 23 - Fator de intensidade de tensão (K_I) para a_2 = 3 mm (Al 7075-T7351).

a_2 =	3	[mm]	$f_{Feddersen}$			f_{Brown}	
			1.00223			1.12400	
Ponto	x [mm]	$\sigma_x^{CENTRAL}$ [MPa]	$K_I^{CENTRAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{CENTRAL}$ [mm]	$\sigma_x^{LATERAL}$ [MPa]	$K_I^{LATERAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{LATERAL}$ [mm]
1	0	893.17	0.00	0.00	971.16	0.00	0.00
2	0.3	531.23	23.12	0.99	579.55	28.28	1.49
3	0.6	444.94	27.38	1.39	470.66	32.48	1.96
4	0.9	398.72	30.05	1.68	410.23	34.67	2.24
5	1.2	372.60	32.43	1.96	373.91	36.49	2.48
6	1.5	355.51	34.59	2.23	349.57	38.14	2.71
7	1.8	343.70	36.63	2.50	332.52	39.75	2.94
8	2.1	335.08	38.58	2.77	320.13	41.33	3.18
9	2.4	328.56	40.44	3.04	310.91	42.91	3.42
10	2.7	323.48	42.23	3.32	303.91	44.49	3.68
			30.54			33.86	

Fonte: do próprio autor.

Tabela 24 - Fator de intensidade de tensão (K_I) para a_3 = 4 mm (Al 7075-T7351).

a_3 =	4	[mm]	$f_{Feddersen}$			f_{Brown}	
			1.00397			1.12833	
Ponto	x [mm]	$\sigma_x^{CENTRAL}$ [MPa]	$K_I^{CENTRAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{CENTRAL}$ [mm]	$\sigma_x^{LATERAL}$ [MPa]	$K_I^{LATERAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{LATERAL}$ [mm]
1	0	1022.49	0.00	0.00	1123.40	0.00	0.00
2	0.3	600.95	26.19	1.28	668.62	32.75	2.00
3	0.6	495.07	30.52	1.73	538.60	37.31	2.59
4	0.9	437.45	33.03	2.03	465.25	39.48	2.90
5	1.2	403.98	35.22	2.31	419.94	41.14	3.15
6	1.5	381.71	37.20	2.57	388.74	42.58	3.37
7	1.8	366.08	39.09	2.84	366.25	43.95	3.59
8	2.1	354.52	40.88	3.11	349.39	45.28	3.81
9	2.4	345.68	42.62	3.38	336.43	46.61	4.04
10	2.7	338.72	44.29	3.65	326.25	47.95	4.28
			32.90			37.71	

Fonte: do próprio autor.

Tabela 25 - Fator de intensidade de tensão (K_I) para a_4 = 5 mm (Al 7075-T7351).

a_4 =	5	[mm]	$f_{Feddersen}$			f_{Brown}	
			1.00621			1.1343	
Ponto	x [mm]	$\sigma_x^{CENTRAL}$ [MPa]	$K_I^{CENTRAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{CENTRAL}$ [mm]	$\sigma_x^{LATERAL}$ [MPa]	$K_I^{LATERAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{LATERAL}$ [mm]
1	0	1138.77	0.00	0.00	1261.39	0.00	0.00
2	0.3	665.48	29.07	1.57	750.36	36.95	2.54
3	0.6	542.49	33.52	2.09	601.83	41.91	3.27
4	0.9	474.78	35.92	2.40	517.31	44.13	3.62
5	1.2	434.72	37.98	2.68	464.30	45.73	3.89
6	1.5	407.72	39.83	2.95	427.27	47.05	4.12
7	1.8	388.54	41.58	3.21	400.14	48.27	4.33
8	2.1	374.23	43.25	3.48	379.45	49.44	4.55
9	2.4	363.19	44.88	3.75	363.26	50.60	4.76
10	2.7	354.44	46.45	4.01	350.32	51.76	4.98
			35.25			41.58	

Fonte: do próprio autor.

Tabela 26 - Fator de intensidade de tensão (K_I) para $a_5 = 7$ mm (Al 7075-T7351).

$a_5 =$	7	[mm]	$f_{Feddersen}$ 1.01226			f_{Brown} 1.15081	
Ponto	x [mm]	$\sigma_x^{CENTRAL}$ [MPa]	$K_I^{CENTRAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{CENTRAL}$ [mm]	$\sigma_x^{LATERAL}$ [MPa]	$K_I^{LATERAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{LATERAL}$ [mm]
1	0	1346.40	0.00	0.00	1512.36	0.00	0.00
2	0.3	783.56	34.44	2.21	900.40	44.99	3.76
3	0.6	631.05	39.22	2.86	719.12	50.81	4.80
4	0.9	545.85	41.55	3.21	615.07	53.23	5.27
5	1.2	494.17	43.44	3.51	548.75	54.83	5.59
6	1.5	458.75	45.08	3.78	501.73	56.05	5.84
7	1.8	433.17	46.63	4.04	466.70	57.12	6.07
8	2.1	413.82	48.12	4.31	439.52	58.10	6.28
9	2.4	398.71	49.56	4.57	417.84	59.05	6.48
10	2.7	386.62	50.97	4.83	400.18	59.98	6.69
			39.90			49.42	

Fonte: do próprio autor.

Tabela 27 - Fator de intensidade de tensão (K_I) para $a_6 = 8$ mm (Al 7075-T7351).

$a_6 =$	8	[mm]	$f_{Feddersen}$ 1.01609			f_{Brown} 1.16117	
Ponto	x [mm]	$\sigma_x^{CENTRAL}$ [MPa]	$K_I^{CENTRAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{CENTRAL}$ [mm]	$\sigma_x^{LATERAL}$ [MPa]	$K_I^{LATERAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{LATERAL}$ [mm]
1	0	1418.38	0.00	0.00	1601.18	0.00	0.00
2	0.3	825.10	36.40	2.46	953.78	48.08	4.30
3	0.6	662.62	41.34	3.18	761.08	54.26	5.48
4	0.9	571.49	43.67	3.55	650.27	56.78	6.00
5	1.2	515.85	45.51	3.85	579.38	58.42	6.35
6	1.5	477.54	47.11	4.13	528.96	59.63	6.61
7	1.8	449.75	48.60	4.39	491.24	60.66	6.84
8	2.1	428.65	50.03	4.66	461.87	61.60	7.06
9	2.4	412.11	51.42	4.92	438.35	62.50	7.27
10	2.7	398.83	52.78	5.18	419.11	63.39	7.47
			41.69			52.53	

Fonte: do próprio autor.

Tabela 28 - Fator de intensidade de tensão (K_I) para $a_7 = 9$ mm (Al 7075-T7351).

$a_7 =$	9	[mm]	$f_{Feddersen}$ 1.02046			f_{Brown} 1.17283	
Ponto	x [mm]	$\sigma_x^{CENTRAL}$ [MPa]	$K_I^{CENTRAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{CENTRAL}$ [mm]	$\sigma_x^{LATERAL}$ [MPa]	$K_I^{LATERAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{LATERAL}$ [mm]
1	0	1510.85	0.00	0.00	1716.91	0.00	0.00
2	0.3	878.82	38.94	2.82	1023.48	52.12	5.05
3	0.6	703.68	44.09	3.62	816.00	58.76	6.42
4	0.9	605.03	46.43	4.01	696.45	61.42	7.02
5	1.2	544.37	48.24	4.33	619.69	63.11	7.41
6	1.5	502.38	49.77	4.61	564.90	64.32	7.69
7	1.8	471.76	51.20	4.87	523.75	65.33	7.94
8	2.1	448.41	52.56	5.14	491.59	66.23	8.16
9	2.4	430.05	53.89	5.40	465.72	67.07	8.37
10	2.7	415.24	55.19	5.66	444.46	67.90	8.57
			44.03			56.63	

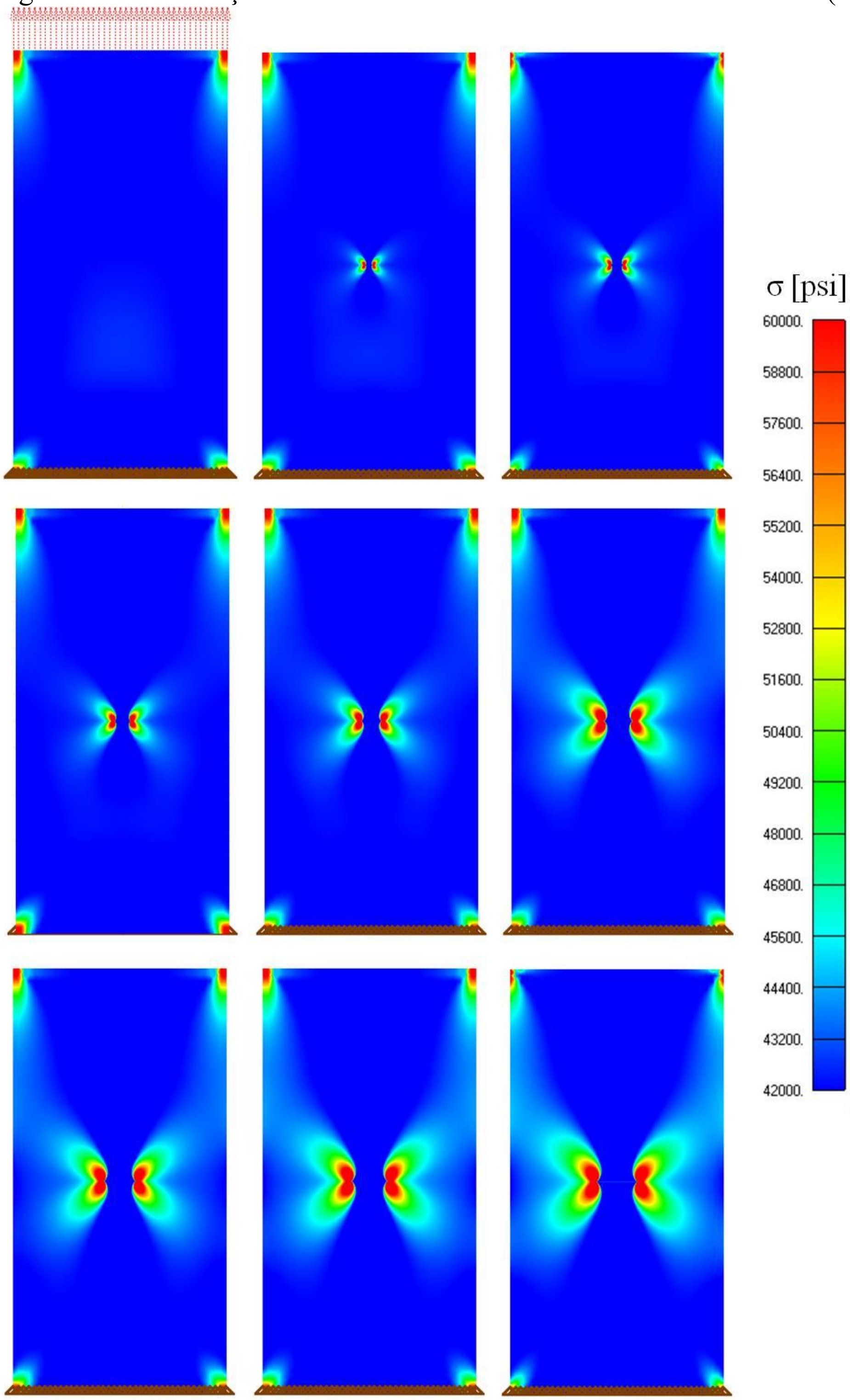
Fonte: do próprio autor.

Tabela 29 - Fator de intensidade de tensão (K_I) para $a_8 = 10$ mm (Al 7075-T7351).

$a_8 =$	10	[mm]	$f_{Feddersen}$ 1.02541			f_{Brown} 1.18573	
Ponto	x [mm]	$\sigma_x^{CENTRAL}$ [MPa]	$K_I^{CENTRAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{CENTRAL}$ [mm]	$\sigma_x^{LATERAL}$ [MPa]	$K_I^{LATERAL}$ [MPa√m]	$2r_y^{LATERAL}$ [mm]
1	0	1600.23	0.00	0.00	1828.00	0.00	0.00
2	0.3	931.01	41.45	3.20	1092.08	56.22	5.88
3	0.6	743.79	46.83	4.08	870.16	63.35	7.46
4	0.9	637.97	49.19	4.50	742.10	66.17	8.14
5	1.2	572.52	50.98	4.83	659.63	67.92	8.58
6	1.5	527.02	52.46	5.12	600.60	69.14	8.89
7	1.8	493.69	53.84	5.39	556.15	70.13	9.15
8	2.1	468.19	55.15	5.66	521.29	71.00	9.38
9	2.4	448.05	56.42	5.92	493.16	71.81	9.59
10	2.7	431.77	57.67	6.18	469.76	72.55	9.79
			46.40			60.83	

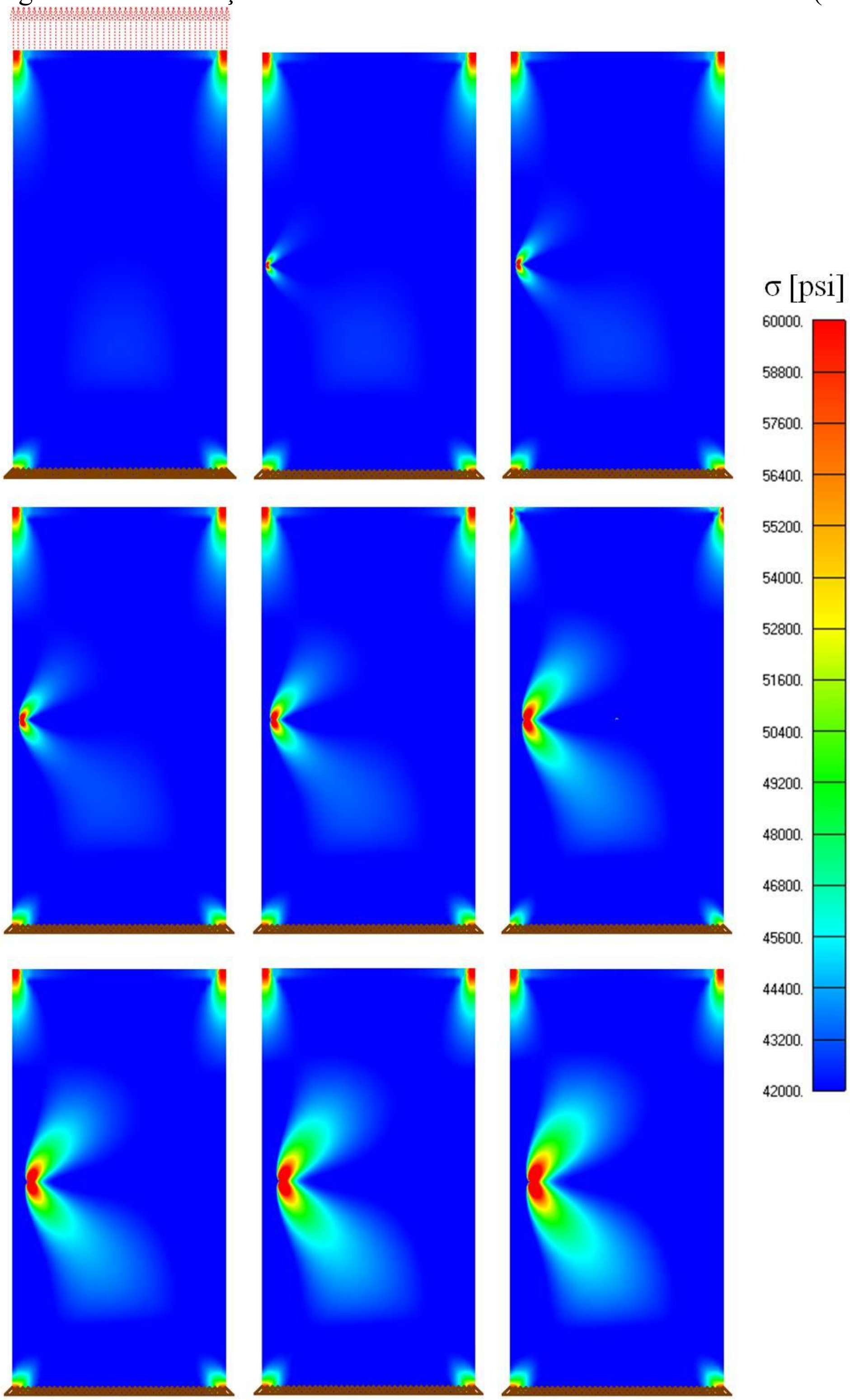
Fonte: do próprio autor.

Figura 25: Distribuição de tensões com aumento do tamanho da trinca (TC, Al 7075).



Fonte: do próprio autor.

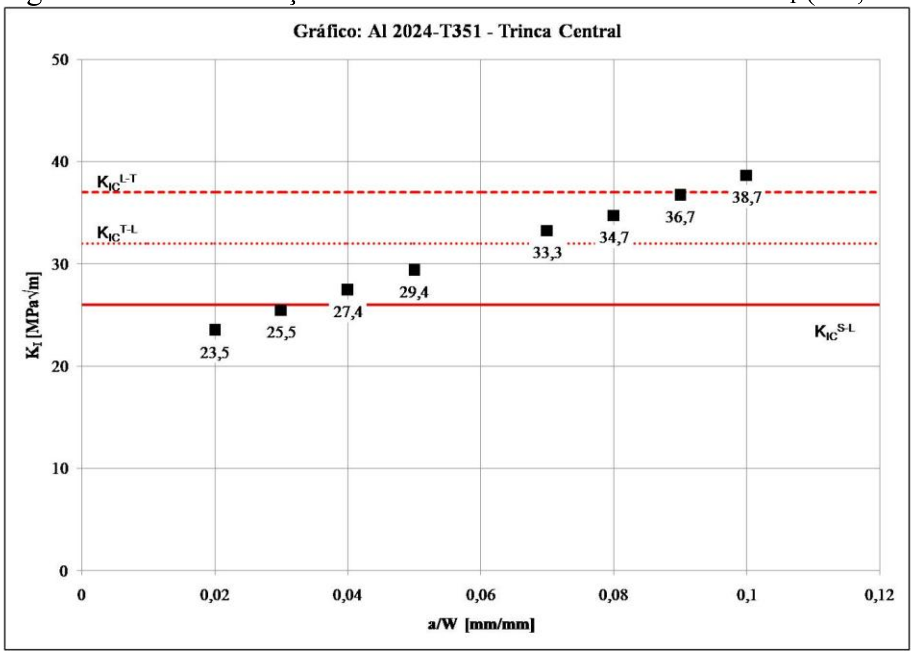
Figura 26: Distribuição de tensões com aumento do tamanho da trinca (TL, Al 7075).



Fonte: do próprio autor.

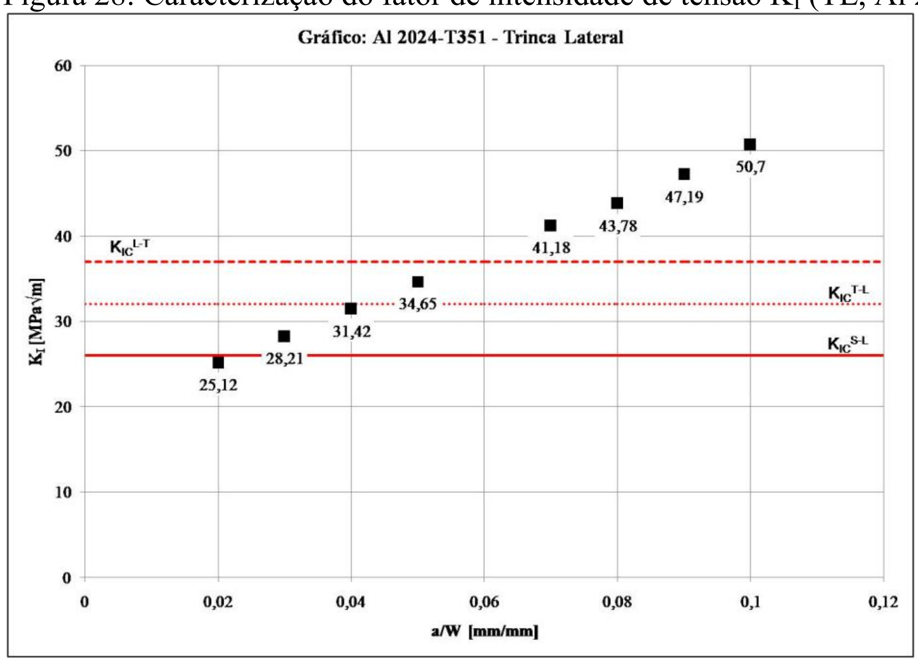
4.2 FATOR DE ITENSIDADE DE TENSÃO

Figura 27: Caracterização do fator de intensidade de tensão K_I (TC, Al 2024-T351).



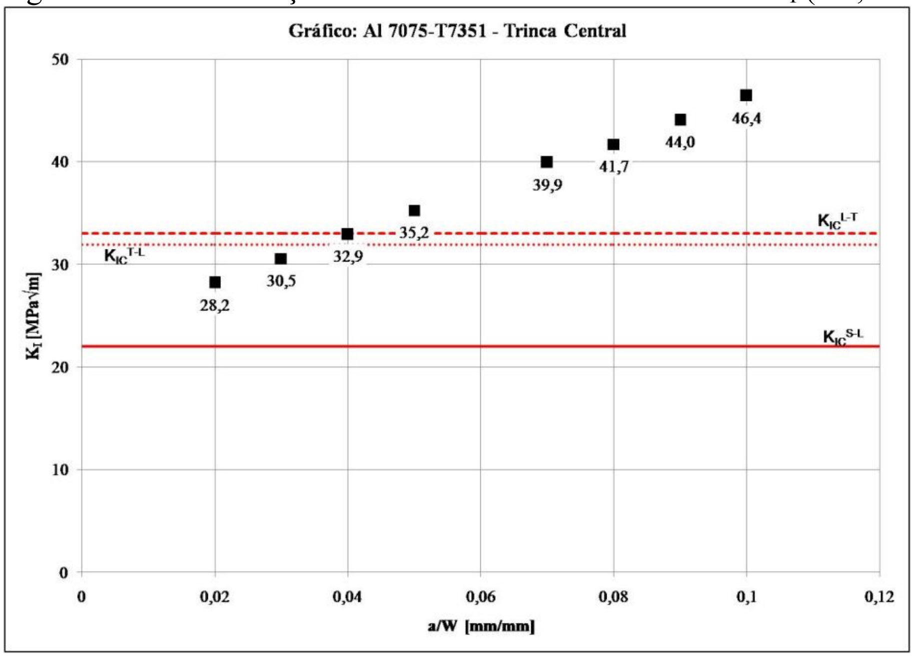
Fonte: do próprio autor.

Figura 28: Caracterização do fator de intensidade de tensão K_I (TL, Al 2024-T351).



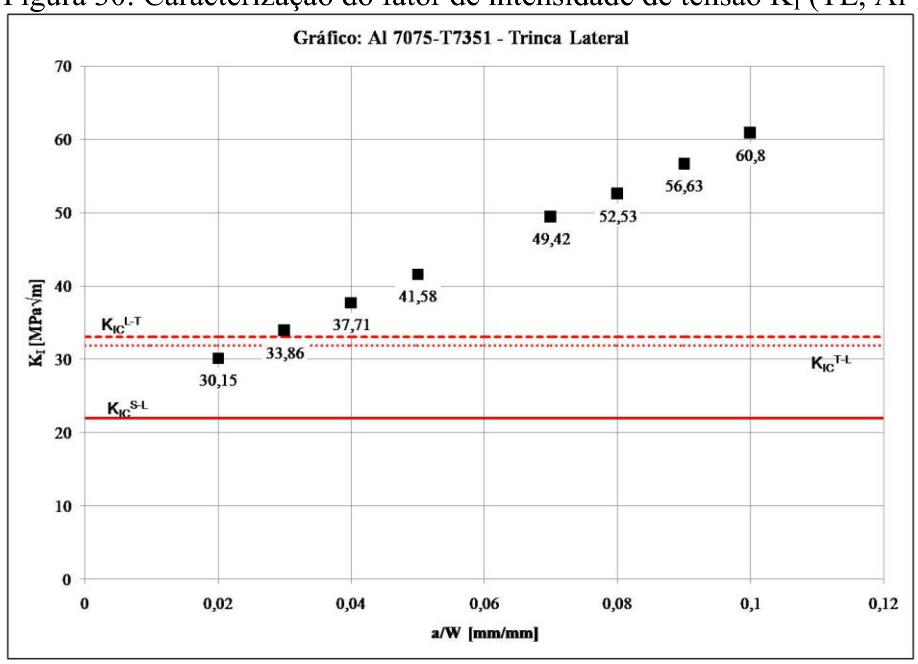
Fonte: do próprio autor.

Figura 29: Caracterização do fator de intensidade de tensão K_I (TC, Al 7075-T7351).



Fonte: do próprio autor.

Figura 30: Caracterização do fator de intensidade de tensão K_I (TL, Al 7075-T7351).



Fonte: do próprio autor.

5 CONCLUSÕES

O objetivo desse trabalho, mais importante do que verificar o valor local do fator de intensidade de tensão, é a caracterização seu comportamento e quais as consequências desse comportamento para a estabilidade do componente estrutural. Nos casos apresentados, ambos apresentaram um aumento do K_I ao incremento da trinca com o nível de tensão mantido constante, isso significa de modo geral que a propagação da trinca é instável e resultaria em possível fratura total ou parcial dos componentes. Se ao incremento da trinca, os valores de K_I se mantivessem constantes ou diminuíssem, significaria uma propagação de trinca estável, os componentes estariam em um estado crítico estável e a trinca não se propagaria sem um aumento da carga externa aplicada.

REFERÊNCIAS

ABAL – Associação Brasileira do Alumínio, **Alumínio: História, Características e Vantagens,** disponível em: < http://www.abal.org.br/ >. Acesso em 26 de agosto de 2014.

Alcoa, **Ligas e Têmperas de Extrusão**, Iowa, 2010.

Anderson, T. L., **Fracture mechanics: Fundamentals and Applications**, Boca Raton, Taylor & Francis, 2005.

ASTM E1820-11, **Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness**, ASTM International, 2011.

ASTM E1290-08, **Standard Test Method for Crack-Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness Measurement**, ASTM International, 2008.

Azevedo, A. F. M. - **Mecânica dos Sólidos e Métodos dos Elementos Finitos**, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 1996.

Broek, David, **Elementary Engineering Fracture Mechanics**, Dordrecht, Martinus Nijhoff Publishers, 1986.

Cornetti P., Pugno N., Carpinteri A., Taylor D., **Finite fracture mechanics: A coupled stress and energy failure criterion**, Elsevier, Engineering Fracture Mechanics, Torino, 2006.

Dowling, Norman E., **Mechanical Behavior of Materials: Engineering methods for deformation, fracture and fatigue**, Upper Saddle River, Prentice Hall, 2007.

FAA – Federal Aviation Administration, **Metallic Materials Properties Development and Standardization (MMPDS) Handbook**, April 2012.

Gdoutos, Emmanuel. E., **Fracture Mechanics: An Introduction**, Dordrecht, Springer, 2005.

Griffith, A. A., **Proceedings of the 1st International Congress for Applied Mechanics**, Delff, pp. 55, 1924.

Hertzberg, Richard W., **Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials**, United States of America, John Wiley & Sons, INC., 1996.

Inglis, C. E., **Stresses in a Plate Due to the Presence of Cracks and Sharp Cormers**, Transactions of the Institute of Naval Architects, 55, pp 219-241, 1913.

Irwin, G. R., **Analysis of stresses and strains near the end of a crack transversing a plate**, Journal of Applied Mechanics, Vol. 24, 1957.

Irwin, G.R., **Plastic zone near a crack and fracture toughness**, In Proc. 7th Sagamore Mater. Conf., Syracuse Univ. Press, 1960.

Janssen, M., Zuidema, J., Wanhill, R. J. H., **Fracture Mechanics**, London, Spon Press, 2004.

José, Luiza Assunção do Carmo, **Avaliação da Tenacidade à Fratura do Tubo de Revestimento Aplicado na Indústria Petrolífera**, 2011. 93f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Instituto Militar de Engenharia, Rio de Janeiro, 2011.

Martins, Ian Pinto, **Curvas J-R e CTOD-R de aços estruturais segundo normas ASTM e BSI**, 2012. 73f. Monografia (Graduação em Engenharia Metalúrgica) – Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2012.

Mendes R. D., Dias J. C., **Comparação entre métodos numéricos de obtenção do fator de intensidade de tensão K_I**, Universidade Federal de Itajubá - UNIFEI, Instituto de Engenharia Mecânica, Itajubá, 2007.

Pastoukhov, Viktor A., Voorwald, Herman J. C., **Introdução à mecânica da integridade estrutural**, São Paulo, Ed. da Universidade Estadual Paulista, 1995.

Pastoukhov1, V., Carvalho T. M., **Investigação numérica de extensão da zona plástica na ponta de trinca em condições de tensão plana**, Nono Simpósio de Mecânica Computacional, Universidade de Taubaté.

Pereira, Jerônymo Peixoto Athayde, **Extração de fatores de itensidade de tensão utilizando a solução do método dos elementos finitos generalizados,** 2004. 169f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Universidade de São Paulo, São Carlos, 2004.

Rice, J. R., **A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks**, Journal of Applied Mechanics, vol. 35, pp. 379 - 386, 1968.

Roylance, David, **Introduction to Fracture Mechanics**, Department of Materials Science and Engineering, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, 2001.

Sanford, R. J., **Principles of fracture mechanics**, Upper Saddle River, Prentice Hall, 2003.

The Aluminum Association, **Position on Fracture Toughness Requirements and Quality Control Testing T-5,** Iowa, 2010.

Siemens Product Lifecycle Management Software Inc., **Femap® User Guide Version 10.1**, 2009.