

MODELO NUMÉRICO PARA DETERMINAÇÃO DO FATOR DE INTENSIDADE DE
TENSÃO EM PLACAS DE ALUMÍNIO COM TRINCAS REPARADAS COM MATERIAL
COMPÓSITO

Cesar Lucena Dinucci

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA COORDENAÇÃO DOS
PROGRAMAS DE PÓS-GRADUAÇÃO DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE
FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS
PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA
OCEÂNICA.

Aprovada por:

Prof. Julio César Ramalho Cyrino, DS.c.

Prof. Murilo Augusto Vaz, Ph.D.

Eng. Luis Cláudio de Marco Meniconi, MS.c.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL
JUNHO DE 2008

Livros Grátis

<http://www.livrosgratis.com.br>

Milhares de livros grátis para download.

LUCENA DINUCCI, CESAR

Modelo numérico para determinação do fator de intensidade de tensão em Placas de Alumínio com Trincas Reparadas com Material Compósito [Rio de Janeiro] 2008

X, 80p. 29,7cm (COPPE/UFRJ, M.Sc., Engenharia Oceânica, 2008)

Dissertação – Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE.

1. Análise numérica de reparo estrutural com material compósito.

2. Engenharia Reparo

I. COPPE/UFRJ II. Título (série)

Dedicatória

Dedico este trabalho à minha família,
minha esposa Katia Christina, meu filho
Bernardo e meus pais.

AGRADECIMENTOS

Aos professores da COPPE pelo incentivo ao desenvolvimento intelectual, sem os quais este trabalho seria prejudicado. A Marinha do Brasil pela oportunidade de crescimento pessoal e profissional na realização do Mestrado.

Aos Engenheiros José Roberto de Souza Leal, Sergio Augusto Alves Fernandes, Felipe Sant'ana Castelpoggi e Paulo Lemgruber pelo incentivo e apoio presentes durante a realização deste trabalho.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M. Sc.)

MODELO NUMÉRICO PARA DETERMINAÇÃO DO FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÃO EM PLACAS DE ALUMÍNIO COM TRINCAS REPARADAS COM MATERIAL COMPÓSITO

Cesar Lucena Dinucci

Junho/2008

Orientador: Julio César Ramalho Cyrino

Programa: Engenharia Oceânica

Este trabalho avalia, sob o enfoque da teoria da Mecânica da Fratura, o efeito na vida em fadiga de trincas propagadas em placas de alumínio reparadas com material compósito.

Foram modelados reparos em Fibra de Vidro e Fibra de Carbono com diversas dimensões. Nestes modelos foram calculados o Fator de Intensidade de Tensão através do Método de Elementos Finitos e comparados com os valores experimentais encontrados nos ensaios de fadiga realizados em Laboratório.

Os resultados encontrados mostram a eficiência da utilização do reparo com compósito em trincas já propagadas em chapas de alumínio.

Abstract of presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

“Numeric Model for Determination of the stress Intensity in Aluminum Plates with Cracks Repaired using Composite Material”

Cesar Lucena Dinucci

June/2008

Advisor: Julio Cesar Ramalho Cyrino

Department: Ocean Engineering

Abstract

This work evaluates, under Fracture Mechanics vision, the fatigue life effect on cracks from aluminum plate repaired using composite material.

Repairs were modeled in glass fiber and carbon fiber with many dimensions. The stress Factor, using finite elements methodology was calculated with those models and compared to experimental results found on fatigue experiments that took place in Laboratory.

The results showed the efficiency of the use of repairs with composite in cracks already propagated in aluminum plates

Sumário

1	Introdução	1
1.1	Justificativa	1
1.2	Revisão bibliográfica	3
1.3	Desenvolvimento da Mecânica da Fratura e sua Importância	5
1.4	Alguns Conceitos da Mecânica da Fratura	7
1.5	Conceitos da Mecânica da Fratura Linear-Elástica (MFLE)	11
1.5.1	Fatores de Intensidade de Tensão “ K_I ”	12
2	Tipos de Ligas	13
2.1	Designação das Ligas da “American Aluminum Association”	15
2.2	Elementos Principais das Ligas 5XXX	17
2.3	Designação de Tratamentos Térmicos	17
2.4	Tenacidade à Fratura	20
2.5	Fadiga com Amplitude Constante	22
2.6	Caracterização da Propagação da Trinca	23
2.7	O Fenômeno de Fechamento de Trinca	26
3	Ensaio Experimentais	28
3.1	Aquisição de Dados do Ensaio	30
3.2	Ensaio de Fadiga	31
4	Modelação Numérica dos Corpos de Prova	35
4.1	Teoria numérica utilizada	35
4.2	Modelos em duas dimensões (2D)	37
4.3	Modelos em três dimensões (3D)	40
4.4	Modelos Retirados dos Ensaio Experimentais	48
4.5	Modelos Criados em Fibra de Vidro e Fibra de Carbono	59
	(Toray 300)	59
4.5.1	Reparos	59
5	Conclusões	75
6	Referências Bibliográficas	77
7	Anexos	79
7.1	Anexo 1 – Coletânea de Fotografias de Reparos Realizados com Compósitos	79

Índice de Figuras

Figura 1 – Trinca em convés de alumínio.....	1
Figura 2 – Modelo de Chapa com Furo Elíptico Sob Tração Usado por Inglis. ...	8
Figura 3 – Modelo de Chapa com Trinca Sob Tração usada por Griffith.....	9
Figura 4 – Esquema da Extensão da Trinca por Coalescimento Transgranular de Microcavidades.....	20
Figura 5 – Esquema da Extensão da Trinca por Coalescimento Transgranular de Microcavidades (Típica Em Trincas Ducteis).	21
Figura 6 – Carregamento Senoidal com Amplitude Constante.....	22
Figura 7 – Curva Esquemática $\frac{da}{dn} \times \Delta K$	24
Figura 8 – Mecanismo de Fechamento de Trinca.	27
Figura 9 – Detalhe do Corpo de Prova de 6.35 mm.	28
Figura 10 – Curva A X N.....	33
Figura 11 – Curva de Calibração de Y para Geometria Simples de Trinca-Placa.	34
Figura 12 – Corpo de prova com a trinca definida através dos nos I, J e K	37
Figura 13 – Eixo de Referencia.....	38
Figura 14 – Corpo de Prova (2D) Modelado, e Suas Condições de Contorno.	38
Figura 15 – A Geometria, Localização dos Nós e Coordenadas do Sistema para Este Elemento São Mostradas Acima.....	40
Figura 16 – Modelo Simétrico Sem Reparo com as Condições de Contorno Aplicadas.....	41
Figura 17 – Modelo Simétrico Sem Reparo com Carga Cíclica Aplicada.....	41
Figura 18 – Distribuição de Tensão de Von Mises em MPa.	42
Figura 19 – Distribuição de Tensão Junto à Ponta da Trinca (Von Mises em MPa).	43
Figura 20 – Distribuição de Tensão Junto à Ponta da Trinca (Tensão Normal, Direção Y).	43
Figura 21 – Refinamento da Malha Junto à Trinca de 25 mm.....	45
Figura 22 – Refinamento da Malha Junto a Trinca e a Condição de Contorno Aplicada.....	45
Figura 23 – Distribuição de Tensão Após o Refinamento da Malha.....	46
Figura 24 – Distribuição de Tensão Após o Refinamento da Malha.....	47
Figura 25 – Distribuição de Tensão (Von Mises).	49
Figura 26 – Distribuição de Tensão (Von Mises).	50
Figura 27 – Modelo 3D com Reparo de 25 cm x 25 cm.....	52
Figura 28 – Modelo 3D com Malha Refinada Junto a Área da Trinca.....	52
Figura 29 – Distribuição de Tensão (Von Mises).	53
Figura 30 – Distribuição de Tensão (Von Mises).	55
Figura 31 – Distribuição de Tensão (Von Mises).	55
Figura 32 – Distribuição de Tensão (Von Mises).	57
Figura 33 – Distribuição de Tensão (Von Mises).	57
Figura 34 – Reparo de 25 cm x 25 cm.....	60
Figura 35 – Nível de Tensão no Reparo (Von Mises).	60
Figura 36 – Nível de Tensão no Reparo (Von Mises).	61

Figura 37 – Modelo com Reparo nas Duas Faces do Corpo de Prova.....	62
Figura 38 – Nível de Tensão na Região da Trinca (Von Mises).....	62
Figura 39 – Nível de Tensão na Região da Trinca (Von Mises).....	63
Figura 40 – Modelo com Espessura de 3 mm.	64
Figura 41 – Nível de Tensão do Modelo na Região da Trinca (Von Mises).	65
Figura 42 – Modelo com Malha Definida.	66
Figura 43 – Nível de Tensão na Região da Trinca (Von Mises).....	67
Figura 44 – Nível de Tensão na Região da Trinca (Von Mises).....	67
Figura 45 – Modelo com as Condições de Contorno e Malha Utilizada.....	68
Figura 46 – Nível de Tensão na Região da Trinca (Von Mises).....	69
Figura 47 – Modelo com as Condições de Contorno e Malha Utilizada.....	70
Figura 48 – Nível de Tensão na Região da Trinca (Von Mises).....	71
Figura 49 – Nível de Tensão na Região da Trinca (Von Mises).....	71
Figura 50 – Nível de Tensão na Região da Trinca (Von Mises).....	72
Figura 51 – Modelo Utilizado.	73
Figura 52 – Nível de Tensão na Região da Trinca (Von Mises).....	74
Figura 53 – Trinca em Alumínio, em um Convés.	79
Figura 54 – Reparo no Convés do Tijupá.....	80
Figura 55 – Reparo Completo, junto ao Convés do Passadiço.....	80

1 Introdução

Este trabalho tem como principal objetivo a verificação numérica de ensaios experimentais realizados para estudar alterações da vida em fadiga de trincas propagadas em placas de alumínio reparadas com material compósito (fibra de carbono e fibra de vidro), de tipos e dimensões diferentes, aderidos com cola e não soldados.

Foi utilizado o programa Ansys para a modelação numérica e verificação dos resultados experimentais.

1.1 Justificativa

Esta monografia analisou através de modelos matemáticos que utilizam a ferramenta de Elementos Finitos o Fator de Intensidade de Tensão destes modelos e compará-los com os Fatores de Intensidade de Tensão experimentais calculados nos ensaios ocorridos no laboratório de tecnologia submarina durante a elaboração da dissertação do Eng. André Luís Nunes Mello [4]. Esta dissertação objetivou-se no estudo da utilização de compósito como reparo de painéis de alumínio trincados em navios, ver Fig. 1.

Os primeiros modelos em Elementos Finitos dos corpos de prova ensaiados foram elaborados sem reparo, e foram utilizados como ajuste. Após estes modelos apresentarem concordância com os valores experimentais ensaiados, os reparos foram elaborados e estudados.

Pode-se observar que os reparos interferem na taxa de propagação das trincas, diminuindo a taxa de crescimento.

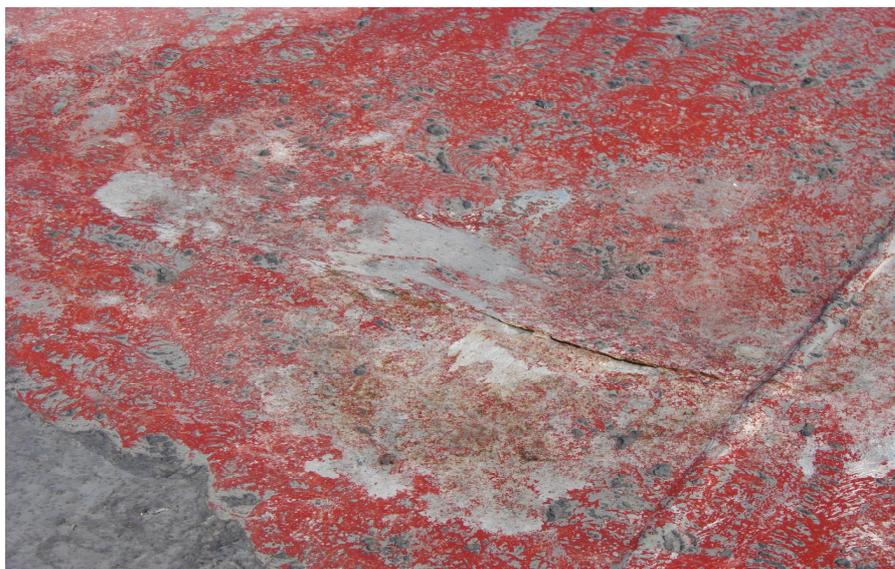


Figura 1 – Trinca em convés de alumínio

Durante a pesquisa bibliográfica para a elaboração deste trabalho constatou-se que o reparo de trincas com compósitos adesivos é largamente utilizado na indústria aeronáutica e poderá ser de grande valia para a indústria naval. As principais vantagens são as seguintes:

- Aporte térmico zero;
- Ausência de tensões residuais;
- Rapidez e limpeza na realização dos reparos;
- Aumento da vida útil da estrutura;
- A não retirada do meio reparado de operação;
- Sem processos de soldagens;
- Acréscimo de menor peso à estrutura reparada;
- A razão entre a rigidez/resistência e o peso é elevada.

A ausência de aporte térmico resulta em uma estrutura reparada sem distorções ou empenos e sem tensões residuais junto ao reparo e como não existe aporte térmico não haverá a fragilização do material (ZTA).

Quanto à rapidez, pode-se evitar em muitos casos a retirada de interferências para a realização do reparo e de uma maneira geral sem a retirada do meio reparado da operação.

Porém existem alguns inconvenientes na utilização deste tipo de reparo:

- Reparo de caráter provisório;
- Ineficaz para trincas com grandes proporções;
- Difícil aplicação com desnível entre as chapas a serem reparadas.

1.2 Revisão bibliográfica

Serão apresentados alguns trabalhos publicados em periódicos que tratam do assunto desenvolvido nesta dissertação:

[1] De origem australiana e desenvolvido no Laboratório de Pesquisa Aeroespacial deste país (ARL). Apresenta as principais vantagens do reparo utilizando adesivos e materiais compósitos. Este tipo de reparo foi desenvolvido no Laboratório de Pesquisas Aeroespacial na década de 70, e fez com que a Força Aérea australiana economizasse milhões de dólares em reparos e aumentasse a disponibilidade de suas aeronaves.

Foram enunciadas as seguintes vantagens:

- Restaura a resistência ou a rigidez de regiões corroídas ou com defeitos;
- Reduz a intensidade de tensão das regiões com trincas;
- Melhora a vida a fadiga dos componentes e da estrutura;
- Permite o acompanhamento do crescimento da trinca sob o reparo;
- Realiza reparos em diferentes contornos na estrutura a ser reparada;
- Minimiza a corrosão;
- Minimiza o atrito;
- Não conduz energia.

[2] Apresenta reparos em trincas de fadiga utilizando os compósitos não mais como um reparo adesivo, mas como um infiltrante junto à trinca.

A principal relação existente entre a dissertação apresentada e o “Artigo” está no enfoque da teoria utilizada, ou seja, a “Lei de Paris”.

São apresentados quatro métodos para a diminuição da taxa de propagação da trinca, sendo que um deles está diretamente em concordância com o método utilizado nesta dissertação que atua na redução da taxa de propagação de trincas com auxílio de reparos colados.

Para melhorar o comportamento da vida em fadiga de uma trinca, quatro procedimentos são apresentados pelo Artigo, sendo que um deles corresponde ao reparo com compósitos descrito nesta monografia (hipótese b):

- a) Aumentar o limite do Fator de Intensidade de Tensão (ΔK_{ult}) antes que a trinca se torne instável;
- b) Reduzir a taxa de propagação da trinca (da/dn) para um dado ΔKI ;
- c) Reduzir a taxa de crescimento da trinca com susceptibilidade ao valor de ΔKI , ex: diminuindo n , e;

d) Aumentando o valor de Δk_{th} , logo tem-se uma região incrementada, onde não se tem crescimento de trinca observável.

[3] Este trabalho também aborda o reparo com compósitos na indústria aeronáutica e descreve a importância deste método de reparo.

Apresenta estudos analíticos e numéricos que investigam o crescimento de uma trinca de fadiga em um painel metálico reparado em um só lado com FRP. Mostra que estas pesquisas estão focadas na determinação do Fator de Intensidade de Tensão em painéis trincados.

Apresentou que o primeiro modelo numérico em elementos finitos que foi proposto por Ratwani e utilizou um modelo de duas dimensões para representar a trinca e elementos do tipo mola cortante para representar o reparo com compósito.

No trabalho foi criticada a utilização de modelos em elementos finitos utilizando o plano médio da chapa, devido, não se conseguir exatidão no perfil da ponta da trinca e com isso acuracia na representação da distribuição de tensão nesta região. E demonstrou que modelos em três dimensões possibilitam a representação de tensão na ponta da trinca com mais exatidão.

O trabalho descreve que vários autores utilizaram o mesmo processo de avaliação desta dissertação, ou seja, utilizando o Fator de Intensidade de Tensão, trabalhando com a Mecânica da Fratura em uma trinca de tamanho fixo.

Observou que a análise numérica do processo completo da trinca de fadiga ainda não havia sido realizada até aquela data.

1.3 Desenvolvimento da Mecânica da Fratura e sua Importância

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 ao meio durante o inverno do Mar do Norte.

Estudos encomendados na época mostraram que as baixas temperaturas, os defeitos nas soldas e as tensões residuais de soldagem foram responsáveis pelas falhas descritas. Esses problemas motivaram o surgimento de duas linhas de pesquisas. A primeira baseou-se em ensaios de laboratórios com os materiais fraturados e as não fraturas dando origem aos já bem conhecidos ensaios “Charpy”. Alguns critérios técnicos a serem seguidos para uma boa prática de projeto surgiram destas pesquisas e são adotados até hoje pelos códigos de projetos. A segunda linha de pesquisa procurou desenvolver, através da associação entre modelos matemáticos e ensaios de laboratórios específicos, critérios teóricos que possibilitassem analisar qualquer estrutura em função da geometria, das cargas externas e das propriedades dos materiais utilizados na sua confecção. Foi a partir dessa pesquisa que nasceu a Mecânica da Fratura.

A Mecânica da Fratura pode ser dividida em duas áreas distintas, mas intimamente relacionadas: experimental e a teórica.

A teoria da Mecânica da Fratura provém dos estudos preliminares de Inglis [5] e Griffith [6]. Porém, Irwin [7], se utilizando da teoria da elasticidade com funções de tensões de variáveis complexas, estabeleceu o campo de deslocamentos e de tensões de proximidades da ponta da trinca, possibilitando extrair o parâmetro mais utilizado na Mecânica da Fratura linear elástica que é o fator de intensidade de tensão, grandeza essa capaz de quantificar o nível de tensão elástica na ponta da trinca e que depende basicamente do carregamento, da geometria da trinca e da geometria global da estrutura onde essa trinca está atuando.

A importância da teoria na Mecânica da Fratura está na formulação matemática para obtenção dos fatores de intensidade de tensão aplicados a uma trinca existente em uma estrutura qualquer para várias combinações de geometria e carregamentos simples. O método numérico, no entanto, é imprescindível quando se trata de modelos geométricos complicados.

Dependendo do modo de carregamento imposto sobre a trinca, podem existir três diferentes fatores de intensidade de tensão: K_I , K_{II} e K_{III} . Desses fatores, apenas o primeiro será tratado neste trabalho, pois foi o modo utilizado nos ensaios experimentais e é o usualmente adotado na Mecânica da Fratura.

As experiências em laboratório são realizadas em corpos de prova com trinca bastante aguda, nucleada por fadiga, para que se possa obter o K_I na presença de um entalhe tão severo quanto um defeito que venha a ser encontrado na prática. Além disso, buscando reproduzir as condições da Mecânica da Fratura Linear Elástica, o corpo de prova deve possuir uma espessura apropriada para minimizar o efeito de plasticidade na ponta da trinca. Nesse caso, o valor obtido experimentalmente passa a ser o fator de intensidade de tensão crítico, representado por K_{Ic} , que está diretamente relacionado à tenacidade do material. Quanto maior esse valor, maior é a capacidade do material resistir à cargas externas na presença de um entalhe, sem ocorrência de falha. Denomina-se, portanto, K_{Ic} como a tenacidade ao entalhe, sendo assim, uma propriedade do material.

Para um carregamento monotônico, a comparação direta entre o valor de K_I obtido analiticamente ou numericamente com o correspondente K_{Ic} obtido em laboratório, permite dizer se haverá propagação ou não da trinca analisada. Se $K_I > K_{Ic}$ ocorre propagação e se $K_I < K_{Ic}$ não ocorre. Esta análise avalia apenas se certa trinca é instável ou estável diante de um carregamento monotônico imposto. A quantificação da propagação da trinca, devido à presença de cargas cíclicas, recai num estudo de fadiga.

Mesmo que uma trinca não se propague de forma instável, poderá haver falha estrutural por colapso plástico. A associação entre os dois mecanismos de falha – fratura frágil (propagação instável) e colapso plástico - é feita através do diagrama de avaliação de falha conhecido como FAD. [15].

Na Mecânica da Fratura elasto-plástica, a presença da zona plástica na ponta da trinca contribui para a redistribuição de tensão ao redor dessa região, fazendo com que o fator K_I adotado na Mecânica da Fratura elasto-plástica, seja utilizado apenas para pequenos níveis de plastificação, definido em função do raio plástico e do tamanho da trinca. Neste caso, os parâmetros utilizados para quantificar o grau de criticidade da trinca são CTOD, "Crack Tip Opening Displacement", que é a abertura medida na ponta da trinca e a Integral J. Qualquer um desses parâmetros é suficiente para avaliar se a trinca é estável ou não. Experimentalmente, com um corpo de prova de mesmo material e espessura da peça trincada, obtém-se valores limites de CTOD e J, para que não ocorra propagação da trinca. [8]

1.4 Alguns Conceitos da Mecânica da Fratura

Defeitos ou descontinuidades estão presentes em todas as estruturas, porém em quantidades diferentes. Estes defeitos ocorrem em materiais decorrentes dos processos de fundição, laminação e forjamento ou provenientes da fabricação das estruturas ou ainda durante a sua utilização em serviço, tais como corrosão sob tensão, fadiga e fluência.

Quanto à sua forma, os defeitos nos materiais de uso industrial são divididos em volumétricos, planares e geométricos. Os defeitos volumétricos são normalmente internos, tais como poros e inclusões de escória em processos de soldagem. Os defeitos geométricos são, entre outros, os desalinhamentos, ovalizações e distorções, normalmente associados à defeitos de fabricação. Os defeitos planares são geralmente mais críticos por possuírem formas agudas, mais sujeitas à concentração de tensões. Dentre os defeitos planares destacam-se as trincas, a falta de fusão e penetração do cordão de solda. [14]

A Mecânica da Fratura foi desenvolvida com o objetivo de analisar a integridade das estruturas com defeitos agudos submetidas a carregamentos externos. Os carregamentos podem ser monotônicos ou cíclicos. No caso de carregamentos cíclicos, tem-se o estudo de propagação de defeito por fadiga estabelecido através da lei experimental de Paris [9]. No caso de carregamentos monotônicos, a Mecânica da Fratura permite avaliar a estabilidade do defeito através da comparação entre alguns parâmetros (K_i , K_{ic}), calculada analiticamente ou numericamente, com os correspondentes parâmetros medidos em laboratórios. Nota-se uma grande dependência entre as investigações teórica e experimental na Mecânica da Fratura para a avaliação do grau de severidade dos defeitos. Dependendo dos regimes de comportamento do material quais sejam linear-elástico e elasto-plástico, a Mecânica da Fratura se divide em Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) e Mecânica da Fratura Elasto-plástico (MFEP).

O primeiro estudo analítico significativo relacionado com a avaliação de trincas em estruturas foi feito por Inglis [5]. Através do modelo de uma chapa plana com furo elíptico sob tensão uniforme (σ), representado na Fig 2. Inglis mostrou que a tensão máxima (σ_{max}) ocorre na região mais aguda da elipse, ou seja, onde o seu raio de curvatura (ρ) é mínimo. O raio mínimo de curvatura e a tensão máxima são dados por:

$$\rho = \frac{b^2}{a} \quad (1)$$

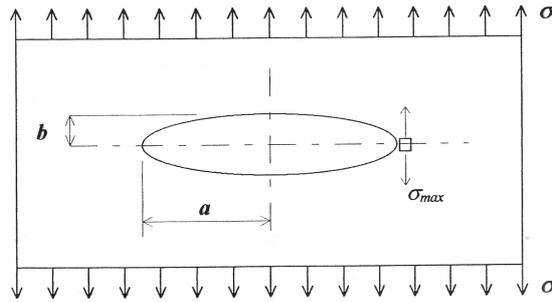


Figura 2 – Modelo de Chapa com Furo Elíptico Sob Tração Usado por Inglis.

Estabelecendo o limite na expressão abaixo quando b tende a zero obtém-se, geometricamente a forma de uma trinca.

$$\sigma_{\max} = \sigma \left(1 + \frac{2a}{b}\right) \quad (2)$$

A tensão máxima nas suas extremidades passa a ser dada por:

$$\sigma_{\max} = 2\sigma \left(\frac{2a}{b}\right)^{0,5} \quad (3)$$

A singularidade na ponta da trinca faz com que a tensão máxima nessa região tenda ao infinito. Desta forma, nenhuma tensão remota poderia ser aplicada numa peça com trinca. Esta conclusão de estudo de Inglis só se aplica aos materiais muito frágeis, tal como o vidro. Para a grande maioria dos materiais usados nas indústrias, que possuem comportamento elasto-plástico, essa conclusão não é válida.

Griffith [6], aplicando o princípio da conservação de energia ao modelo de trinca mostrado na Fig. 3, postulou que a trinca se torna instável quando a taxa de liberação de energia potencial elástica, em face de um pequeno aumento no tamanho da trinca, excede a taxa de crescimento da energia de superfície associada a esse pequeno aumento na trinca.

O critério de Griffith pode então ser enunciado como: “uma trinca só irá propagar-se, de modo instável, quando o decréscimo de energia elástica com a propagação for ao menos igual à energia necessária para criar as novas superfícies de trinca”. [16]

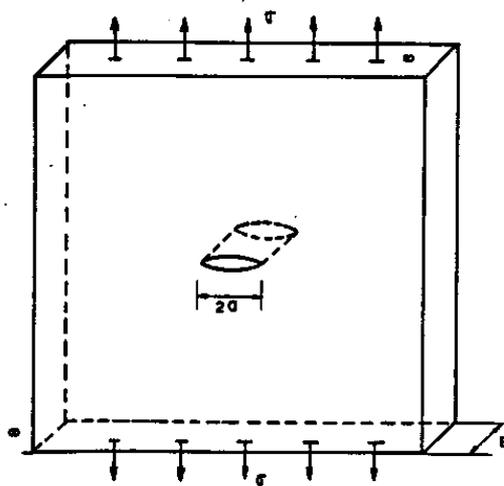


Figura 3 – Modelo de Chapa com Trinca Sob Tração usada por Griffith.

Para a formulação de seu modelo, Griffith considerou uma chapa infinita contendo um defeito elíptico vazante, carregada sob tração com uma tensão σ , perpendicular ao plano do eixo maior da elipse.

A energia potencial elástica associada a uma trinca de comprimento $2a$ carregada, conforme a figura 3 é dada por:

$$U = \frac{\pi \cdot \sigma^2 \cdot a^2}{2E} \quad (4)$$

A energia necessária à formação da superfície correspondente a mesma trinca de comprimento $2a$ equivale a:

$$w = 2 \cdot \gamma \cdot a \quad (5)$$

Onde γ é a densidade de energia de superfície e “E” é o Modulo de Elasticidade, específico de cada material.

Matematicamente, o Postulado de Griffiths diz que a trinca se torna instável quando:

$$\frac{\delta U}{\delta a} > \frac{\delta W}{\delta a} \quad (6)$$

Da expressão acima se chega a condição limite de estabilidade $\frac{\delta U}{\delta a} = \frac{\delta W}{\delta a}$, dada por:

$$2\gamma = \frac{(\pi \cdot \sigma^2 \cdot a)}{E} \quad (7)$$

E a partir da expressão (7) chega-se ao comprimento máximo de trinca (a_{crit}), que a peça pode suportar sem que haja propagação instável de trinca, dado por:

$$a_{crit} = \frac{2 \cdot \gamma \cdot E}{\pi \cdot \sigma^2} \quad (8)$$

Esse resultado é relativo a uma tensão remota σ e a um certo material com densidade de energia de superfície γ e módulo de elasticidade E .

Os resultados obtidos por Griffith [6] são válidos apenas para materiais frágeis. Além disso, a grandeza γ não é adequada à análise de fratura em materiais metálicos ou ligas metálicas, devido à plasticidade gerada na ponta da trinca por estes materiais, onde, a energia para a fratura é muito superior à energia consumida para a criação das superfícies [16].

Orowan [11], reconhecendo essas limitações, sugeriu a inclusão de um termo novo nas expressões acima que irá corresponder a energia absorvida no processo de deformação plástica na ponta da trinca (γ_p) em materiais dúcteis. Desta forma, a energia necessária para criar uma nova superfície de trinca de comprimento $2a$ é dada por:

$$W = 2(\gamma + \gamma_p) \cdot a \quad (9)$$

Para materiais muito frágeis, γ é muito maior que γ_p , enquanto que para materiais dúcteis γ é menor que γ_p .

Substituindo γ por $(\gamma + \gamma_p)/E$ na expressão (7), Orowan chegou ao comprimento máximo de Trinca (a_{crit}) que a peça pode suportar sem que haja propagação instável dado por:

$$a_{crit} = \frac{2(\gamma + \gamma_p) \cdot E}{\pi \cdot \sigma^2} \quad (10)$$

Irwin [7] desenvolveu conceitos muito semelhantes ao de Orowan, denominado genericamente de “G” o termo energético associado a criação da nova superfície de trinca equivalente a $2(\gamma + \gamma_p)$, como sendo:

$$G = \frac{\pi \cdot \sigma^2 \cdot a}{E} = 2(\gamma + \gamma_p) \quad (11)$$

Desta forma, a fratura passa a ocorrer quando:

$$\frac{\pi \cdot \sigma^2 \cdot a}{E} > G_c \quad (12)$$

Onde G_c corresponde à taxa de liberação de energia de deformação crítica e, segundo Irwin, estabelecida como a tenacidade à fratura do material [8].

1.5 Conceitos da Mecânica da Fratura Linear-Elastica (MFLE)

Os conceitos atuais da MFLE são baseados nos estudos de Irwin [7], Williams [12] e Rice [13].

Segundo Irwin, as trincas presentes nas estruturas podem ser carregadas de três diferentes modos, conforme as equações 13 (a), (b) e (c):

Qualquer deslocamento aplicado na ponta da trinca pode ser decomposto nos três modos acima. Irwin mostrou que as componentes de tensão na ponta da trinca, para cada modo associado (I, II ou III), podem ser expressas por:

$$\text{Modo I } \sigma_y = \frac{K_I \cdot F_1(\theta)}{(2 \cdot \pi \cdot r)^{0.5}} \quad (13a)$$

$$\text{Modo II } \tau_{xy} = \frac{K_{II} \cdot F_2(\theta)}{(2 \cdot \pi \cdot r)^{0.5}} \quad (13b)$$

$$\text{Modo III } \tau_{yz} = \frac{K_{III} \cdot F_3(\theta)}{(2 \cdot \pi \cdot r)^{0.5}} \quad (13c)$$

Nas expressões acima, r é a distância radial da ponta da trinca e os termos $f_1(\theta)$, $f_2(\theta)$, $f_3(\theta)$ são funções trigonométricas do ângulo polar θ . Além disso, os fatores K_I , K_{II} , K_{III} são iguais a $\sigma(\pi.a)^{0.5}$, sendo σ a tensão remota associada a cada modo de carregamento ao comprimento de trinca (a).

Para cada modo de carregamento (I, II ou III), tensões em outras direções, além das apresentadas nas expressões acima, também são induzidas.

A singularidade na ponta da trinca é da forma $1/(r)^{0.5}$. Isto significa que, quanto mais próximo da ponta da trincas, maiores os valores das tensões envolvidas. Os parâmetros K_I , K_{II} , K_{III} são os fatores de intensidade de tensão na ponta da trinca para os três modos de carregamento I, II, III respectivamente. Esses fatores caracterizam a magnitude do campo de tensões nesta região e são usados na avaliação da criticidade da trinca, sendo função apenas do tamanho da trinca, da geometria da estrutura e do tipo e magnitude do carregamento imposto. [8]

1.5.1 Fatores de Intensidade de Tensão “ K_I ”

Uma das funções mais importantes da Mecânica da Fratura é a de fornecer subsídio para a determinação dos fatores de intensidade de tensão para várias condições impostas (trinca, carregamento e geometria).

O fator de intensidade de tensão descreve o estado de tensões na ponta da trinca de um sólido com comportamento linear elástico. É válido também para comportamento elástico não linear, quando a zona plástica na ponta da trinca é pequena em relação às dimensões do componente. Isso permite a aplicação da mecânica da fratura linear elástica para metais e ligas metálicas no regime de escoamento em pequena escala. A restrição é que a região de deformação não linear seja pequena e esteja confinada dentro da região do domínio do fator de intensidade de tensão. [16]

Utilizando os conceitos introduzidos por Irwin [7], relativos às equações 13a-c, chega-se à expressão geral para o fator de intensidade de tensão:

$$K = Y.\sigma.(\pi.a)^{0.5} \quad (14)$$

“ σ ” é a tensão uniaxial aplicada perpendicular ao plano da trinca, “ a ” é o comprimento da trinca, e “ Y ” é uma constante adimensional que depende da proximidade da trinca aos contornos do elemento estrutural ou de outras trincas, da orientação e forma da trinca e das condições de contorno da estrutura que a contém.

A medida que o tamanho de uma trinca torna-se relativamente grande em relação às dimensões do elemento estrutural, o valor de Y aumenta consideravelmente.

A relação que descreve o comportamento da propagação de trincas por fadiga nos metais relaciona a taxa de crescimento de trinca por fadiga com a variação do fator de intensidade de tensão na ponta da trinca.

A determinação desses fatores (K_I , K_{II} , K_{III}) pode ser feita por meio dos seguintes métodos:

a) Solução analítica limitada à geometria e carregamento simples. Devido à singularidade na ponta da trinca, esta solução é de difícil realização, muitas vezes impossível, tornando esse método menos adotado;

b) Soluções catalogadas obtidas numericamente. Nesse caso, basta identificar dentre as soluções disponíveis aquela que melhor se adapta ao problema em estudo e obter Y ou K diretamente;

c) Análise numérica tal como o Método dos Elementos Finitos e o Método dos Elementos de Contorno. Para geometrias ou carregamentos complexos, em que os métodos (a) e (b) não são aplicáveis, não há como evitar a utilização desses métodos numéricos para obtenção da solução.

Quanto à solução numérica pelo Método dos Elementos Finitos, os principais métodos utilizados são: extrapolação, integral “J e M” e extensão virtual da trinca [4].

2 Tipos de Ligas

Uma grande variedade de ligas comerciais de alumínio e de tratamentos térmicos fornece combinações específicas de resistência mecânica, tenacidade à fratura, resistência à fadiga, resistência à corrosão, soldabilidade e formabilidade. Estas características, aliadas às elevadas relações resistência/densidade, fazem com que as ligas de alumínio sejam uma das melhores escolhas para diversas aplicações na engenharia. Como outros materiais cúbicos de faces centradas, as ligas de alumínio não exibem a transição brusca dúctil-frágil no comportamento em fratura com o abaixamento da temperatura. Resultados em ensaios de tração indicam que praticamente todas as ligas de alumínio são insensíveis a taxas de deformação entre 10^{-5} mm/mm/s e 1 mm/mm/s na temperatura ambiente e em baixas temperaturas. Desta forma, o alumínio é um material ideal para aplicações estruturais numa larga faixa de temperatura e de taxas de carregamento desde que se respeite a vida útil da liga.

Ligas de alumínio podem ser classificadas de diversas maneiras. Uma tentativa é a separação das ligas em dois grandes grupos, conforme o tipo de produto: ligas

trabalhadas e ligas fundidas. Ambas as classes de ligas são subdivididas em ligas que podem ou não ser endurecidas por envelhecimento. Ligas fundidas devem ter características propícias para a fundição, como por exemplo, apresentar uma facilidade para preencher completamente o molde e uma baixa sensibilidade para trincamento durante a fundição. Ligas trabalhadas devem ter características propícias para processos de conformação mecânica, como laminação, forjamento e extrusão. Em adição, estas ligas devem ter uma composição química e uma faixa de solubilidade de tal forma a torná-las suscetíveis ao tratamento térmico de envelhecimento.

As ligas trabalhadas podem ser divididas conforme o mecanismo de endurecimento: ligas endurecidas por trabalho mecânico (work hardening) e ligas endurecidas por elementos de liga (alloy hardening).

O endurecimento por trabalho mecânico é obtido através de algum processo de conformação a frio. Ele está ligado à dificuldade em se promover o movimento de discordâncias durante a deformação plástica, a partir de sua multiplicação e empilhamentos em contornos de grãos no interior do metal. Com o aumento da conformação, o acúmulo de discordâncias se combina para formar contornos de uma estrutura celular. Mais trabalho a frio produz um aumento na densidade de discordâncias, e uma redução no tamanho das células de discordâncias. Estas distorções da rede de alumínio associadas com a presença de discordâncias e a interação entre os campos de tensão entre estas discordâncias, são as principais fontes para o endurecimento da liga.

Em algumas situações pode ocorrer que a conformação a frio promova um exagerado endurecimento da liga. Neste caso, costuma-se proceder a um tratamento de recozimento, para redução da resistência mecânica da liga. Este recozimento pode compreender as tradicionais etapas de recuperação, recristalização e crescimento de grão. Nos produtos conformados a frio e/ou recozidos é normal o desenvolvimento de uma textura cristalográfica, que pode ser de laminação ou de recristalização.

O endurecimento por elementos de liga está baseado na interação entre discordâncias e átomos estranhos à rede de alumínio. Os átomos estranhos têm naturalmente um diâmetro atômico e uma estrutura eletrônica diferente dos átomos de alumínio, e por esta razão a adição destes átomos cria um distúrbio na rede do alumínio. Diferentes tipos de átomos estranhos afetam a rede em diferentes graus de intensidade. Além disto, o endurecimento depende da maneira como estes átomos estão presentes na rede, se dissolvidos em solução, ou se na forma de precipitados finamente distribuídos dentro da rede de alumínio. Por esta razão deve-se dividir o endurecimento por elementos de liga em dois grupos, endurecimento por solução

sólida, que é usado nas ligas endurecidas por trabalho mecânico, e endurecimento por precipitação, ou envelhecimento, produzido por precipitação controlada de elementos de liga previamente em solução nas ligas tratáveis termicamente. Seja qual for a sua distribuição, os átomos estranhos impedem o movimento das discordâncias, e portanto, o progresso da deformação plástica, o que causa então o endurecimento da liga [10].

2.1 Designação das Ligas da “American Aluminum Association”

Um sistema de classificação muito empregado consiste na identificação das ligas por quatro dígitos, conforme proposta da “American Aluminum Association”. Este sistema está apresentado na Tabela 1, onde as ligas são caracterizadas pela composição química básica, método de endurecimento e faixa de resistência mecânica.

O primeiro dígito nesta classificação indica o principal elemento de liga. Modificações da liga original e limites de impureza são indicados pelo segundo dígito. Os dois últimos dígitos indicam a porcentagem mínima de alumínio no caso do grupo 1M, e servem para identificações posteriores das ligas dos outros grupos. Para ligas experimentais o prefixo X é adicionado. Quando a liga deixa de ser experimental, este prefixo é eliminado [10].

Tabela 1 – Classificação das Ligas de Alumínio

Série	Composição	Endurecimento	Resistência
1XXX	Al	Trab. a frio	70-175
2XXX	Al-Cu-Mg(1-2. 5%Cu)	Trat.térmico	170-310
2XXX	Al-Cu-Mg (3-6%Cu)	Trat.térmico	380-520
2XXX	Al-Li-Cu-Mg-Zr	Trat.térmico	440-590
3XXX	Al-Mn-Mg	Trab.a frio	140-280
4XXX	Al-Si	Trab.a frio	105-350
5XXX	Al-Mg(1-2. 5%Mg)	Trab.a frio	140-280
5XXX	Al-Mg-Mn(3-6%Mg)	Trab.a frio	280-380
6XXX	Al-Mg-Si	Trat.térmico	150-380
7XXX	Al-Zn-Mg	Trat.térmico	380-520
7XXX	Al-Zn-Mg-Cu	Trat.térmico	520-620
8XXX	Al-Li-Cu-Mg-Zr	Trat.térmico	350-580

Ligas da classe 1XXX são usadas principalmente em aplicações onde a condutividade elétrica, a formabilidade, a ductilidade e a resistência à corrosão sob tensão são mais importantes do que a resistência mecânica. Ligas da classe 3XXX, freqüentemente usadas em tubulações, são caracterizadas por baixa resistência mecânica, e excelentes características de tenacidade, ductilidade, formabilidade, brasagem e soldagem. Ligas da classe 4XXX são usadas principalmente em fios de soldagem e aplicações de brasagem, onde um ponto de fusão mais baixo do que o metal de base é requerido, sem produzir fragilização.

Os produtos comerciais de alumínio, usados na maioria das aplicações estruturais, são selecionados a partir das classes 2XXX, 5XXX, 6XXX, 7XXX e 8XXX, que oferecem valores entre média e elevada resistência mecânica. Destas classes, as ligas 5XXX e 6XXX apresentam além da média a elevada resistência mecânica, boa resistência à corrosão, e geralmente são tão tenazes que a tenacidade à fratura raramente é uma consideração de projeto. As ligas 5XXX têm boa resistência à corrosão sob tensões em atmosfera marinha e boas características de soldagem. Notadamente, esta classe de ligas tem sido largamente usada em aplicações a baixas temperaturas, as quais satisfazem os mais severos requisitos de estocagem de combustível liquefeito e transporte em temperaturas criogênicas. Ligas da série 6XXX, com boa formabilidade e soldabilidade em níveis médios de resistência podem ser bastante empregadas em aplicações estruturais convencionais.

As ligas das séries 2XXX e 7XXX são geralmente utilizadas em aplicações que envolvem componentes altamente carregados mecanicamente. Certas ligas e tratamentos térmicos dentro destas classes são conhecidos pela sua elevada tenacidade à fratura, resistência mecânica e resistência à fadiga.

A resistência ao trincamento por corrosão sob tensão geralmente não é tão elevada quanto para as ligas das outras séries. Entretanto, falhas em serviço podem ser evitadas por práticas eficientes de engenharia e uma boa seleção da liga, do tratamento térmico ou de um sistema protetor adequado. Certas ligas destas séries têm boas características de soldagem em elevadas resistências. Conforme já comentado, todas estas ligas são bastante empregadas na indústria aeroespacial.

As ligas da série 2XXX e 8XXX são sistemas recentemente desenvolvidos pelas indústrias de alumínio, que contêm o lítio como elemento de liga principal. Estas ligas têm apresentado valores interessantes de resistência mecânica e de tenacidade à fratura. Porém, as propriedades que mais se destacam são a baixa densidade e o elevado módulo de elasticidade, propriedades que tornam estas ligas fortes candidatas para aplicações na indústria aeroespacial, conforme já mencionado [10].

2.2 Elementos Principais das Ligas 5XXX

Magnésio

Sua solubilidade máxima no alumínio é de 17,4%, mas é utilizado nas ligas trabalhadas em quantidade que não excede a 5,5%. A adição de magnésio aumenta significativamente a resistência do alumínio, sem prejuízo na ductilidade. As resistências à corrosão e a soldabilidade são boas. Em geral, o magnésio é adicionado junto com cobre, zinco ou lítio.

Manganês

O manganês aumenta a resistência do alumínio tanto em solução sólida como a partir da precipitação de uma fase intermetálica bem fina. Em adição, este elemento é usado para controlar a estrutura dos grãos. A presença de manganês aumenta a temperatura de recristalização e promove a formação de uma estrutura fibrosa durante o trabalho à quente. Como precipitado ele é efetivo em diminuir a recuperação e evitar o crescimento de grão. Por outro lado, este precipitado aumenta a sensibilidade à tempêra das ligas tratadas termicamente [10].

2.3 Designação de Tratamentos Térmicos

Considerando que as ligas tratadas termicamente são submetidas ao tratamento térmico de envelhecimento, e às vezes à conformação mecânica, e, levando-se em conta, que existem diversas possíveis combinações entre temperatura, tempo de tratamento e tipo de conformação para se atingir determinada propriedade, faz-se necessária a adoção de mais um método de identificação das ligas de alumínio. A “American Aluminum Association” propõe então a padronização que será apresentada a seguir [10].

a) Designações básicas

As designações básicas de tratamentos térmicos são:

F - como fabricado: Aplica-se a produtos onde não é exigido nenhum controle especial sobre tratamento térmico ou endurecimento por deformação. Para produtos trabalhados não há limite para propriedades mecânicas.

0 – recozido: Aplica-se a produtos trabalhados que são recozidos para se obter os menores níveis de resistência mecânica, e a produtos fundidos que são recozidos para melhorar a ductilidade e a estabilidade dimensional. O símbolo 0 deve ser seguido por um dígito diferente de zero.

W - solubilizado: Uma situação instável, que se aplica somente para produtos que envelhecem espontaneamente na temperatura ambiente após a solubilização. Esta designação é específica somente quando o período de envelhecimento natural é indicado, por exemplo, W 1/2 h.

T – ligas tratáveis termicamente para produzir uma estrutura estável diferente das designações F e 0: Aplica-se a produtos que são termicamente tratados, com ou sem endurecimento, por deformação complementar, para produzir uma estrutura estável. A designação T é sempre seguida por um ou mais dígitos, conforme discutido a seguir.

H – Ligas não tratáveis termicamente, onde o aumento de resistência mecânica é obtido pela deformação plástica a frio. Podem ser submetidas a um recozimento complementar para produzir amolecimento parcial ou a um processo de estabilização. Dígitos adicionais indicam o nível de encruamento necessário ou algum tratamento que possa influenciar as propriedades obtidas.

Subdivisões da designação T

Na designação do tipo T esta letra é sempre seguida por um número de 1 a 10, cada número denotando uma seqüência específica de tratamentos:

T1 : Resfriado a partir de uma temperatura elevada, e envelhecido naturalmente para uma condição substancialmente estável.

T2 : Resfriado a partir de uma temperatura elevada, trabalhado a frio, e envelhecido naturalmente para uma condição substancialmente estável.

T3 : Solubilizado, trabalhado a frio e envelhecido naturalmente para uma condição substancialmente estável.

T4 : Solubilizado e envelhecido naturalmente para uma condição substancialmente estável.

T5 : Resfriado a partir de uma temperatura elevada e envelhecido artificialmente.

T6 : Solubilizado e envelhecido artificialmente.

- T7 : Solubilizado e estabilizado.
- T8 : Solubilizado, trabalhado a frio e envelhecido artificialmente.
- T9 : Solubilizado, envelhecido artificialmente e trabalhado a frio.
- T10: Resfriado a partir de uma temperatura elevada, trabalhado a frio e envelhecido artificialmente.

Quando se deseja identificar uma variação de uma das dez designações descritas anteriormente, dígitos adicionais (o primeiro dos quais não pode ser zero) devem ser acrescentados à designação. Por exemplo, quando se tem produtos trabalhados que foram submetidos a alívio de tensões, os seguintes conjuntos de dígitos são acrescentados à designação principal

Tx51 : Alívio de tensões por alongamento.

Tx52 : Alívio de tensões por compressão.

Tx54 : Alívio de tensões por alongamento e compressão combinados.

Outros exemplos:

T 451 – For sheet and plate that are stress relieved by stretching after solution heat treatment
T 4511 – For extruded bars, rods or shapes that are stress relieved by stretching after solution heat treatment

T 651 – For sheet and plate that are stress relieved by stretching after solution heat treatment and then artificially aged

T 6511 – For extruded bars, rods or shapes that are stress relieved by stretching after solution heat treatment and then artificially aged.

(Fonte ABS)

2.4 Tenacidade à Fratura

Para se entender o comportamento das ligas de alumínio em termos de tenacidade à fratura, isto é, na resistência à propagação de trincas sob solitação monotônica, deve-se inicialmente compreender o processo normal de fratura destas ligas.

O modo básico de fratura em todas as ligas de alumínio é a fratura dúctil. Esta fratura inicia-se a partir da nucleação de trincas em regiões da estrutura onde há concentração de tensão, como em rebites onde ocorre deformação plástica não uniforme e o deslizamento cruzado de discordâncias é restrito. A deformação não uniforme é característica de uma microestrutura onde há corte de precipitados por discordâncias e o deslizamento é planar. Neste caso, concentrações de tensão são originadas em contornos de grãos, gerando trincas e induzindo uma falha intergranular. Há também deformação localizada a partir do desenvolvimento das zonas livres de precipitados adjacentes aos contornos de grãos. Neste caso, trincas se formam devido à incompatibilidade de deformação entre grãos adjacentes e partículas precipitadas nos contornos de grãos. A presença de partículas não só dificulta o movimento de discordâncias, como também promove o aparecimento de microtrincas, seja pela quebra destas partículas, seja pela decoesão da interface partícula. A Fig. 4 esquematiza as três possibilidades para nucleação de trincas.

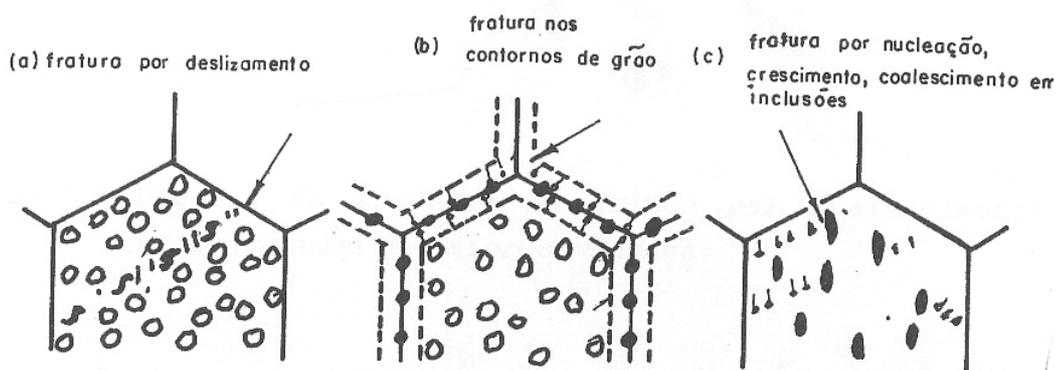


Figura 4 – Esquema da Extensão da Trinca por Coalescimento Transgranular de Microcavidades.

Uma vez que o trincamento da liga se inicia, costuma-se dividir o processo, para fins didáticos, nas etapas de crescimento e coalescimento de cavidades. Entretanto, deve-se ressaltar que trabalhos realizados sobre a propagação de trinca em amostras entalhadas da Mecânica de Fratura sugerem que os três estágios da fratura dúctil devem ser considerados de maneira quase contínua com o avanço da trinca, isto é, as

partículas de segunda fase entram progressivamente numa "zona de processo" à frente da ponta da trinca, e as etapas progressivas de iniciação, crescimento e coalescimento de cavidades promovem pequenos incrementos individuais da extensão da trinca. A Fig. 5 esquematiza este processo [10].

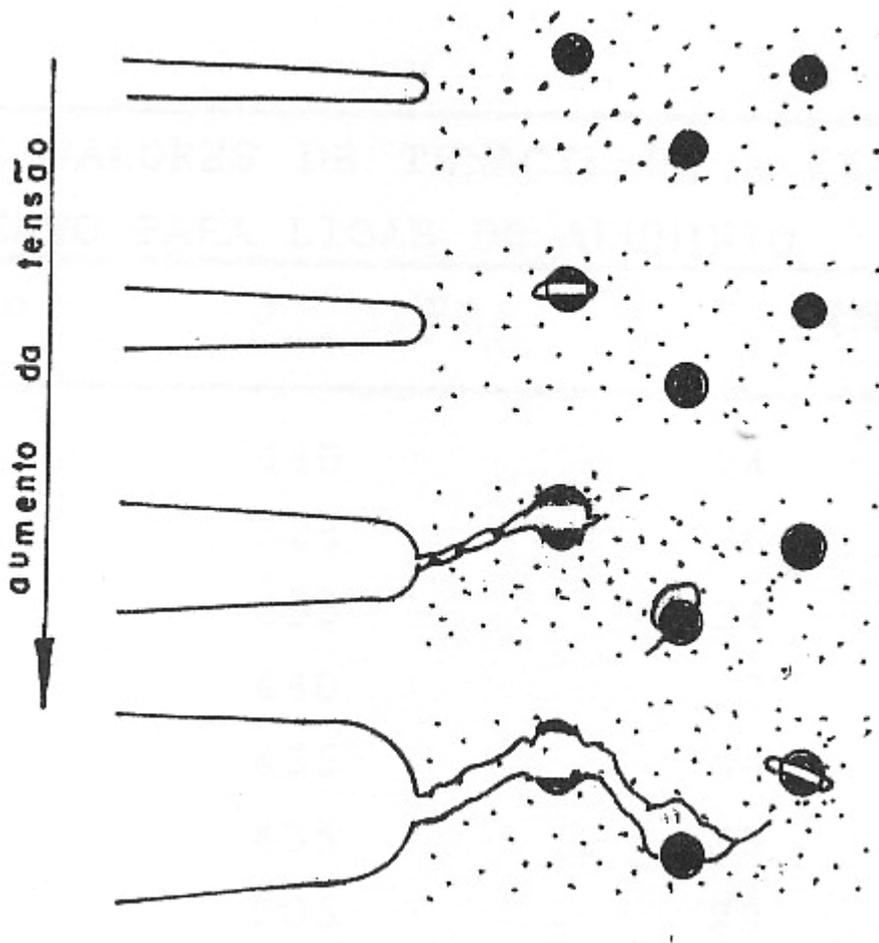


Figura 5 – Esquema da Extensão da Trinca por Coalescimento Transgranular de Microcavidades (Típica Em Trincas Ducteis).

Posto isto, pode-se concluir que os principais parâmetros microestruturas que controlam a tenacidade são :

- O tamanho, a forma e a fração volumétrica das partículas ativas;
- A resistência destas partículas à clivagem e à decoesão;
- O comportamento em deformação plástica da matriz, que é função de seu limite de escoamento e da sua capacidade para encruamento, que por sua vez controla o aparecimento de concentrações locais de deformação.

Os níveis de tenacidade alcançados para os metais geralmente decrescem com o aumento do nível de resistência. Esta tendência ocorre em diversas ligas de alumínio. Pode-se verificar que as ligas da série 7XXX apresentam as maiores combinações de resistência e tenacidade de todas as ligas de alumínio.

2.5 Fadiga com Amplitude Constante

Fadiga é o termo utilizado para expressar a falha de um material submetido a um carregamento cíclico ou flutuante, mesmo se os níveis de tensões aplicados sejam menores que o limite de escoamento. Os materiais solicitados dinamicamente podem apresentar falhas em níveis de tensão bem abaixo da tensão de fratura sob carregamento estático. Estima-se que cerca de 90% das falhas de componentes de automóveis, aviões, pontes, turbinas, bombas, máquinas e equipamentos em geral, sujeitos a carregamentos repetitivos e/ou vibrações, deve-se ao fenômeno da fadiga [17].

Carregamento com Amplitude Constante

A história de carregamento mais simples em fadiga é a flutuação de tensão senoidal com amplitude constante, conforme mostrado na Fig. 6:

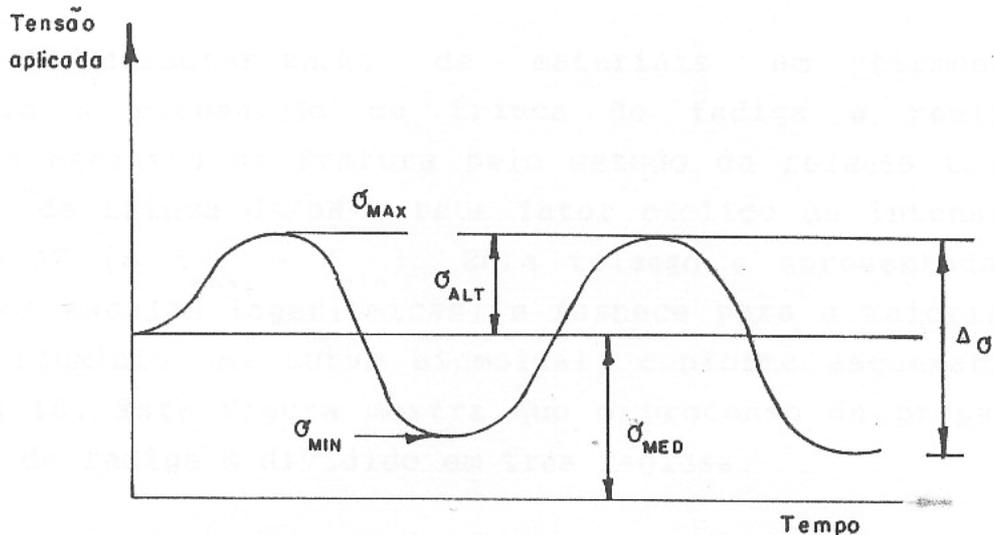


Figura 6 – Carregamento Senoidal com Amplitude Constante.

Utilizando-se figura 7, alguns parâmetros básicos para caracterização do carregamento podem ser definidos - tensão média σ_m , faixa de tensão $\Delta\sigma$, tensão alternada σ_a e razão de tensões R.

A vida à fadiga de um material submetido a um carregamento conforme mostrado na Figura 7 pode ser obtida, a partir da Mecânica de Fratura, através do fator cíclico de intensidade de tensão ΔK_I e do fenômeno de fechamento de trinca descrito nos próximos itens.

2.6 Caracterização da Propagação da Trinca

A aplicação da mecânica da fratura no estudo da propagação de trincas por fadiga tem se desenvolvido rapidamente e uma grande quantidade de dados de propagação de trincas por fadiga foram acumulados. Segundo Kitagawa, “a mecânica da fratura é uma simulação tecnológica que utiliza modelos de trincas para avaliação da propagação e resistência à propagação de trincas de corpos trincados”.

A caracterização de trincas de fadiga pela mecânica da fratura baseia-se no conceito de similaridade. Este conceito implica que as condições na ponta da trinca sejam definidas unicamente por um parâmetro de carregamento, tal como o Fator de Intensidade de Tensão. Sob certas condições, o crescimento de trincas por fadiga pode ser caracterizado pelo Fator de Intensidade de Tensão [19].

A abordagem convencional para a análise do comportamento em fadiga de componentes é baseada no uso da curva tensão-vida (σ -N), que basicamente fornece a vida para nuclear a trinca por fadiga em um material sem defeitos. Entretanto, os componentes estruturais que já apresentem defeitos semelhantes a trincas antes da sua utilização ou que possam apresentar trincas nucleadas em pontos de alta concentração de tensão no início da vida em fadiga, têm o processo de fadiga controlado pela propagação da trinca.

A caracterização de materiais em termos de resistência à propagação de trinca de fadiga é realizada através da Mecânica de Fratura pelo estudo da relação taxa de propagação de trinca da/dn versus fator cíclico de intensidade de tensão ΔK ($= K_{max} - K_{min}$). Esta relação é apresentada num gráfico com escalas logarítmicas, e fornece para a maioria das ligas de alumínio uma curva sigmoideal, conforme esquematizado na Fig 7. Esta figura mostra que o processo de propagação de trinca de fadiga é dividido em três regiões distintas, de acordo com a forma da curva, mecanismos de propagação da trinca e as fontes de influências presentes.

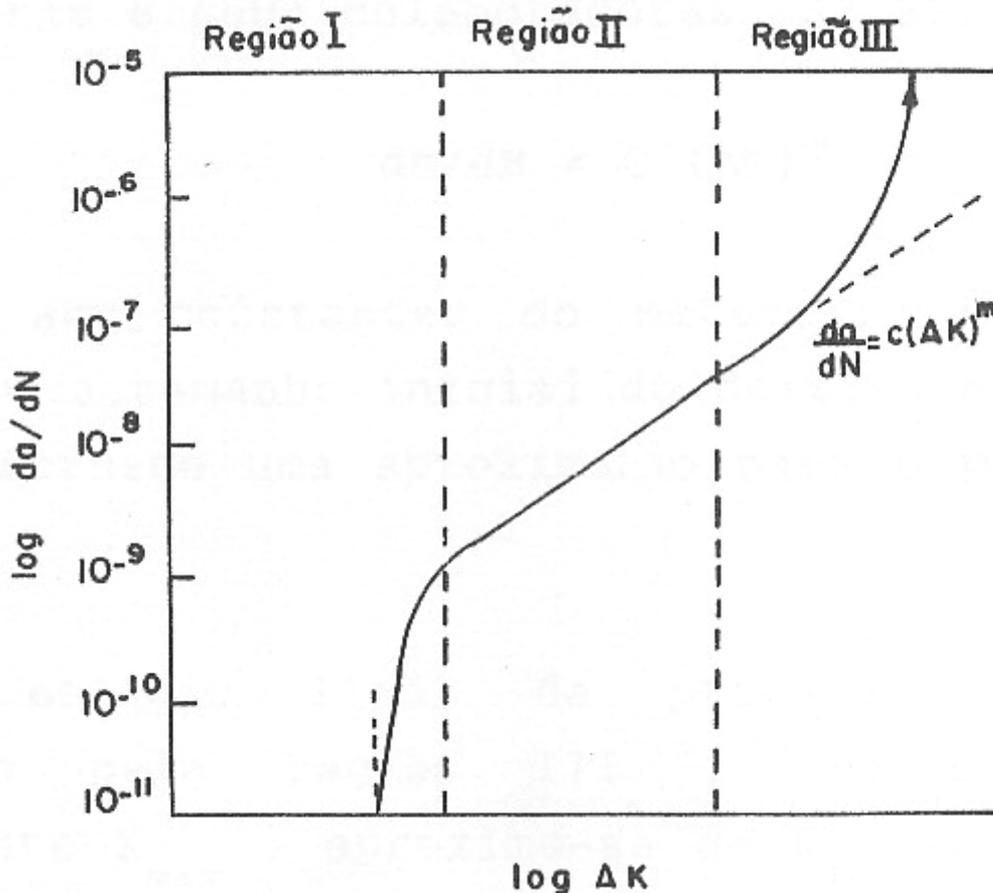


Figura 7 – Curva Esquemática $\frac{da}{dN} \times \Delta K$.

Dentro da região I, apresenta o fator limite de intensidade de tensão ΔK_{th} (linha de corte) abaixo do qual as trincas não propagam. Assim, ΔK_{th} é um parâmetro de resistência à fadiga do material, ou seja, componentes estruturais desenhados com base no limite de fadiga (ΔK_{th}) são esperados que tenham uma vida infinita. A propagação da trinca nessa região envolve processos de falhas não contínuos, cujas taxas médias de extensão da trinca são inferiores à 10^{-6} mm/ciclo. Essa região é bastante sensível à microestrutura do material (morfologia, tamanho de grão, dispersão de partículas de segunda fase e inclusões), razões de tensões e meio ambiente.

O projetista que utiliza conceitos da Mecânica de Fratura está muito interessado nesta região, uma vez que as taxas de propagação de trinca correspondem aos primeiros estágios da formação e propagação da trinca, onde um procedimento de recuperação da estrutura pode ser adotado.

Na região II, situada normalmente na faixa de 10^{-7} a 10^{-9} mm/ciclo, tem um crescimento de trinca com taxas intermediárias e o comportamento é normalmente

caracterizado por uma relação linear entre $\log(da/dN)$ e $\log(\Delta K)$. Nesta região a trinca usualmente cresce através do avanço de uma quantidade definida por ciclo de tensão. Isto leva à formação na superfície de estrias, as chamadas "estrias de fadiga". Para esta situação, a microestrutura e as condições de carregamento não apresentam muita influência, mais sim, a amplitude do Fator de Intensidade de Tensão (ΔKI).

Diversos modelos têm sido propostos para descrever a relação linear na região II. A proposição mais simples e famosa é devida a Paris [9] e seus colaboradores.

$$\frac{da}{dn} = C(\Delta K)^m \quad (15)$$

Onde C é o coeficiente encontrado estendendo a linha reta até $\Delta K = 1\text{MPa}(m)^{0.5}$ e m é a inclinação da reta. Dessa forma m e C são constantes dos materiais. A região II é a região de maior interesse nos estudos de fadiga.

O estágio final da propagação da trinca está caracterizado pela região III, quando ΔK (ou mais especificamente K_{max}) aproxima-se de K_{1C} ou K_c . Neste caso a fratura da amostra é similar em aparência à falha por tração. A separação ocorre entre as partículas constituintes e a matriz. Formam-se trincas que se juntam por coalescimento de cavidades iniciadas em dispersóides. Esta região sofre grande influência da microestrutura e das condições de carregamento [10].

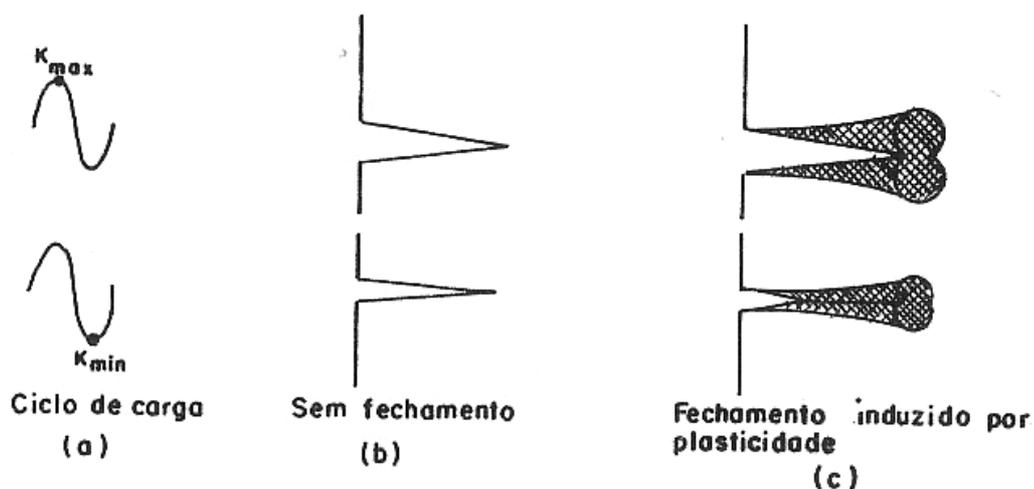
Ela é controlada primeiramente pela tenacidade à fratura do material e é de pequena importância para a maioria das situações de fadiga. [16].

2.7 O Fenômeno de Fechamento de Trinca

Um conceito importante associado com a propagação de trinca de fadiga foi proposto por Elber [18]. Este pesquisador observou o surpreendente resultado de que a trinca de fadiga fecha-se no descarregamento antes de se anular a carga aplicada, isto é, ainda com a aplicação de tensão trativa. Este processo, denominado de fechamento de trinca induzido por plasticidade, ocorre porque o estado de tensões na ponta da trinca provoca uma zona plástica sempre crescente à sua frente, zona esta que vai sendo deixada para trás à medida que a trinca propaga. Forma-se então um volume extra de material deformado plasticamente entre as faces da trinca, que está submetido a um campo de tensões residuais compressivas no descarregamento. Daí, ocorre a redução no valor de ΔK : não existe mais $K_{Max} - K_{Min}$, mas sim $K_{max} - K_{OP}$, onde K_{OP} corresponde a ponto a partir do qual a trinca está totalmente aberta. Fala-se então em ΔK efetivo, ΔK_{ef} , e a taxa de propagação de trinca na região II será dada pela seguinte expressão [10]:

$$\frac{da}{dn} = C(\Delta K_{ef})^m \quad (16)$$

A Fig 8 esquematiza o fechamento de trinca induzido por plasticidade. Este fenômeno é característico da região II.



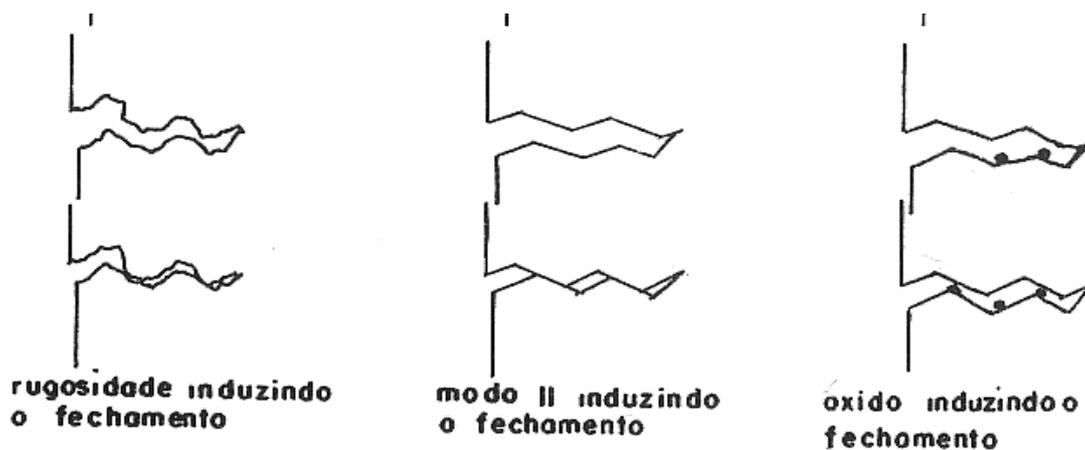


Figura 8 – Mecanismo de Fechamento de Trinca.

A Fig 8 mostra também outros mecanismos que têm sido propostos para o fechamento de trinca. O fechamento de trinca induzido por rugosidade é causado por desvios da trajetória da trinca, associados com características microestruturas da liga. O fechamento de trinca induzido por propagação no modo II é causado por deslocamento da ponta da trinca ao longo de planos de cisalhamento evitando assim um perfeito ajuste das superfícies da trinca deixadas para trás. O fechamento de trinca induzido por ambiente é resultante de produtos de corrosão que ficam depositados nas superfícies da trinca. Estes mecanismos são característicos da região I.

3 Ensaios Experimentais

Os ensaios foram realizados em corpos de prova de alumínio do tipo SEM, com a LIGA AL5052-H32, com espessura de 6,35 mm, fig 9, pré-trincados e reparados com material compósito (fibra de vidro/fibra de carbono) aderido através de cola. Estes corpos de provas foram submetidos a cargas senoidais uniaxiais constantes, conforme apresentado na Fig 6.

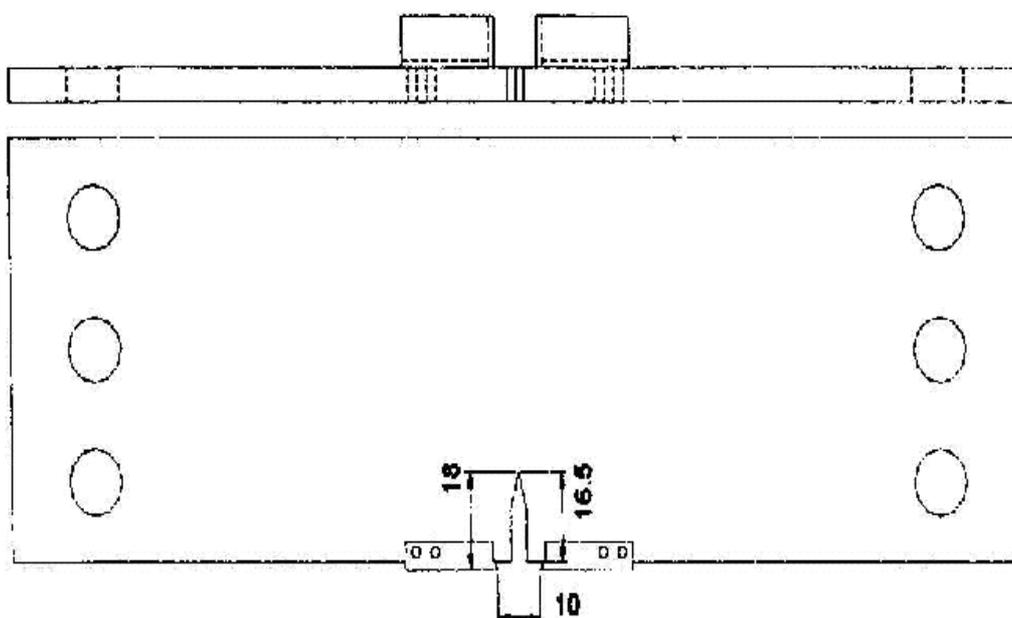


Figura 9 – Detalhe do Corpo de Prova de 6.35 mm.

A liga de alumínio 5052-H32 apresenta as seguintes características:

$$E = 70\text{GPa}$$

$$\sigma_{\text{ruptura}} = 230\text{MPa}$$

$$\sigma_{\text{escoamento}} = 195\text{MPa}$$

$$\nu = 0.33$$

(18)

Os corpos de prova têm como característica geométrica:

- Largura de 240 mm por 80 mm de altura;

- Seis furos com diâmetro de 12.5 mm nas extremidades do Corpo de Prova para fixação, por meio de parafusos e porcas, do dispositivo de acoplamento à máquina de ensaio de fadiga;
- Usinagem de um entalhe de dimensões 16.5 mm x 3 mm e ângulo de ponta igual a 30°, destinado a induzir a propagação da trinca de fadiga na região central do corpo de provas;
- Perfuração de quatro furos com diâmetro de 2.2 mm, para fixação do suporte em aço inoxidável (AISI 304)
- Confeção de quatro placas de aço, com dimensões (100 x 100) mm e espessura de 6 mm, com furação coincidente com o corpo de prova.
- Os materiais compósitos utilizados nos ensaios foram à fibra de carbono (Toray T300) e a fibra de vidro com as seguintes características indicadas na tabela 2:

Tabela 2 – Propriedades dos Reparos de Material Compósito

Reparo	Módulo de Elasticidade	Limite de Ruptura (MPa)	Elongação Máxima (%)	Fração Volume	
	(GPa)			Fibra (%)	Resina (%)
Toray 300	42,9	473,1	1,1	54	46
Fibra de Vidro [23]	20,4	270,7	1,99	67	33

3.1 Aquisição de Dados do Ensaio

Os corpos de prova foram submetidos a ciclos de tensão até o início da propagação instável, com amplitude e frequência constantes sendo que a cada 10.000 ciclos, o ensaio era interrompido e o comprimento propagado da trinca (Δa) era medido visualmente com auxílio de uma luneta e então adicionado ao valor do comprimento acumulado da trinca (a_{real}).

Conforme pode ser visto na figura 10, um dispositivo de coleta de dados tipo COD GAGE, “*Change of Displacement*”, que mede a abertura anterior do entalhe, cujo valor inicial era de 10 mm. Com cada parcela de ciclos executada ocorre um aumento na abertura do COD GAGE (adotou-se a aquisição do valor equivalente à variação percentual deste aumento em relação ao valor padrão inicial do dispositivo: 10 mm), associado ao crescimento da trinca ($\Delta COD = Ctod \%$) e foi elaborada uma tabela de correlação entre os dados, ver tabela 3. Com estes valores foi traçado um gráfico ($\Delta COD \times a_{real}$) e definida uma equação aproximadora:

$$a(\text{mm}) = 29,644 + 28,445 \cdot \log(\Delta COD) \cdot a \quad (19)$$

Onde:

a (mm) = Tamanho da trinca

$\Delta COD = Ctod \%$

Comparando os valores de “ a_{real} ” com os valores da equação (19) tem-se a tabela abaixo:

Tabela 3 – Dados do ensaio

a_{real} (mm)	a_{cod} (mm)	Erro (%)
20,16	19,89	-1,36
20,74	20,53	-0,95
21,40	21,35	-0,23
22,62	22,33	-1,32
24,02	23,37	-2,76
25,42	24,64	-3,16
26,84	26,25	-2,23
28,36	28,55	0,65
31,66	32,55	2,73
34,96	35,83	2,43

3.2 Ensaio de Fadiga

No mínimo três corpos de prova foram utilizados para cada ensaio, adotando-se a média aritmética dos valores de tamanho de trinca “a” para cada ciclo ensaiado “N”.

Antes de se iniciar qualquer ensaio uma pré trinca de aproximadamente 3 mm é propagada no corpo de prova ,CP, a fim de aliviar os efeitos da usinagem do entalhe na extremidade da trinca.

Os ensaios têm como representação as curvas de propagação de uma trinca, relacionando o comprimento da trinca “a” e o número de ciclos de carregamentos correspondentes “N”. A partir destas curvas e da amplitude de carregamento constante é possível calcular os valores das taxas de propagação da trinca em função dos ciclos de carga “da/dn” e da amplitude do fator de intensidade de tensão “ ΔK_I ” para os diversos comprimentos de trinca.

A modelação numérica dos ensaios de fadiga foi elaborada tendo como objetivo a aquisição do valor de ΔK_I . Como já foi mostrado o Fator de Intensidade de Tensão na ponta da trinca descreve o campo de tensões naquela região, ao correlacionar a tensão aplicada (externa) ao comprimento da trinca. Em fadiga, o valor de K_I varia a cada instante devido à variação cíclica da tensão aplicada e, também ao incremento no comprimento da trinca. Dessa maneira, a cada instante K_I também em fadiga mede o campo de tensões na ponta da trinca.

Nos ciclos de fadiga tem-se uma variação da tensão externa aplicada de um valor máximo, σ_{max} , até um valor mínimo, σ_{min} , o que corresponde no componente trincado a uma variação em K_I , de $K_{I_{max}}$ até $K_{I_{min}}$.

Durante a propagação de trincas em corpos de prova submetidos a carregamentos cíclicos, observou-se que o incremento no comprimento da trinca por ciclo de carregamento era função da diferença ($K_{I_{max}} - K_{I_{min}}$) que atuava na ponta da trinca. No estudo da propagação de trincas de fadiga, a amplitude do fator de intensidade de tensão, $\Delta K_I = K_{I_{max}} - K_{I_{min}}$, tem a mesma importância que K_I na mecânica da fratura linear elástica com carregamentos monotônicos.

A seguir são apresentadas algumas tabelas extraídas dos ensaios experimentais com o corpo de prova CP 6,35 mm, sem reparo. É apresentado também o cálculo utilizado para a obtenção dos K_I .

Tabela 4 – Curvas A x N

CP6.35 mm, SEM REPARO

CP03		CP01		CP05		CP6.35_SR	
Ciclos (10 ³)	a(mm)						
0.00	20.29	0.00	18.90	0.00	18.48	0.00	19.22
5.00	20.55	5.00	19.59	5.00	18.69	5.00	19.61
10.00	20.73	10.00	19.89	10.00	18.84	10.00	19.82
15.00	20.96	15.00	20.13	15.00	19.10	15.00	20.06
20.00	21.11	20.00	20.53	20.00	19.28	20.00	20.30
25.00	21.47	25.00	20.96	25.00	19.47	25.00	20.63
30.00	21.61	30.00	21.35	30.00	19.64	30.00	20.87
35.00	22.03	35.00	21.78	35.00	19.86	35.00	21.22
40.00	22.33	40.00	22.33	40.00	20.08	40.00	21.58
45.00	22.68	45.00	22.81	45.00	20.47	45.00	21.99
50.00	23.04	50.00	23.37	50.00	20.68	50.00	22.37
55.00	23.40	55.00	23.98	55.00	21.08	55.00	22.82
60.00	23.90	60.00	24.64	60.00	21.35	60.00	23.30
65.00	24.47	65.00	25.40	65.00	21.73	65.00	23.87
70.00	24.97	70.00	26.22	70.00	22.24	70.00	24.48
75.00	25.52	75.00	27.28	75.00	22.68	75.00	25.16
80.00	26.32	80.00	28.55	80.00	23.06	80.00	25.98
85.00	27.03	85.00	30.08	83.28	23.04	84.43	26.72
90.00	28.02	90.00	32.55	88.28	23.86	89.43	28.14
95.00	29.28	95.00	35.40	93.28	24.34	94.43	29.67
100.00	30.90	97.00	36.00	98.28	24.84	98.43	30.58
105.00	33.10			103.28	25.26	104.14	33.00
109.73	35.92			108.28	25.81	107.00	34.30
				113.28	26.43	112.00	35.96
				118.28	27.39		
				123.28	28.15		
				128.28	29.91		
				133.28	32.77		
				138.28	35.43		

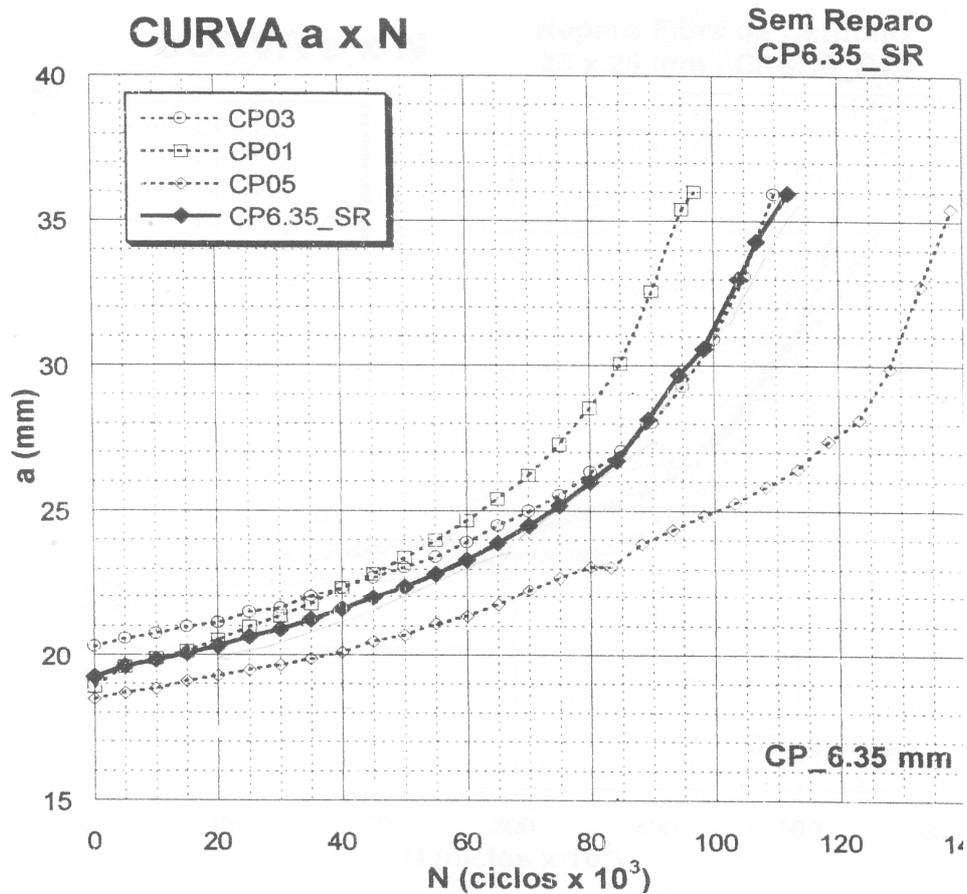


Figura 10 – Curva A X N.

Tabela 5 – Fator de intensidade de tensão

Ciclos	a (mm)	da	dN	da/dN	(a/w)	Y(a/w)	σ (MPa)	ΔK (MPa m ^{1/2})
0	19.22							
5000.00	19.61	0.386	4999.0	7.725E-05	0.245	1.503	21.26	7.93
10000.00	19.82	0.210	5000.0	4.208E-05	0.248	1.515	21.26	8.04
15000.00	20.06	0.244	5000.0	4.886E-05	0.251	1.529	21.26	8.16
20000.00	20.30	0.238	5000.0	4.770E-05	0.254	1.543	21.26	8.28
25000.00	20.63	0.332	5000.0	6.631E-05	0.258	1.562	21.26	8.46
30000.00	20.87	0.235	5000.0	4.690E-05	0.261	1.576	21.26	8.58
35000.00	21.22	0.356	5000.0	7.111E-05	0.265	1.597	21.26	8.77
40000.00	21.58	0.353	5000.0	7.055E-05	0.270	1.619	21.26	8.96
45000.00	21.99	0.410	5000.0	8.199E-05	0.275	1.644	21.26	9.18
50000.00	22.37	0.379	5000.0	7.576E-05	0.280	1.667	21.26	9.39
55000.00	22.82	0.452	5000.0	9.039E-05	0.285	1.695	21.26	9.65
60000.00	23.30	0.479	5000.0	9.577E-05	0.291	1.726	21.26	9.92
65000.00	23.87	0.571	5000.0	1.141E-04	0.298	1.762	21.26	10.26
70000.00	24.48	0.609	5000.0	1.218E-04	0.306	1.801	21.26	10.62
75000.00	25.16	0.683	5000.0	1.367E-04	0.314	1.845	21.26	11.03
80000.00	25.98	0.817	5000.0	1.634E-04	0.325	1.898	21.26	11.52
84425.67	26.72	0.740	4425.7	1.672E-04	0.334	1.946	21.26	11.98
94425.67	29.67	2.956	10000.0	2.956E-04	0.371	2.141	21.26	13.90
104138.50	33.00	3.327	9712.8	3.426E-04	0.413	2.373	21.26	16.24
107000.00	34.30	1.300	2861.5	4.543E-04	0.429	2.470	21.26	17.24
112000.00	35.96	1.660	5000.0	3.320E-04	0.450	2.605	21.26	18.61

Os valores de ΔK_I calculados durante os experimentos levaram em consideração que o crescimento da trinca é interrompido ou é desprezível para a parte de compressão de um ciclo de tensão e se σ_{\min} for compressiva, considerando o carregamento em amplitude constante, então os valores de K_{\min} e σ_{\min} podem ser tomados como sendo iguais a zero, isto é , $\Delta K_I = K_{\max}$ e $\Delta\sigma = \sigma_{\max}$. Sendo assim, temos na expressão abaixo utilizada para o cálculo do ΔK_I :

$$\Delta K_I = Y\left(\frac{a}{w}\right)\Delta\sigma \cdot (\pi a)^{0.5} \quad (20)$$

Calculando a expressão acima para um tamanho de trinca $a = 19.61$ mm, ver primeira linha da tabela 5.

Onde:

$$Y\left(\frac{a}{w}\right) = 1,503, \text{ ver Fig 11.}$$

$$\Delta\sigma = 21,23\text{MPa}$$

$$a = 19,61\text{mm}$$

w = Largura do Corpo de Prova

y = Fator de forma

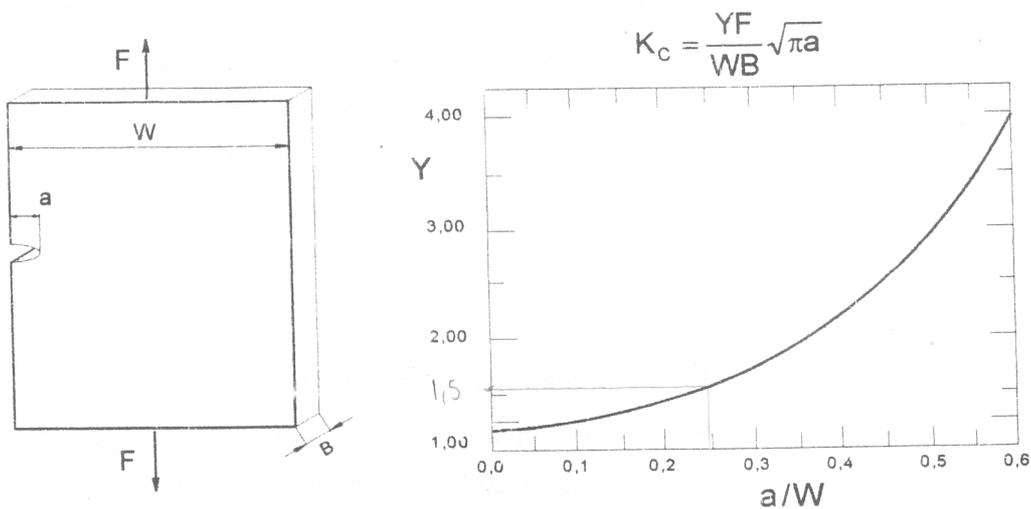


Figura 11 – Curva de Calibração de Y para Geometria Simples de Trinca-Placa.

Chega-se ao valor encontrado na tabela 5

$$\Delta K_I = 7.93 \text{ MPa (m)}^{0.5}$$

Este valor pode ser confirmado na primeira linha da tabela 5 para uma trinca de 19,61 mm

4 Modelação Numérica dos Corpos de Prova

Os corpos de prova foram modelados em dimensões diferentes:

- Duas Dimensões (2D)
- Três Dimensões (3D)

Para a elaboração dos modelos e a obtenção do Fator de Intensidade de Tensão assim como outras propriedades foi utilizado o programa ANSYS 11.0. Este programa está disponível na Diretoria de Engenharia Naval órgão da Marinha do Brasil.

4.1 Teoria numérica utilizada

O Fator de intensidade de tensão de uma trinca sob análise linear elástica ou elasto-plástica estática é calculado através da utilização do programa Ansys. O comando que calcula o Fator de intensidade de Tensão é o KCAL.

O comando trabalha com valor do deslocamento nodal na vizinhança da trinca, este deslocamento nas proximidades da trinca para um material linear elástico é obtido pelas equações de Paris e Sih, [20].

$$U = \frac{K_I}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left((2\kappa - 1) \cos \frac{\theta}{2} - \cos \frac{3\theta}{2} \right) - \frac{K_{II}}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left((2\kappa + 3) \sin \frac{\theta}{2} + \sin \frac{3\theta}{2} \right) + O(r) \quad (21)$$

$$V = \frac{K_I}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left((2\kappa + 1) \sin \frac{\theta}{2} - \sin \frac{3\theta}{2} \right) - \frac{K_{II}}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left((2\kappa + 3) \cos \frac{\theta}{2} - \cos \frac{3\theta}{2} \right) + O(r) \quad (22)$$

$$W = \frac{K_{III}}{G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} + O(r) \quad (23)$$

Resolvendo a equação (22) para o primeiro modo de carregamento e para um $\theta = 180$, tem-se o valor de K_I calculado, conforme abaixo:

$$V = \frac{K_I}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left((2\kappa + 1) \sin 90^\circ - \sin 270^\circ \right) - \frac{K_{II}}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left((2\kappa + 3) \cos 90^\circ - \cos 270^\circ \right) \quad (24)$$

$$V = \frac{K_I}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} ((2\kappa+1) - (-1))$$

$$V = \frac{K_I}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} (2\kappa+1+1)$$

$$V = \frac{K_I}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} (2\kappa+2)$$

$$V = \frac{K_I}{4G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} 2(\kappa+1)$$

$$V = \frac{K_I}{2G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} (\kappa+1) \tag{25}$$

$$K_I = \sqrt{2\pi} \frac{2G}{1+\kappa} \frac{|V|}{\sqrt{r}}$$

Onde:

U,V,W = Deslocamento nodal no sistema de coordenada cartesiano local;

r,θ = Sistema de coordenada cilíndrica local;

G = Modulo de rigidez

$$K_I = \frac{3\nu}{(1+\nu)}$$

ν = Poisson

O(r) = Termo de ordem superior

O deslocamento é extrapolado e seu valor é usado no cálculo de K_I . Este método assume que o deslocamento ocorre para um estado plano de deformação, caso o deslocamento seja calculado utilizando a formulação do estado plano de tensão, o valor de K_I calculado pode ser convertido para o estado plano de deformação utilizando o comando $KPLAN.=1$. O Ansys usa o menor valor de Poisson para o calculo do K_I que deve estar definido no comando $Mp, NUXY$.

O comando Path deve ser utilizado para definir os parâmetros que definem um caminho na face da trinca estudada, nas modelações realizadas nesta dissertação foram utilizados três nós, o primeiro nó "I" foi definido na ponta da trinca e os nós "J" e "k" sobre o restante da face da trinca, ver Fig 12.

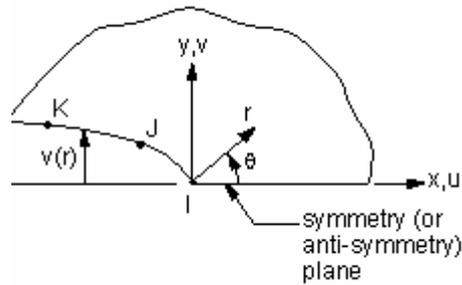


Figura 12 – Corpo de prova com a trinca definida através dos nos I,J e K

4.2 Modelos em duas dimensões (2D)

Considerando a pequena espessura do corpo de prova, menor do que as outras dimensões, largura e comprimento, porém com a mesma ordem de grandeza e com cargas agindo paralelamente a seu plano, sem a presença de cargas laterais, ocorrerão deslocamentos que estão em seu próprio plano, caracterizando o Estado Plano de Tensões.

O Estado Plano de Tensões se caracteriza pela não existência da tensão atuante na direção perpendicular ao plano da chapa ($\sigma_z = 0$). As tensões atuantes resumir-se-ão a duas tensões normais σ_x e σ_y e uma tensão de cisalhamento τ_{xy} todas atuando no plano XY.

No modelo 2D a representação da chapa fina será feita por intermédio do seu plano médio, associando-se a essa representação as propriedades geométricas:

- Espessura “t;”
- Comprimento dos Lados.

Os corpos de prova 2D foram modelados utilizando o elemento “Shell63” da biblioteca de elementos do programa ANSYS, com as seguintes características:

- O elemento pode ser utilizado na flexão ou como membrana;
- As cargas podem ser aplicadas perpendicularmente ou no mesmo plano;
- O elemento possui seis graus de liberdade por nó.

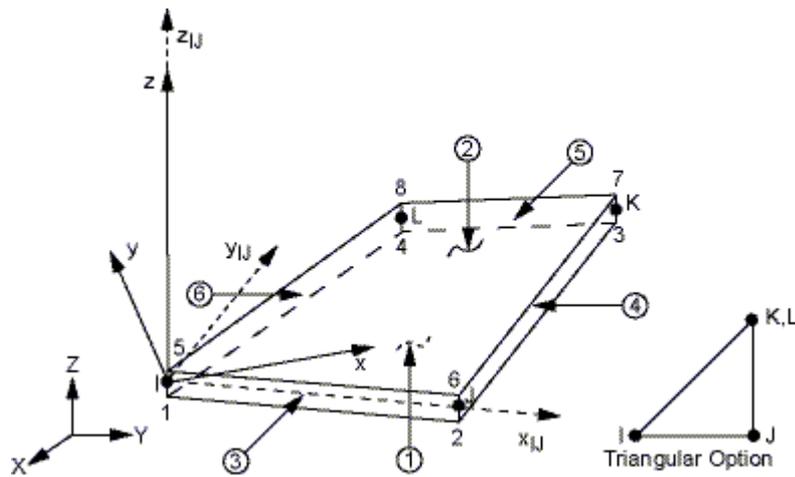


Figura 13 – Eixo de Referência.

O primeiro modelo representou o corpo de prova com uma trinca de 25,0 mm de comprimento, porém, sem reparo (CP. 6,35 mm) e, como abordado no início deste trabalho, este modelo foi utilizado como parâmetro de calibragem entre os dados experimentais interpolados para este tamanho de trinca. Na tabela 5 são mostrados os resultados experimentais do ensaio de fadiga realizado no corpo de prova de 6,35 mm de espessura sem reparo. Este modelo apresenta uma trinca de 25,0 mm de comprimento sendo 16,5 mm de entalhe e 8,5 mm de trinca já propagada. Foi aplicada uma carga na direção y de 568,42 N/nó sendo a tensão atuante retirada do ensaio experimental 21,26 MPa. A malha foi mapeada e refinada para a forma quadrilateral que apresentou resultados melhores do que a malha de forma triangular, ver Fig. 14.

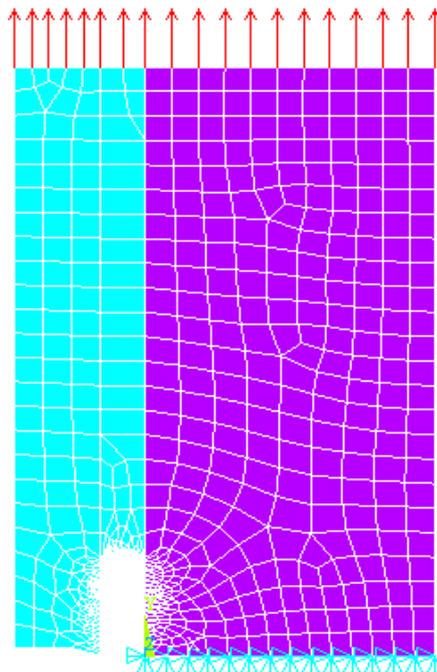


Figura 14 – Corpo de Prova (2D) Modelado, e Suas Condições de Contorno.

O valor do Fator de Intensidade de Tensão encontrado na modelação numérica foi se ajustando ao valor experimental à medida que o refinamento da malha do tipo quadrilateral era incrementado (aumentando o grau de liberdade).

O valor calculado é apresentado abaixo:

Valores calculados na modelação numérica.

Primeiro Modo
$KI = 10,47 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

Ensaio experimental, CP 6.35 mm sem reparo com valor de tamanho de trinca interpolado na tabela 5.

a(mm)	Primeiro Modo
25,0	$KI = 10,93 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

O valor calculado acima quando comparado ao valor interpolado, apresenta uma diferença de apenas 4,21%.

4.3 Modelos em três dimensões (3D)

Os corpos de prova foram modelados em três dimensões (3D) utilizando o elemento “Solid95” da biblioteca de elementos do programa ANSYS, com as seguintes características:

Sólido 95 é uma versão 3-d com 8 nós.

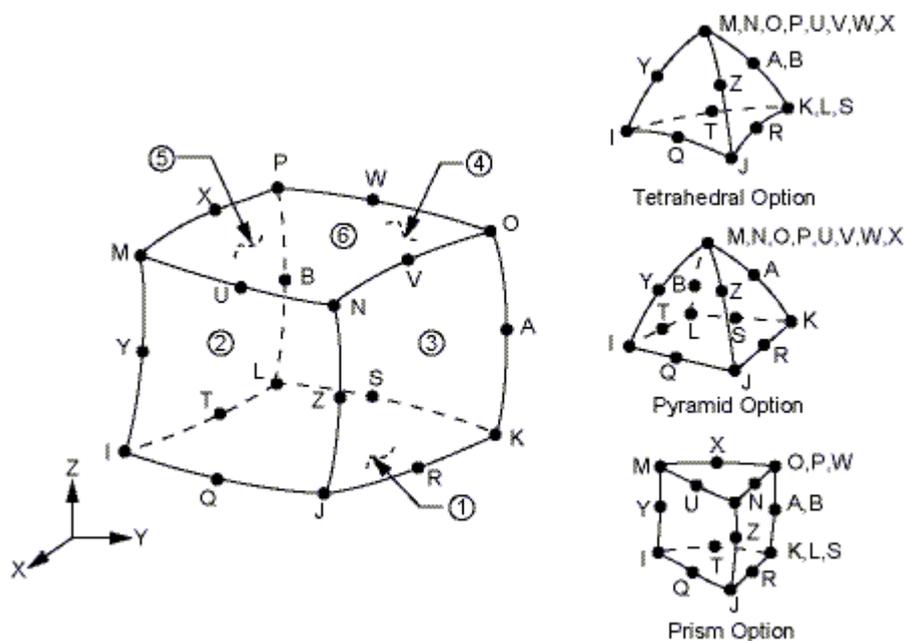


Figura 15 – A Geometria, Localização dos Nós e Coordenadas do Sistema para Este Elemento São Mostradas Acima.

A principal vantagem na escolha deste elemento é seu caráter tridimensional e a possibilidade de trabalhar com qualquer espessura (“plane stress and plane strain”), possibilidade de análise plástica assim como em nosso estudo definir o Coeficiente de Intensidade de Tensão na trinca (KI), (Análise elasto-plástica estática)..

Como o corpo de prova possui uma pequena espessura de 6,35 mm, o mesmo estará sujeito a um estado plano de tensão. A primeira modelação será realizada com o corpo CP6. 35 mm, sem reparo, assim como no caso 2D.

Nas Fig. 16 e 17 são apresentadas as condições de contorno e a carga atuante no modelo

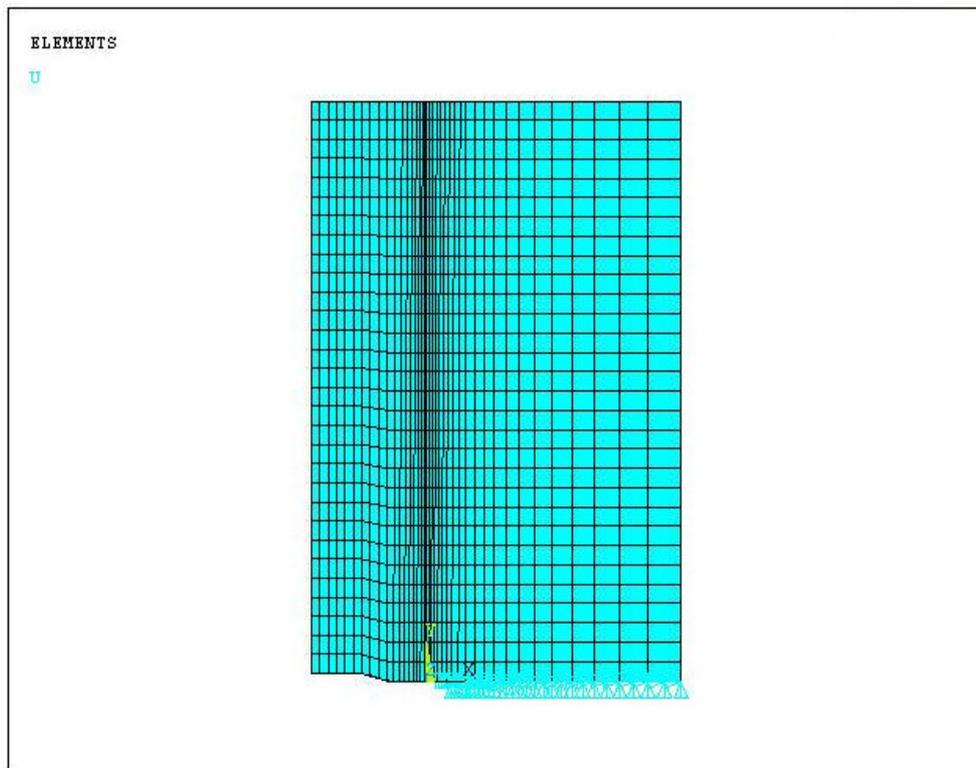


Figura 16 – Modelo Simétrico Sem Reparo com as Condições de Contorno Aplicadas.

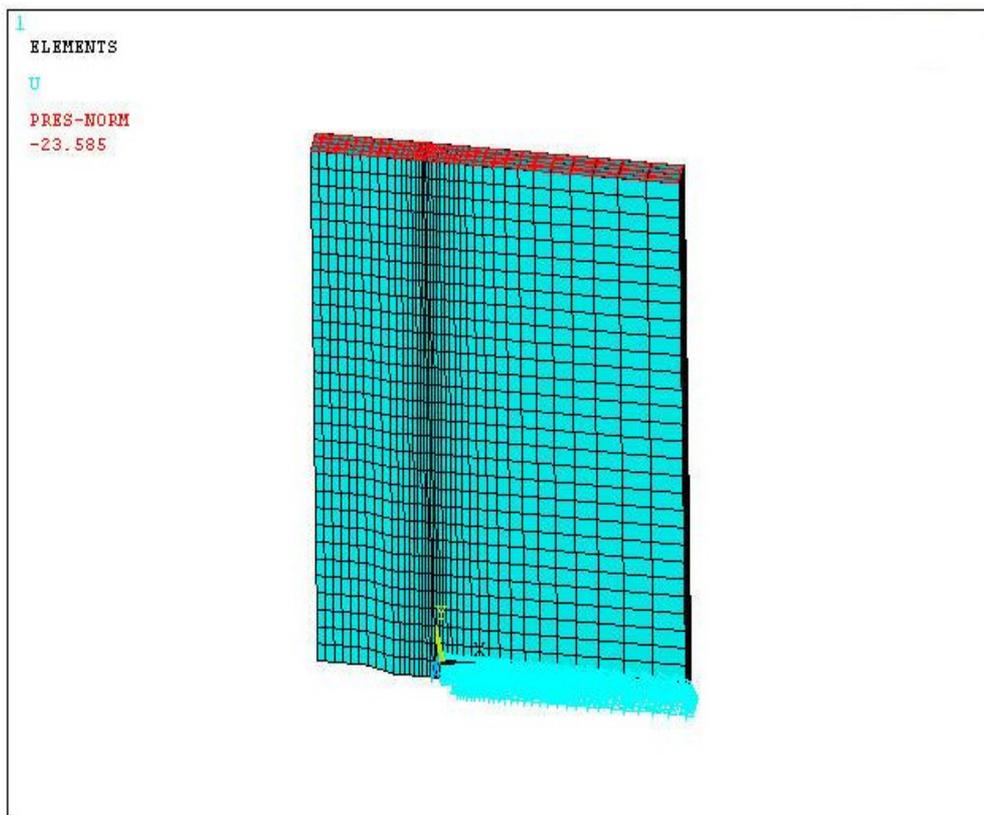


Figura 17 – Modelo Simétrico Sem Reparo com Carga Cíclica Aplicada.

O modelo elaborado com entalhe de 16.5 mm e uma trinca com comprimento total de 25,0 mm. As condições de contorno foram aplicadas na parcela inferior direita

do corpo de provas restringindo a translação no eixo X e Y, com isso, representa-se a rigidez da placa de alumínio de 6,36 mm. Ver Fig. 18.

Aplica-se ao modelo uma pressão de 21,26 MPa, e observa-se a distribuição de tensões mostradas na Fig. 18 e Fig. 19 e 20.

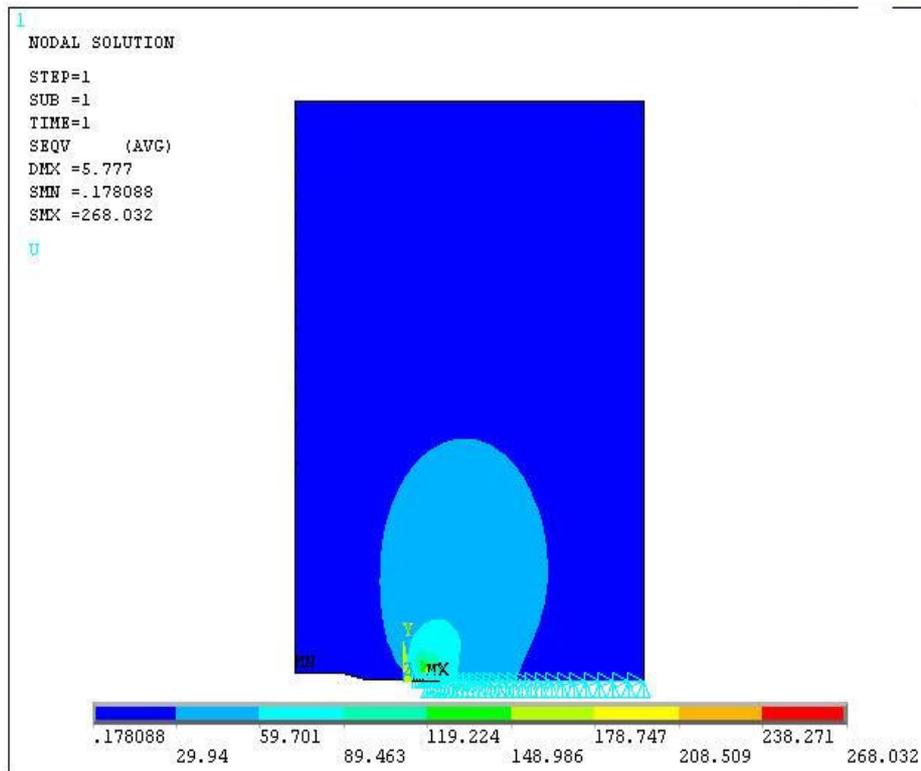


Figura 18 – Distribuição de Tensão de Von Mises em MPa.

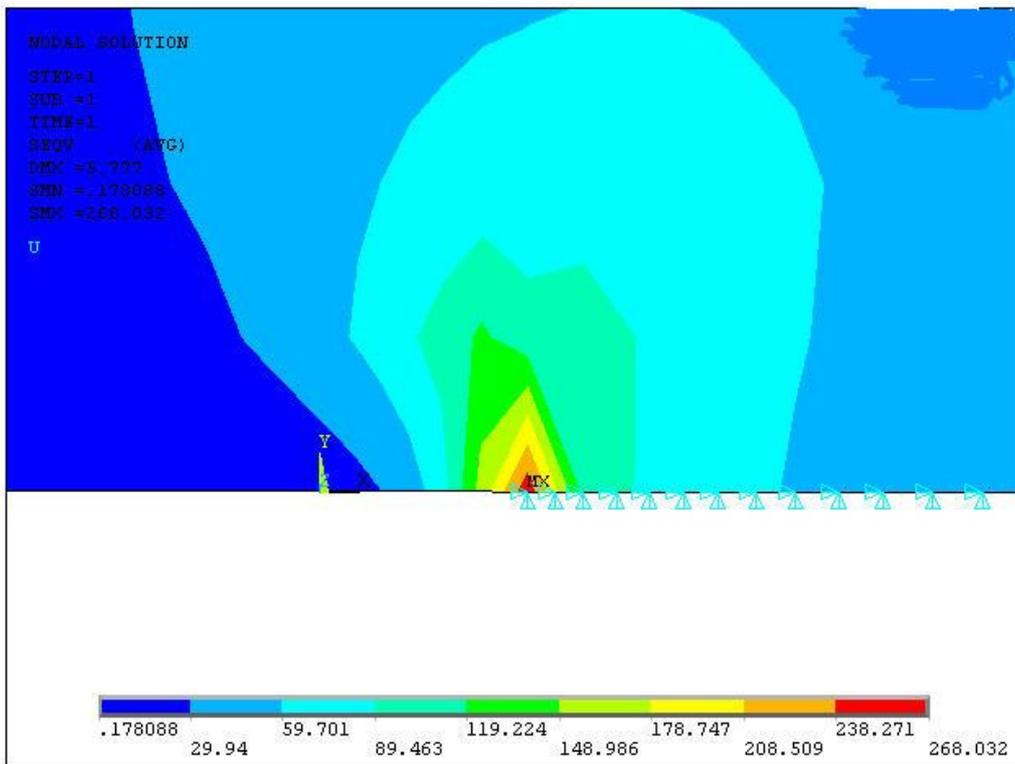


Figura 19 – Distribuição de Tensão Junto à Ponta da Trinca (Von Mises em MPa).

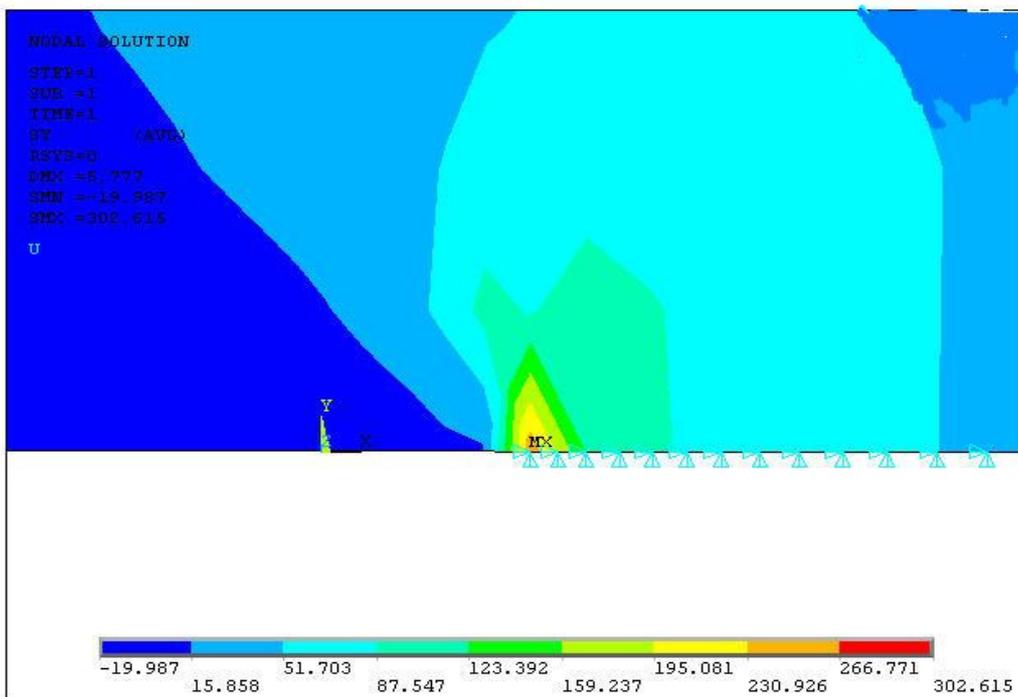


Figura 20 – Distribuição de Tensão Junto à Ponta da Trinca (Tensão Normal, Direção Y).

O modelo foi por diversas vezes ajustado, tendo como referência o valor experimental interpolado apresentado na tabela 5, a primeira seqüência de ajustes ocorreu no caminho que identifica a trinca no programa de elementos finitos. Este caminho é escolhido através dos nós da região da trinca onde se pretende estudar, por exemplo:

Com o comando “Path” utilizado através dos nós 7569, 12899,12859 (plano médio) o Fator de Intensidade de Tensão calculado foi 297,13 MPa (mm)^{0.5} ou 9,396 MPa (m)^{0.5}.

Como os resultados encontrados acima estavam apresentando diferenças com os valores experimentais, onde, para uma trinca de 25,0 mm o Fator de Intensidade de Tensão deverá estar próximo a 10,93 MPa (m)^{0.5}, foi realizado um refinamento da malha na região da trinca, Fig. 21 e 22.

Após o refinamento para trinca junto ao plano médio do corpo de prova o Fator de Intensidade de Tensão calculado passou a 315,69 MPa (mm)^{0.5} ou 9,983 MPa(m)^{0.5}. O valor encontrado apresenta uma diferença de 8.66 % em relação ao valor experimental, ver abaixo.

No caminho de trinca junto à superfície do corpo de prova, foram utilizados os nós 50885, 139433, 139391 e o Fator de Intensidade de Tensão foi calculado em 322,14 MPa (mm)^{0.5} ou 10,187 MPa(m)^{0.5}. O valor encontrado apresenta uma diferença de 6.79 % em relação ao valor experimental.

Valores Calculados na modelação, Plano Médio.

Primeiro Modo
KI =9,98 MPa (m) ^{0.5}

Valores Calculados na modelação, Superfície.

Primeiro Modo
KI =10,18 MPa (m) ^{0.5}

Ensaio experimental com valor interpolado na tabela 4, CP 6.35 mm sem reparo.

a(mm)	Primeiro Modo
25,0	KI = 10,93 MPa (m) ^{0.5}

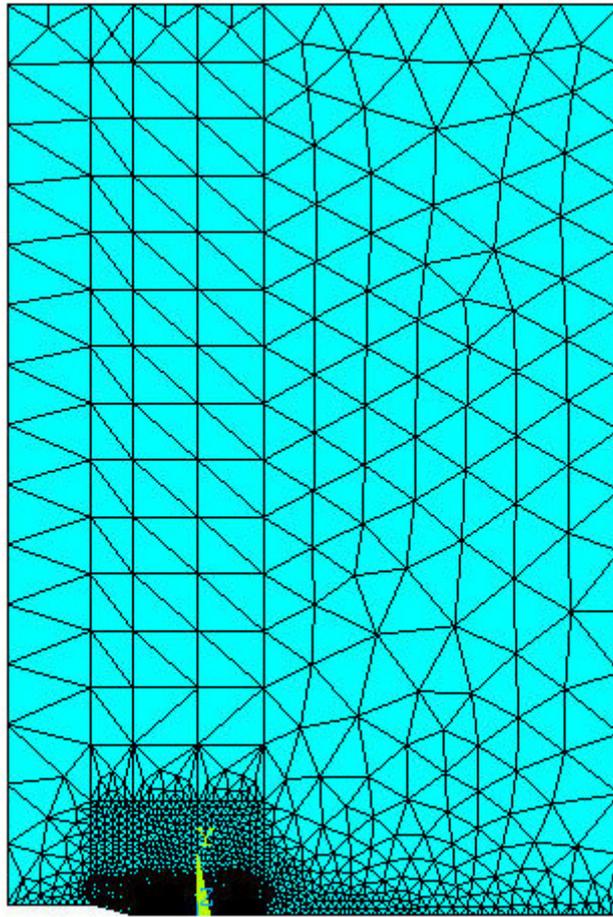


Figura 21 – Refinamento da Malha Junto à Trinca de 25 mm.

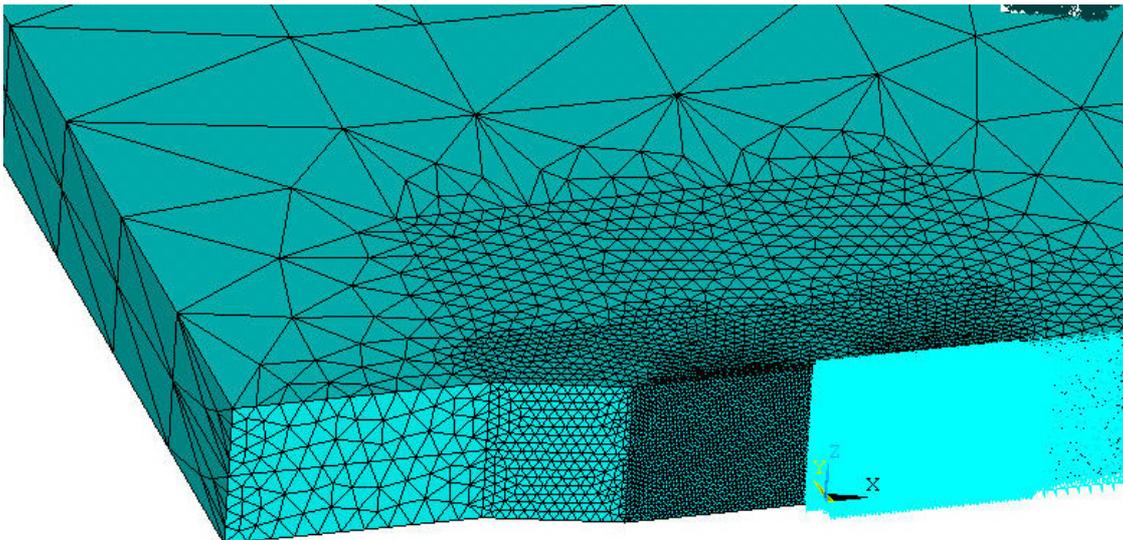


Figura 22 – Refinamento da Malha Junto a Trinca e a Condição de Contorno Aplicada.

Outro fator relevante para a validação do modelo foi a distribuição de tensão na ponta da trinca que ao contrário dos modelos menos refinados não apresentou grande variação em sua distribuição, concentrando-se junto a ponta da trinca, Fig. 23 e 24.

O desempenho do computador foi o limite utilizado para o refinamento da malha.

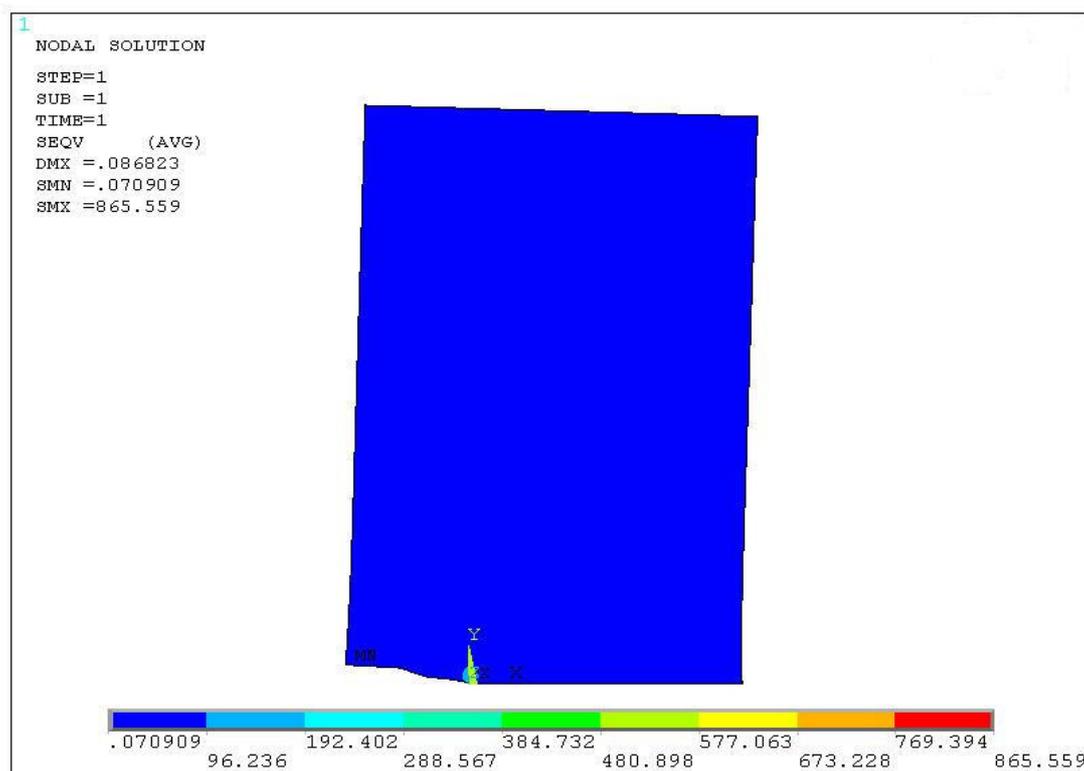


Figura 23 – Distribuição de Tensão Após o Refinamento da Malha.

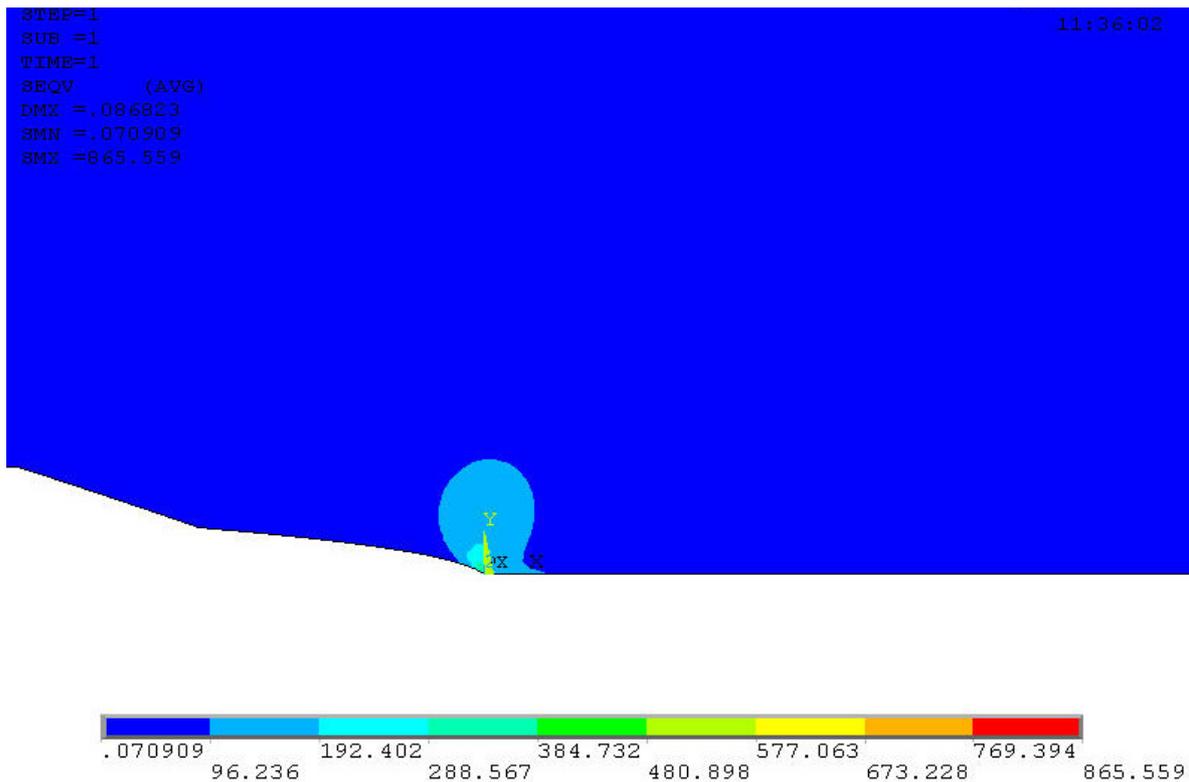


Figura 24 – Distribuição de Tensão Após o Refinamento da Malha.

Pode-se perceber a medida que se aproxima da superfície da trinca o valor de K_I aproxima do valor experimental calculado, este fato pode ser interpretado devido aos valores experimentais terem sido colhidos na superfície externa da trinca. Outra explicação plausível sugere que a medida que caminha-se para a superfície da chapa tem-se mais representado o estado plano de tensão, logo, com Fatores de Intensidade de Tensão mais próximos dos valores experimentais.

Outra característica na modelação é a coerência com a teoria, este fato é constatado com a tensão máxima (M_x) que se encontra no ponto de maior concentração de tensão, ou seja, a ponta da trinca.

4.4 Modelos Retirados dos Ensaio Experimentais

Os ensaios experimentais realizados em corpos de prova com reparos em compósitos em chapas de alumínio de 6,35 mm e 4,0 mm elaborados pelo Engenheiro André Luís Nunes Mello em sua dissertação [4] foram modelados utilizando Elementos Finitos, e são apresentados abaixo:

1) Reparo de 25 cm x 25 cm em fibra de carbono

Tendo como base o modelo sem trinca devidamente ajustado aos dados experimentais, acrescentou-se ao mesmo o reparo em fibra de carbono com dimensões de 25 cm x 25 cm x 1.1 mm.

Foram modelados para dois caminhos de trinca:

a) Junto ao plano médio da chapa de alumínio:

Primeiro Modo
$KI = 5,47 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

b) Junto à superfície oposta ao reparo:

Valores Calculados na modelação

Primeiro Modo
$KI = 9,43 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

c) Valor encontrado no experimento, para o tamanho de trinca, $a = 25 \text{ mm}$.

(Fonte: Tese de referencia, [4])

Primeiro Modo
$KI = 10,96 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

São apresentadas abaixo figuras retiradas do programa de elementos finitos com as distribuições de tensões:

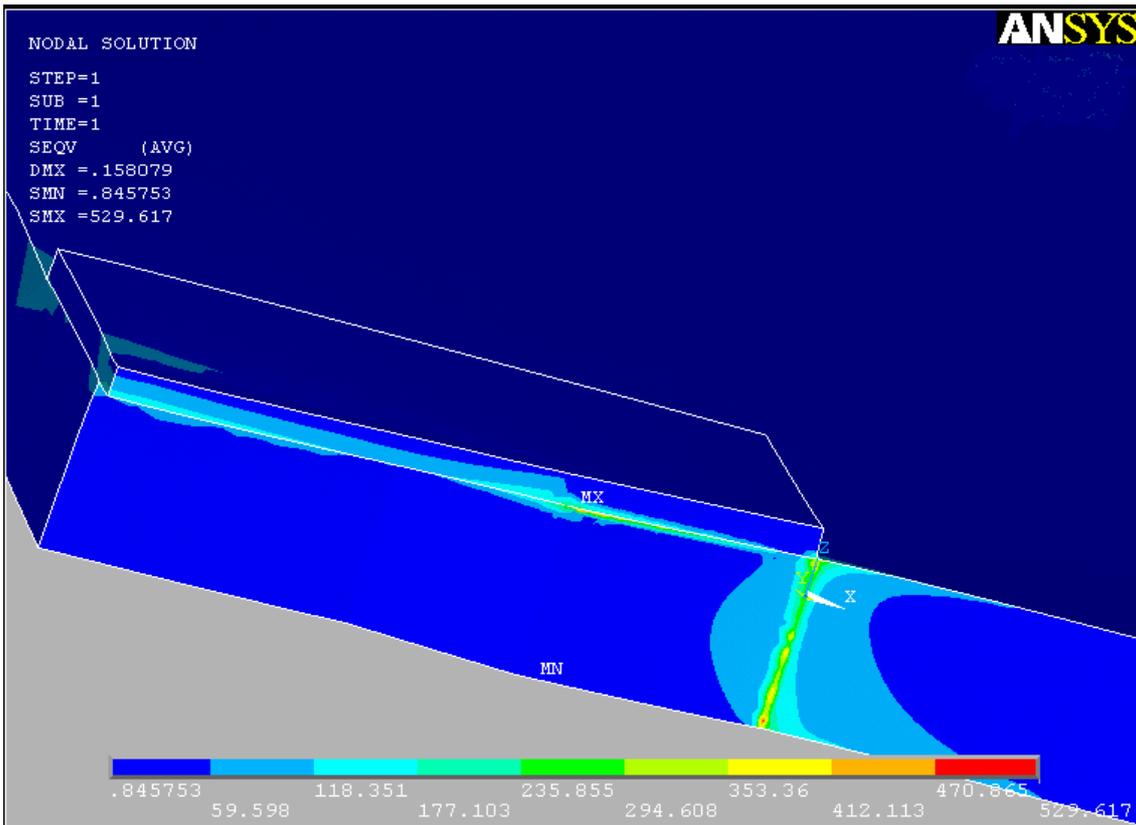


Figura 25 – Distribuição de Tensão (Von Mises).

2) Reparo de 25 cm x 30 cm em fibra de carbono

Utilizou-se o corpo de prova de espessura 6.35 mm com reparo de fibra de carbono de 1.1 mm de espessura com dimensão de 25 cm x 30 cm, com o mesmo tamanho de trinca utilizado no modelo sem reparo. (a = 25,0 mm).

Foram modelados para dois caminhos de trinca:

a) Junto ao plano médio da chapa de alumínio:

Valores Calculados na modelação

Primeiro Modo
$KI = 2,53 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

b) Junto à superfície oposta ao reparo:

Valores Calculados na modelação

Primeiro Modo
$KI = 9,39 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

c) Valor encontrado no experimento, para o tamanho de trinca, $a = 25 \text{ mm}$

(Fonte: Tese de referencia)

Primeiro Modo
$KI = 10,93 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

São apresentadas abaixo as distribuições de tensões e deslocamento na direção da abertura da trinca:

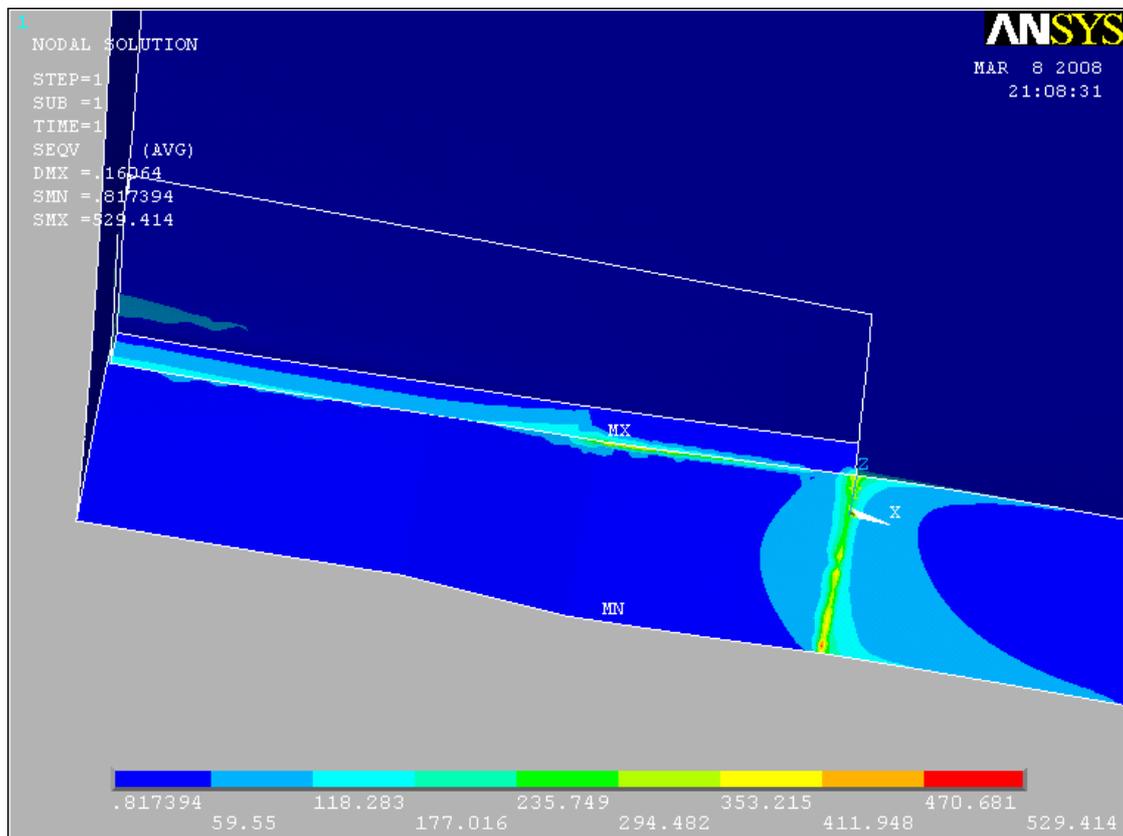


Figura 26 – Distribuição de Tensão (Von Mises).

3) Reparo de 25 cm x 25 cm em fibra de vidro

Utilizou-se o corpo de prova de espessura 6.35 mm com reparo de fibra de vidro de 1.8 mm de espessura com dimensão de 25 cm x 25 cm, com o mesmo tamanho de trinca utilizado no modelo sem reparo.

Foram modelados para dois caminhos de trinca:

a) Junto ao plano médio da chapa de alumínio:

Valores Calculados na modelação

Primeiro Modo
$KI = 6,35 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

b) Junto à superfície oposta ao reparo:

Valores Calculados na modelação

Primeiro Modo
$KI = 9,62 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

c) Valor encontrado no experimento, para o tamanho de trinca, a = 25 mm.

(Fonte: Tese de referencia [4])

Primeiro Modo
$KI = 10,98 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

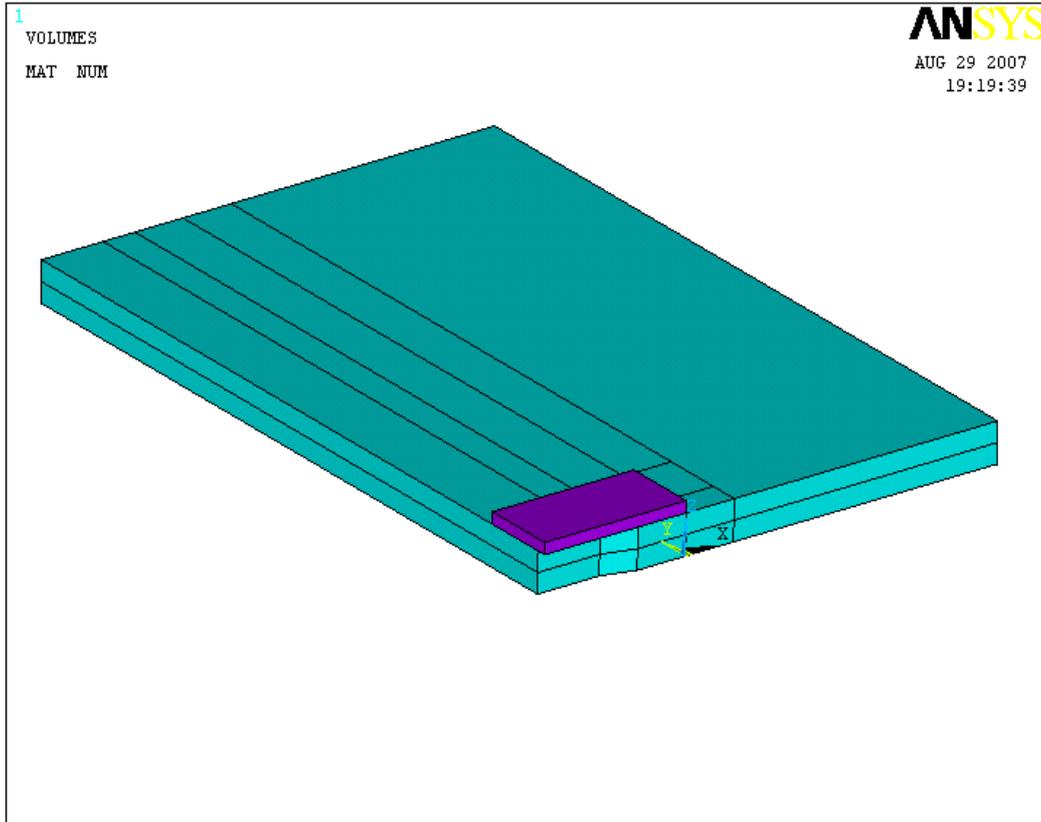


Figura 27 – Modelo 3D com Reparo de 25 cm x 25 cm.

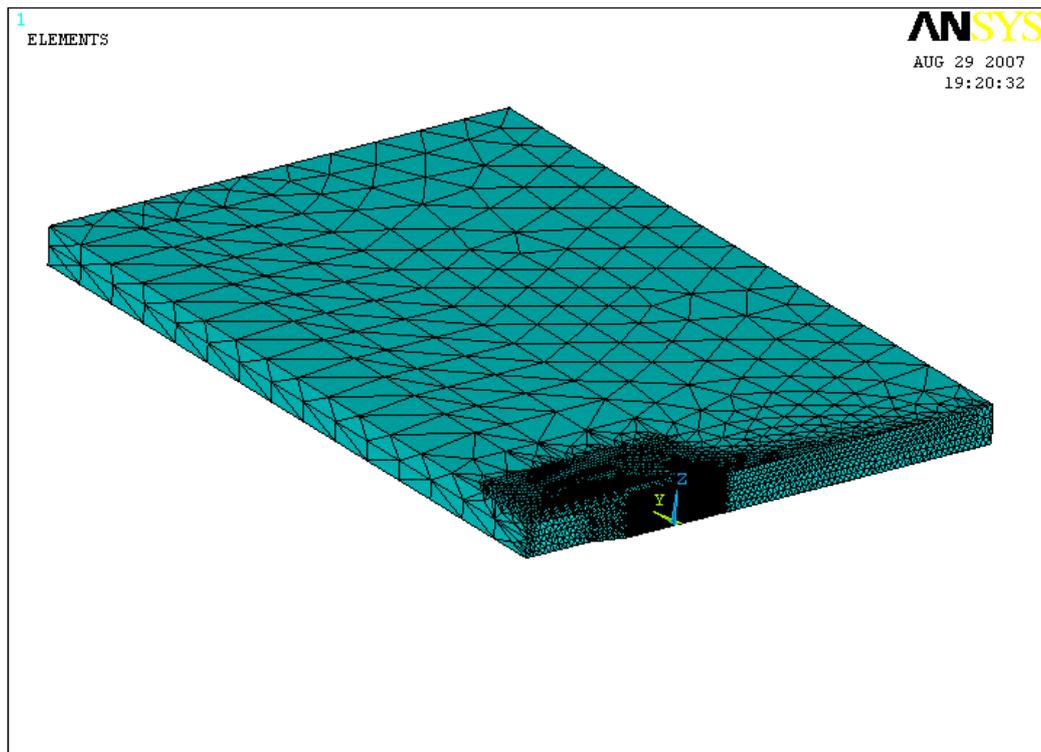


Figura 28 – Modelo 3D com Malha Refinada Junto a Área da Trinca.

São apresentadas abaixo as distribuições de tensões e deslocamento na direção da abertura da trinca:

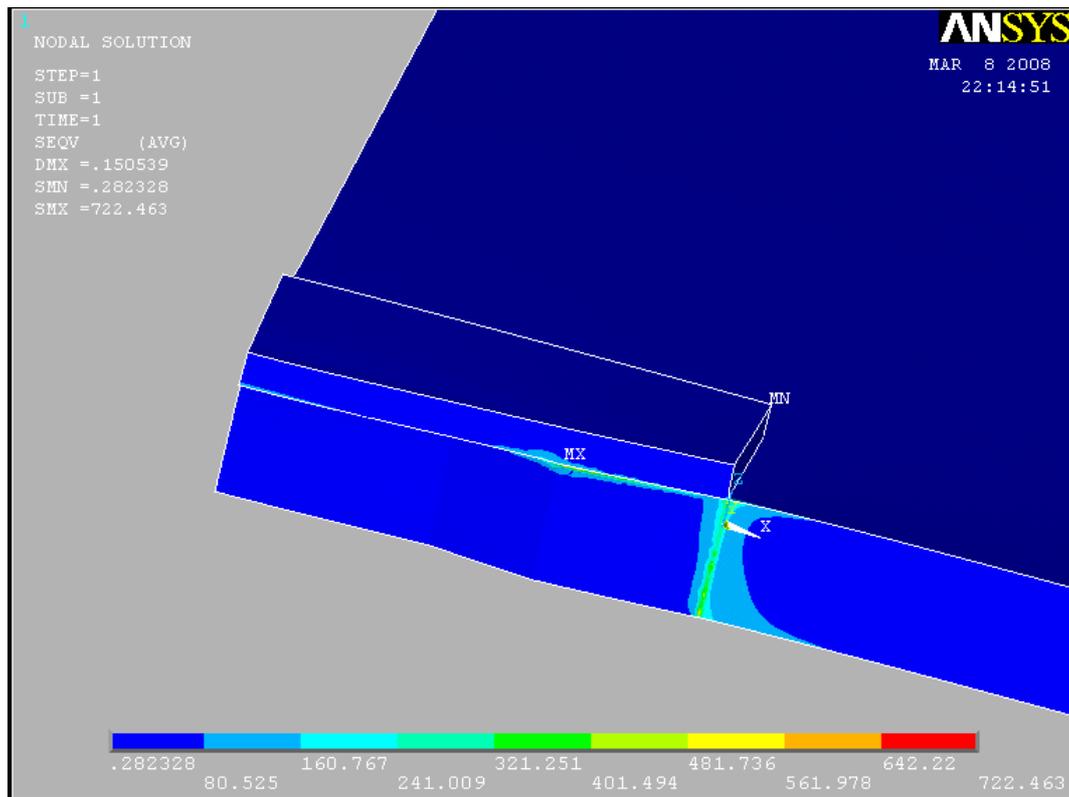


Figura 29 – Distribuição de Tensão (Von Mises).

4) Corpo de prova sem reparo com 4,0 mm de espessura

Utilizou-se o corpo de prova de espessura 4,0 mm sem reparo, com tamanho de trinca de 25 mm.

Foram modelados para dois caminhos de trinca:

a) Junto ao plano médio da chapa de alumínio:

Valores Calculados na modelação

Primeiro Modo
$KI = 5,68 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

b) Junto à superfície:

Valores Calculados na modelação

Primeiro Modo
$KI = 5,79 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

c) Valor encontrado no experimento, para o tamanho de trinca, $a = 25 \text{ mm}$.

(Fonte: Tese de referência)

Primeiro Modo
$KI = 6,87 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

São apresentadas abaixo as distribuições de tensões e deslocamento na direção da abertura da trinca:

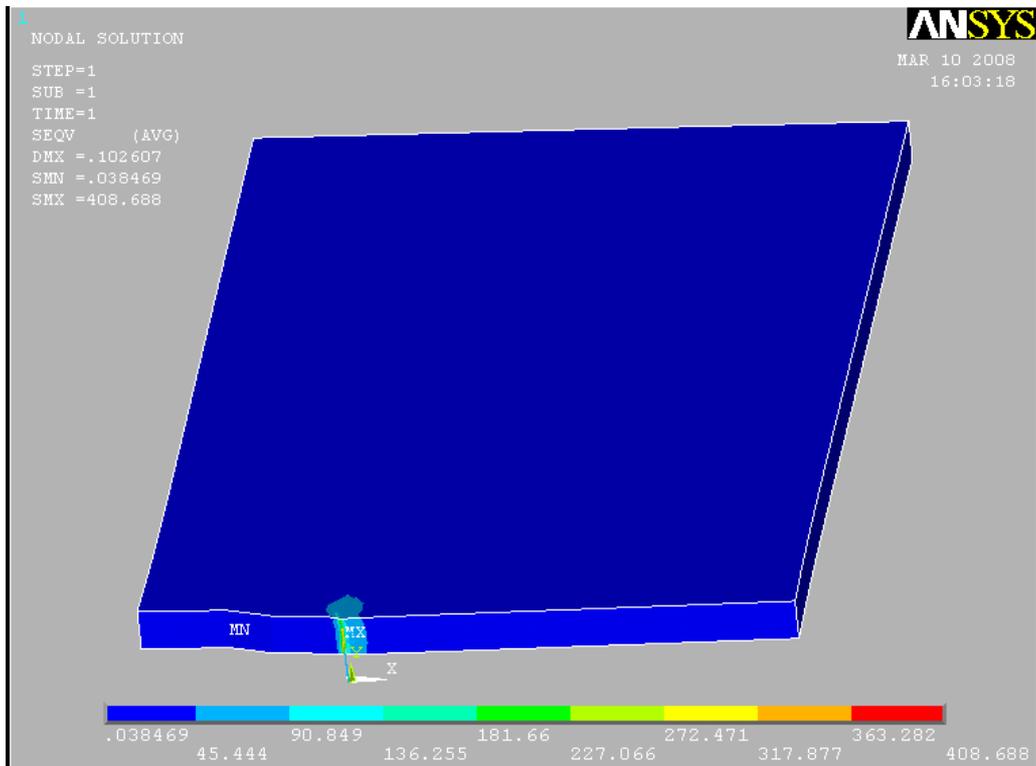


Figura 30 – Distribuição de Tensão (Von Mises).

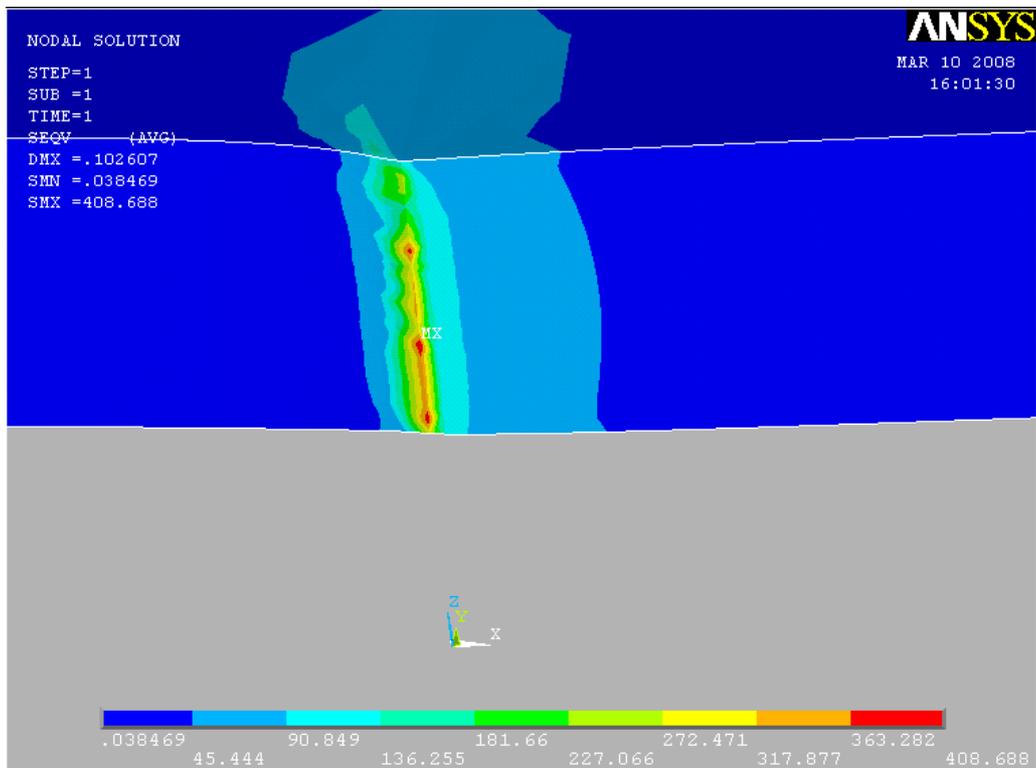


Figura 31 – Distribuição de Tensão (Von Mises).

5) Reparo de 25 cm x 25 cm em fibra de carbono em CP 4,0 mm

Utilizou-se o corpo de prova de espessura 4,0 mm com reparo de fibra de carbono de 1.1 mm de espessura com dimensão de 25 cm x 25 cm, com o mesmo tamanho de trinca utilizado no modelo sem reparo. ($a = 25$ mm).

Foram modelados para dois caminhos de trinca:

a) Junto ao plano médio da chapa de alumínio:

Valores Calculados na modelação

Primeiro Modo
$KI = 2,73 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

b) Junto à superfície oposta ao reparo:

Valores Calculados na modelação

Primeiro Modo
$KI = 4,82 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

c) Valor encontrado no experimento, para o tamanho de trinca, $a = 25$ mm.

(Fonte: Tese de referencia, [4])

Primeiro Modo
$KI = 6,85 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

São apresentadas abaixo as distribuições de tensões e deslocamento na direção da abertura da trinca:

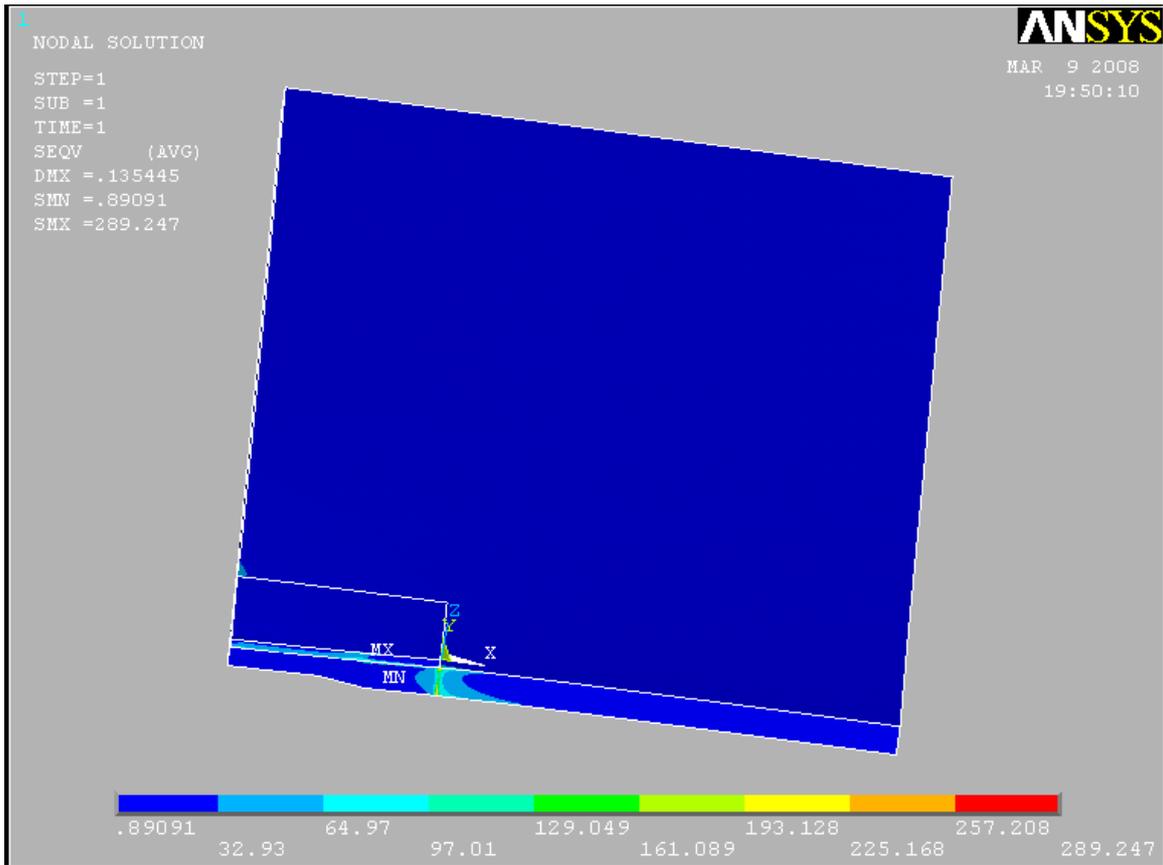


Figura 32 – Distribuição de Tensão (Von Mises).

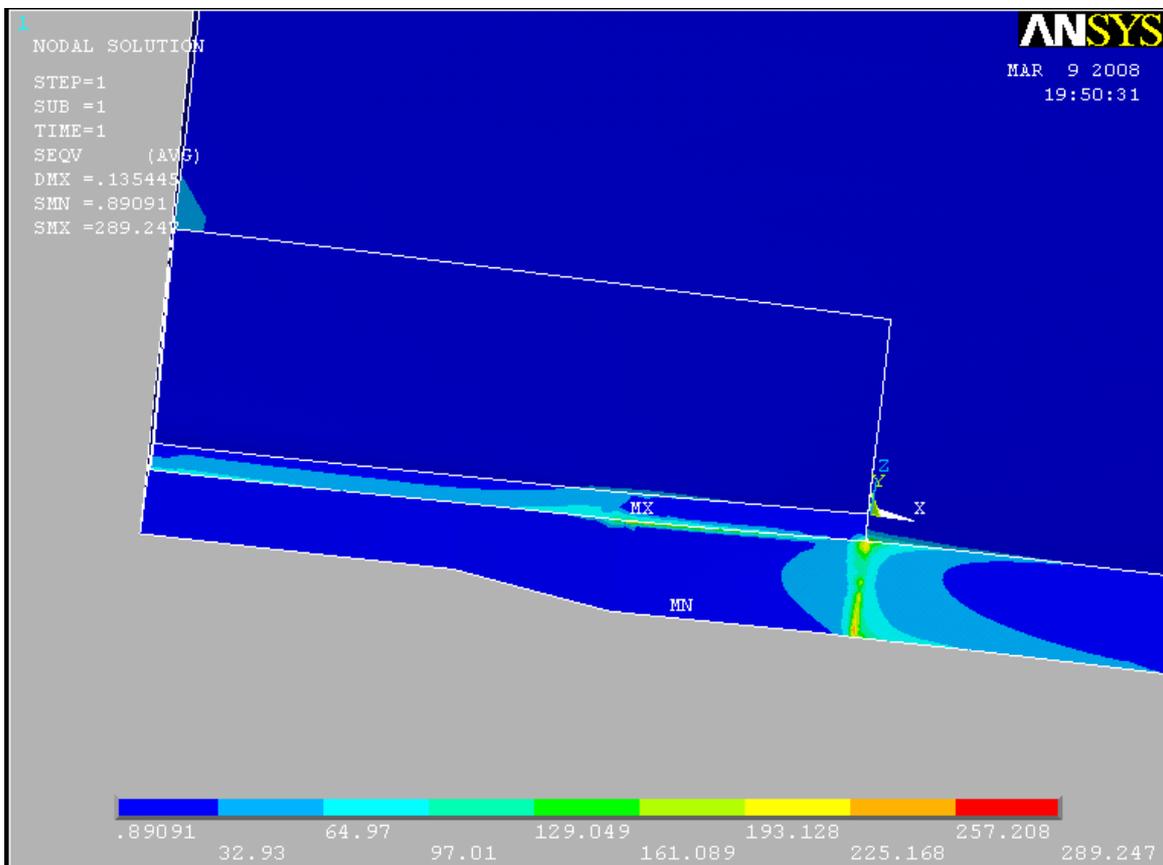


Figura 33 – Distribuição de Tensão (Von Mises).

Como esperado houve uma diminuição do valor de K_I e uma mudança da localização da tensão máxima (M_x), afastando-se da ponta da trinca.

Tabelas Resumo

Tabela 6 – Corpo de Prova de 6.36 mm

Geometria do Reparo - Tipo (cm x cm x mm)	KI – Plano Médio MPa(m)^{0.5}	KI – Superfície MPa(m)^{0.5}	KI – Experimental MPa(m)^{0.5}
Sem Reparo 2D	10,469	-----	10,930
Sem Reparo 3D	9,983	10,187	10,930
25,0 x 25,0 x 1,1 (FC)	5,470	9,430	10,960
25,0 x 30,0 x 1,1 (FC)	2,530	9,390	10,932
25,0 x 25,0 x 1,8 (FV)	6,347	9,620	10,989

FC – Fibra de Carbono;

FV – Fibra de Vidro.

Tabela 7 – Corpo de Prova de 4.0 mm

Geometria do Reparo - Tipo (cm x cm x mm)	KI – Plano Médio MPa(m)^{0.5}	KI – Superfície MPa(m)^{0.5}	KI – Experimental MPa(m)^{0.5}
Sem Reparo	5,68	5,79	6,87
25,0 x 25,0 x 1,1 (FC)	2,73	4,82	6,85

FC – Fibra de Carbono

4.5 Modelos Criados em Fibra de Vidro e Fibra de Carbono

(Toray 300)

Foram elaborados diversos reparos em fibra de vidro e fibra de carbono com variação das geometrias e de espessuras. Estes reparos foram utilizados no corpo de prova modelado em 3D com espessura de 6.36 mm com comprimento de trinca de 25,0 mm e tendo como principal objetivo averiguar o comportamento do Fator de Intensidade de tensão

4.5.1 Reparos

1) A primeira variação geométrica modelada foi um reparo em fibra de vidro com 25 cm x 25 cm x 2.2 mm, abaixo são apresentadas as distribuições de tensão e os Fatores de Intensidade de Tensão calculados na modelação 3D.

a) Junto ao plano médio da chapa de alumínio:

Valores Calculados na modelação

Primeiro Modo
$KI = 5,72 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

b) Junto à superfície oposta ao reparo:

Valores Calculados na modelação

Primeiro Modo
$KI = 9,57 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

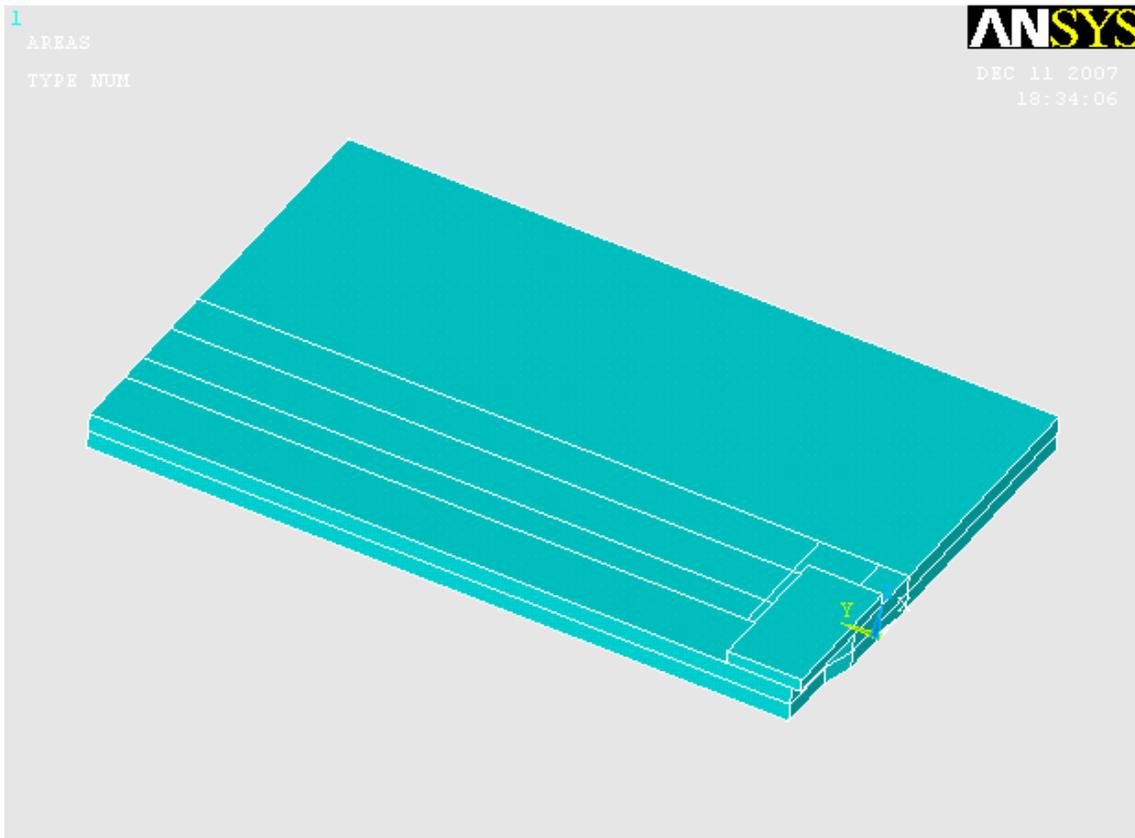


Figura 34 – Reparo de 25 cm x 25 cm.

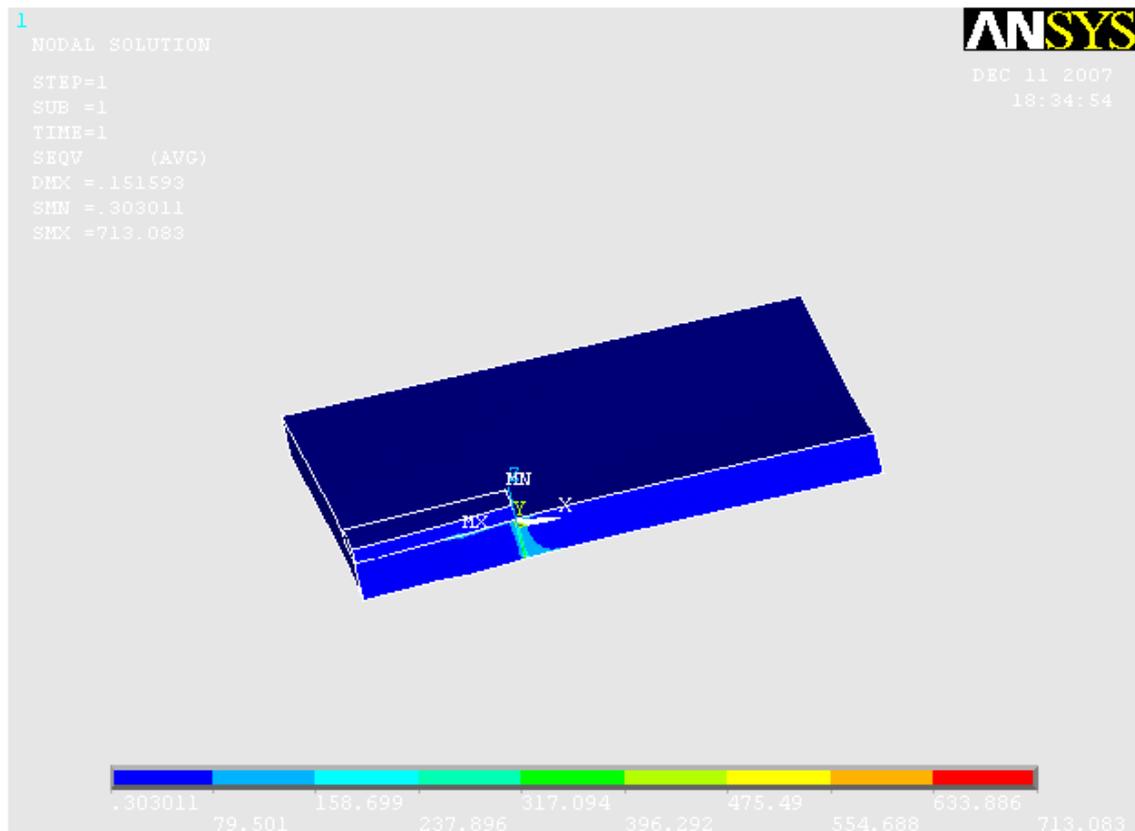


Figura 35 – Nível de Tensão no Reparo (Von Mises).

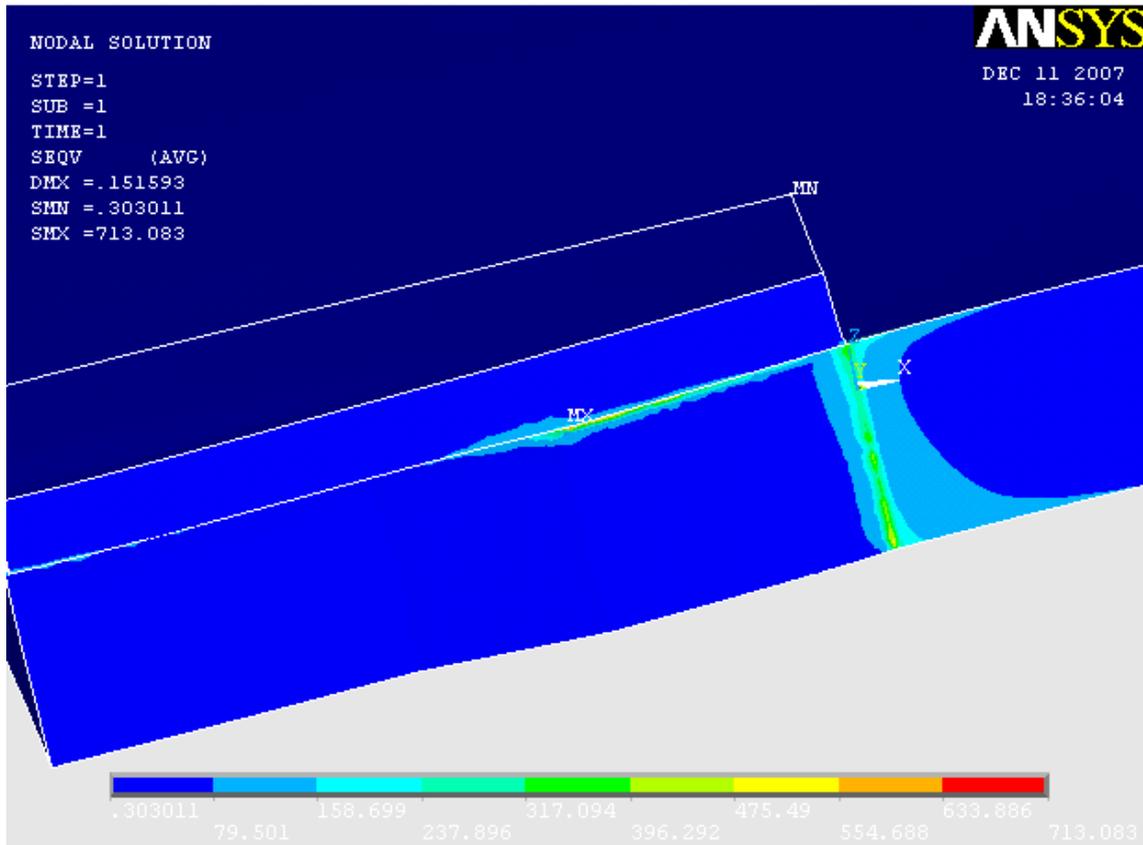


Figura 36 – Nível de Tensão no Reparo (Von Mises).

2) O segundo reparo em fibra de vidro possui dimensão de 25 cm x 30 cm x 1.8 mm e foi modelado no corpo de prova em ambas as faces, abaixo são apresentadas as distribuições de tensão e os Fatores de Intensidade de Tensão calculados na modelação 3D:

a) Junto ao plano médio da chapa de alumínio:

Valores Calculados na modelação (Plano Médio)

Primeiro Modo
$KI = 2,19 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

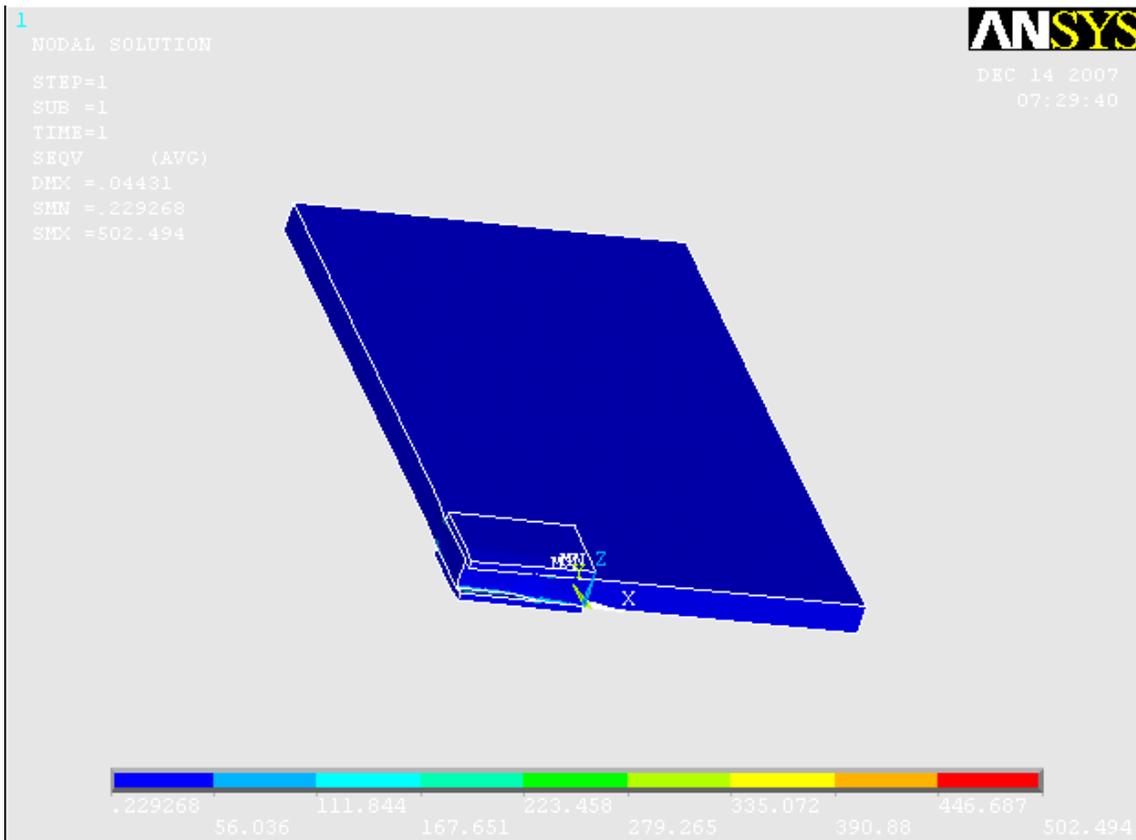


Figura 37 – Modelo com Reparo nas Duas Faces do Corpo de Prova.

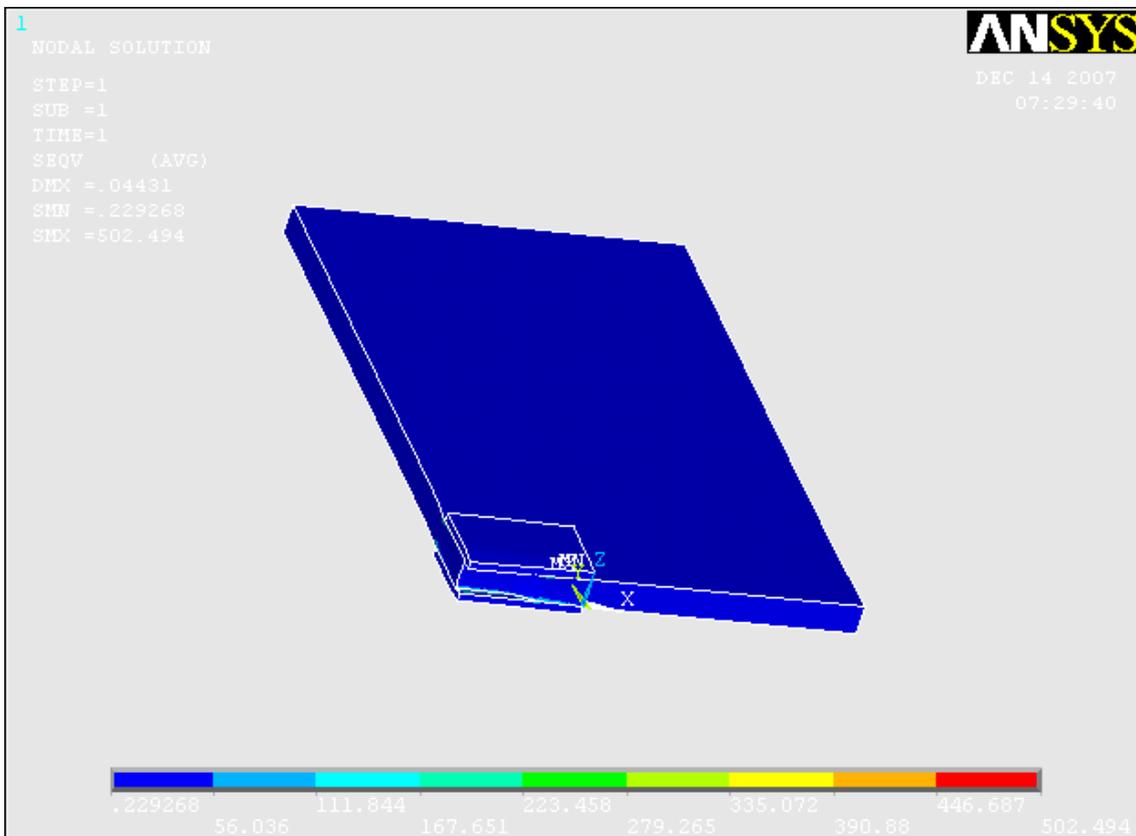


Figura 38 – Nível de Tensão na Região da Trinca (Von Mises).

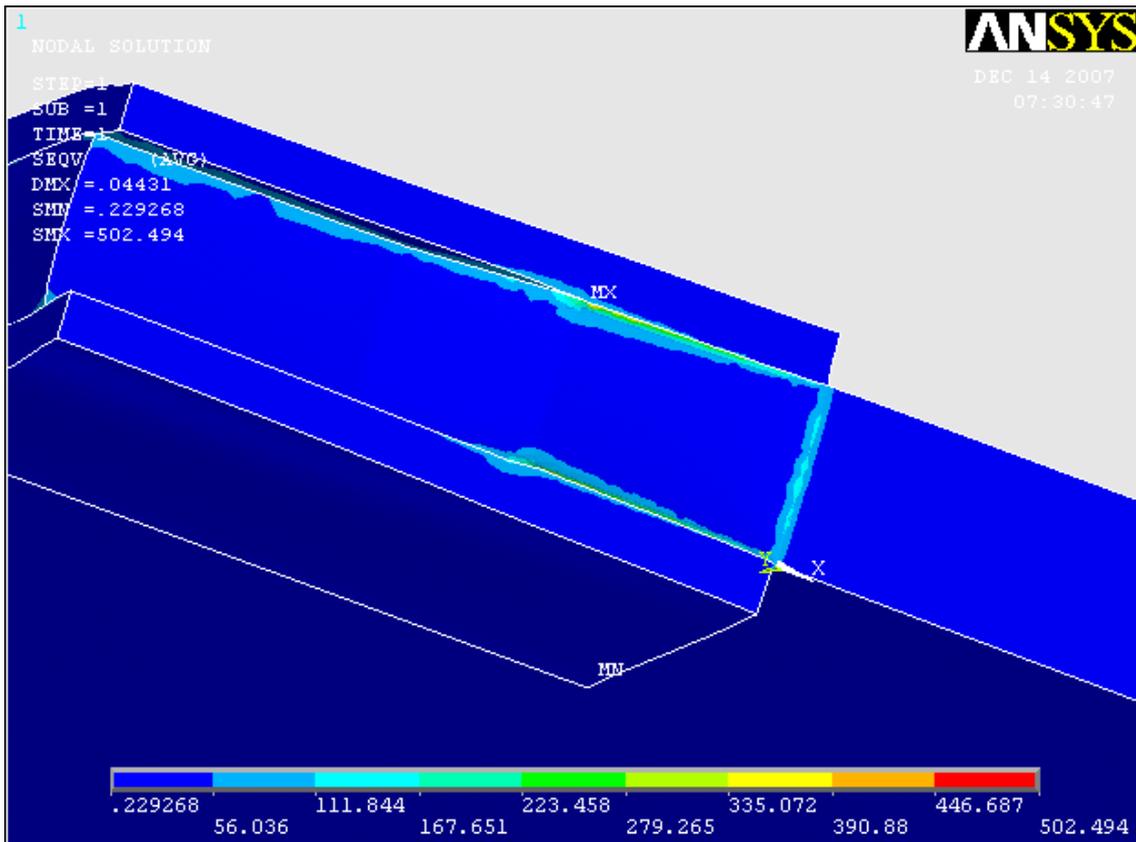


Figura 39 – Nível de Tensão na Região da Trinca (Von Mises).

3) O terceiro reparo em fibra de vidro estudado possui dimensões de 25 cm x 30 cm x 3.0 mm e foi modelado em ambas as faces do corpo de prova, abaixo são apresentadas as distribuições de tensão e os Fatores de Intensidade de Tensão calculados na modelação 3D:

a) Junto ao plano médio da chapa de alumínio:

Valores Calculados na modelação (Plano Médio)

Primeiro Modo
$KI = 1,89 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

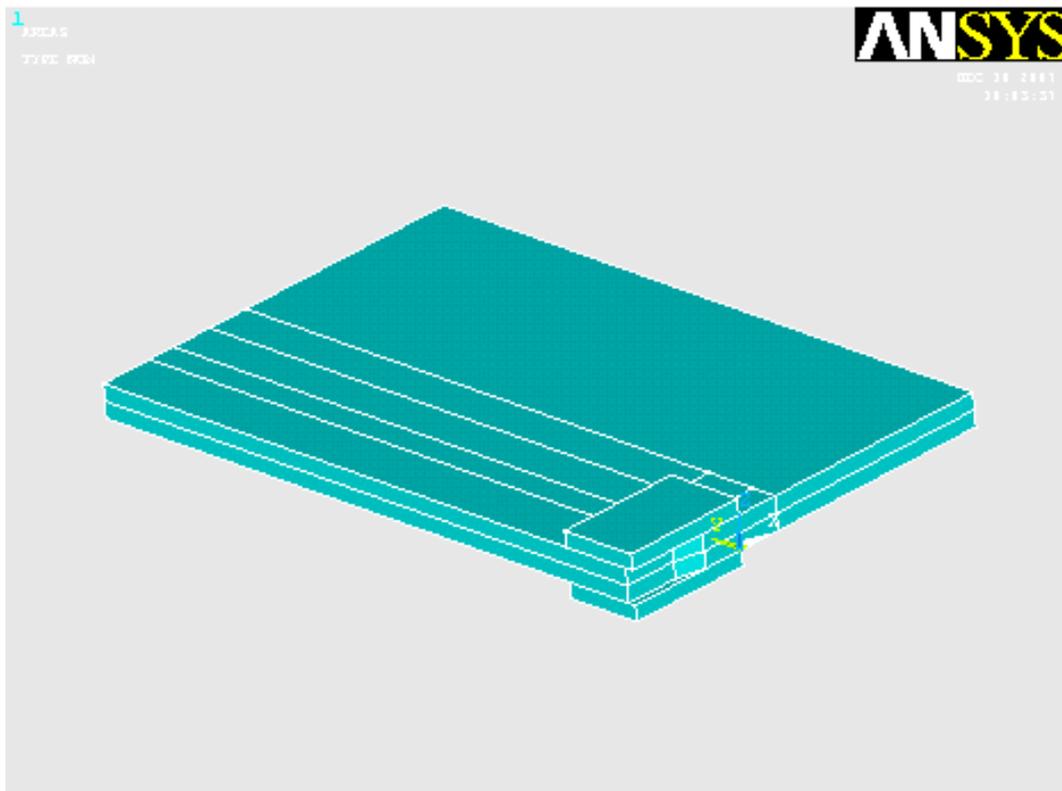


Figura 40 – Modelo com Espessura de 3 mm.

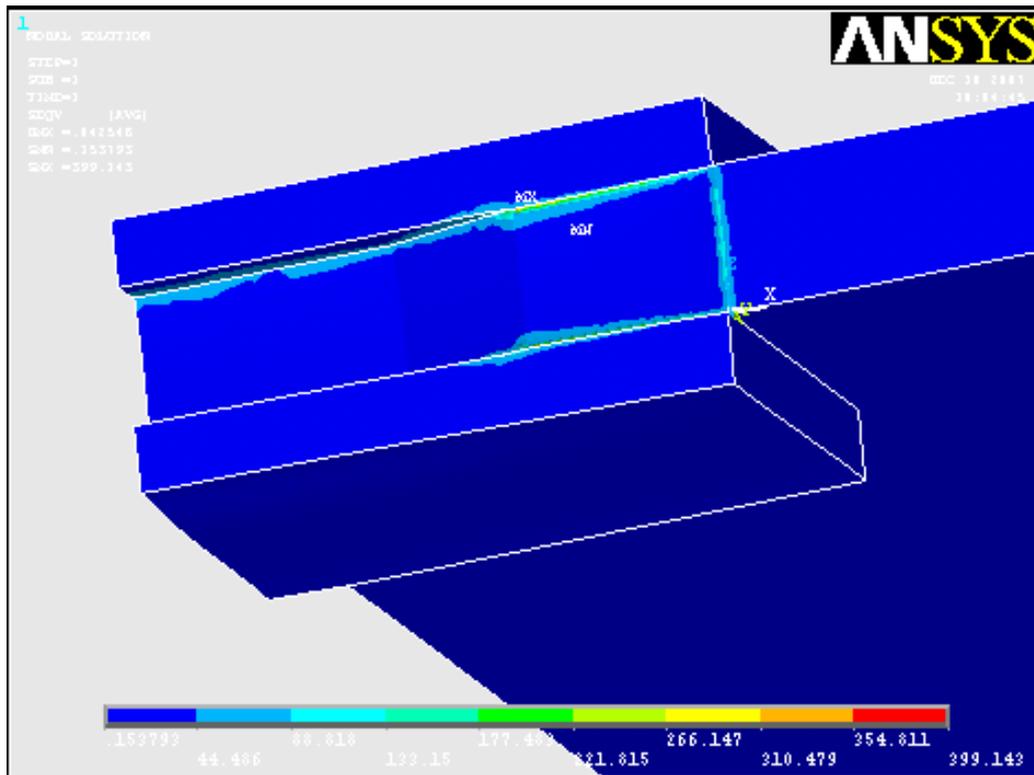


Figura 41 – Nível de Tensão do Modelo na Região da Trinca (Von Mises).

4) O quarto reparo em fibra de vidro foi 25 cm x 40 cm x 1.8 mm, abaixo são apresentadas as distribuições de tensão e os Fatores de Intensidade de Tensão calculados na modelação 3D:

a) Junto ao plano médio da chapa de alumínio:

Valores Calculados na modelação

Primeiro Modo
$KI = 1,16 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

b) Junto à superfície oposta ao reparo:

Valores Calculados na modelação

Primeiro Modo
$KI = 9,14 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

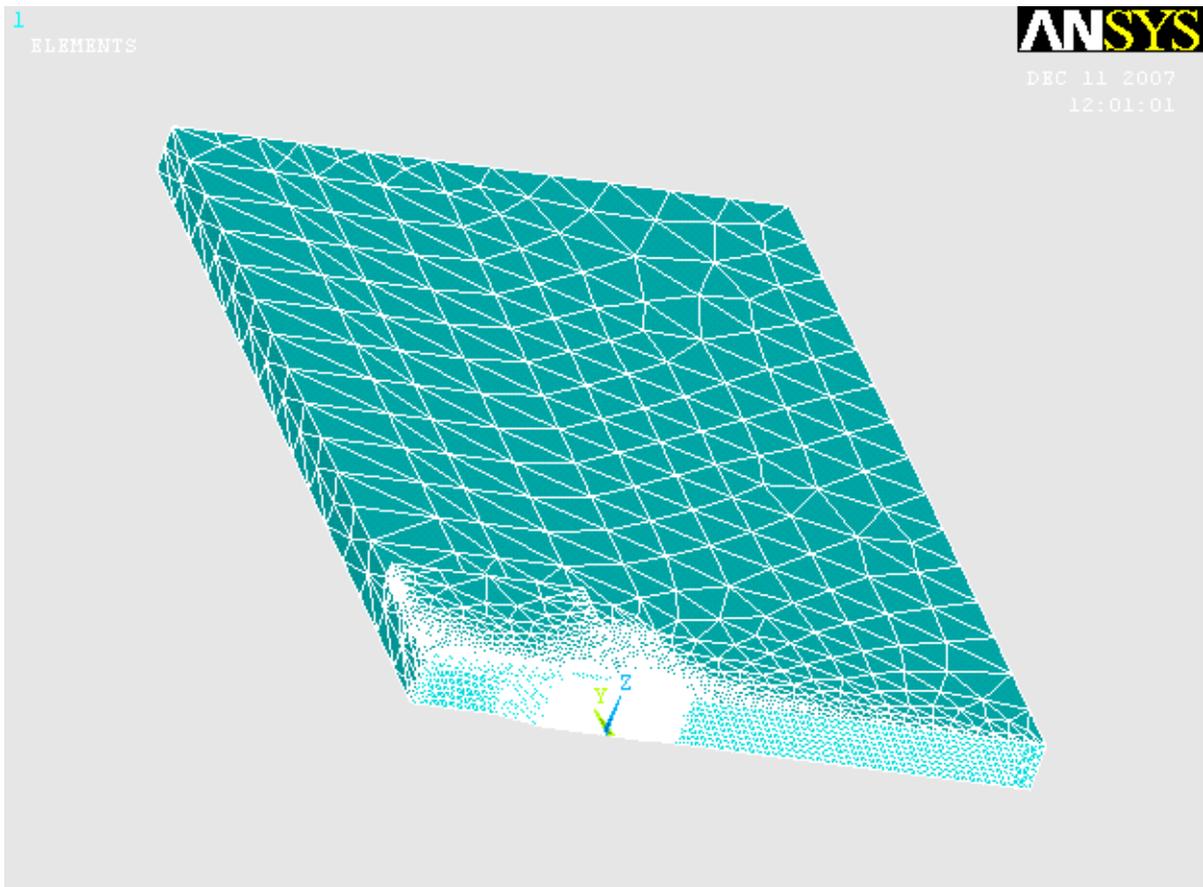


Figura 42 – Modelo com Malha Definida.

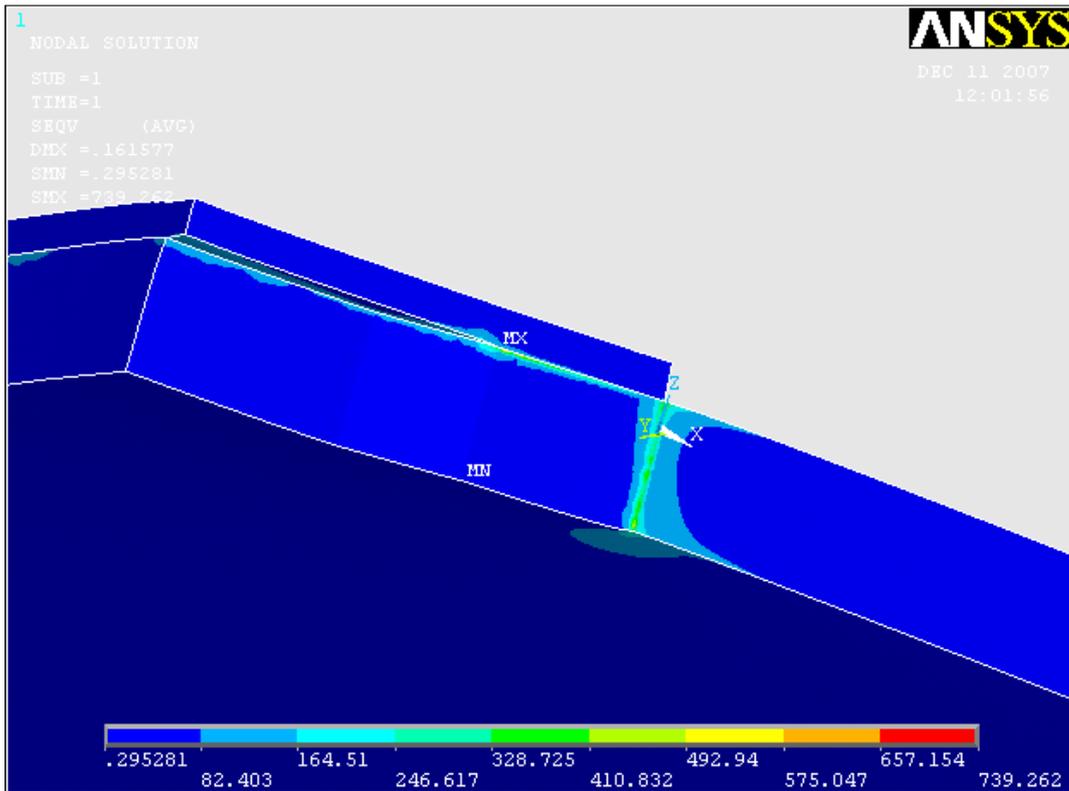


Figura 43 – Nível de Tensão na Região da Trinca (Von Mises).

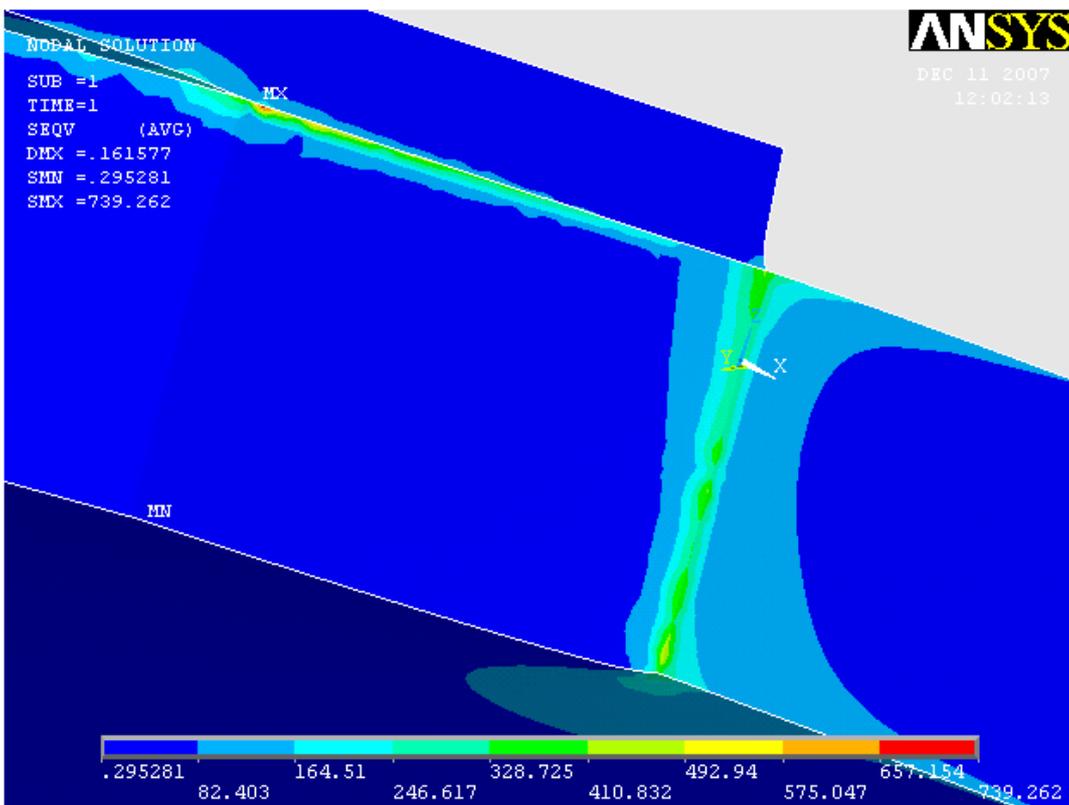


Figura 44 – Nível de Tensão na Região da Trinca (Von Mises).

5) O quinto reparo em fibra de vidro tem dimensões de 30 cm por 30 cm x 1.8 mm. Abaixo são apresentadas as distribuições de tensão e os Fatores de Intensidade de Tensão calculados na modelação 3D:

a) Junto ao plano médio da chapa de alumínio:

Valores Calculados na modelação

Primeiro Modo
$KI = 5,70 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

b) Junto à superfície oposta ao reparo:

Valores Calculados na modelação

Primeiro Modo
$KI = 9,44 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

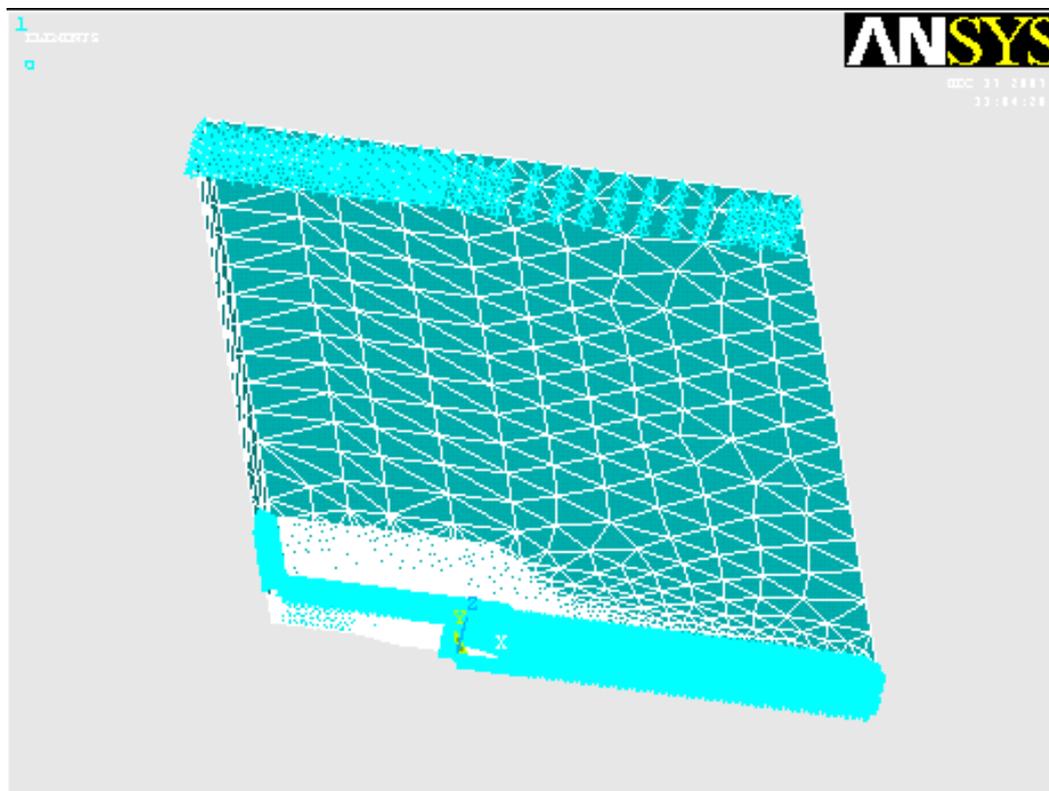


Figura 45 – Modelo com as Condições de Contorno e Malha Utilizada.

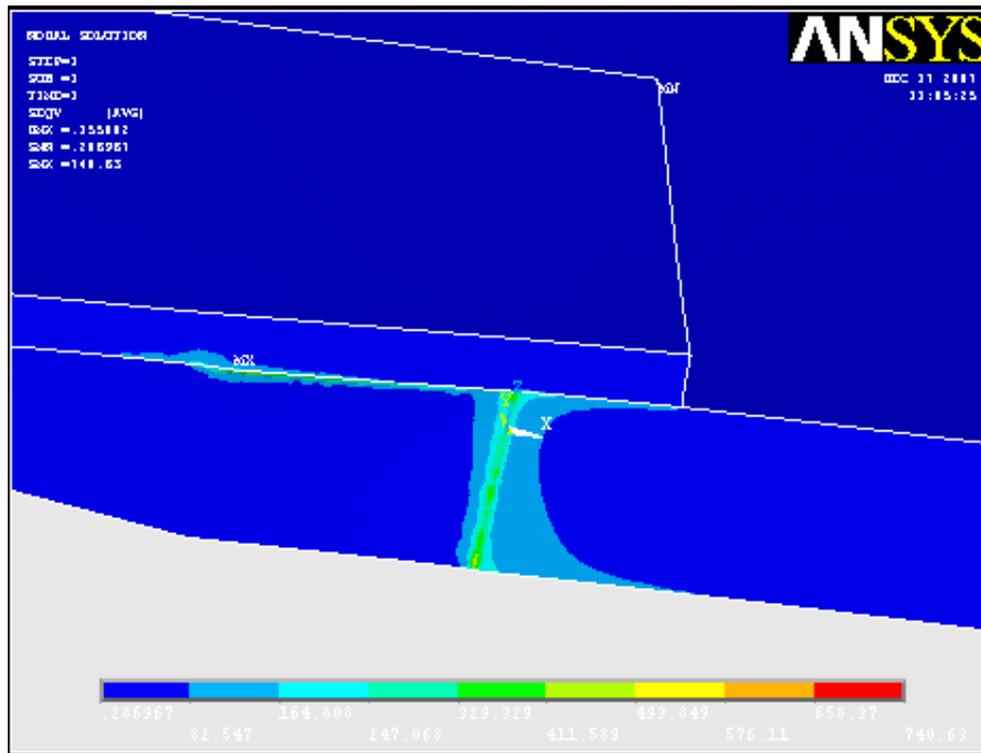


Figura 46 – Nível de Tensão na Região da Trinca (Von Mises).

6) O sexto reparo de dimensões 30 cm x 40 cm x 1.8 mm em fibra de vidro, abaixo são apresentadas as distribuições de tensão e os Fatores de Intensidade de Tensão calculados na modelação 3D:

a) Junto ao plano médio da chapa de alumínio:

Valores Calculados na modelação

Primeiro Modo
$KI = 5,54 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

b) Junto à superfície oposta ao reparo:

Valores Calculados na modelação

Primeiro Modo
$KI = 9,09 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

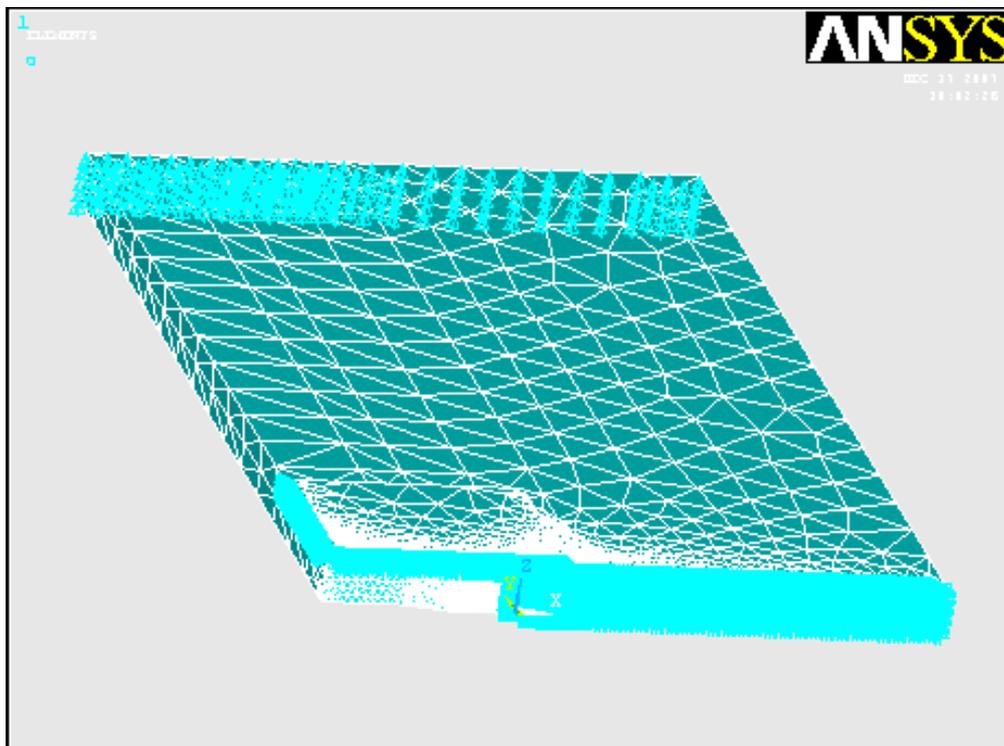


Figura 47 – Modelo com as Condições de Contorno e Malha Utilizada.

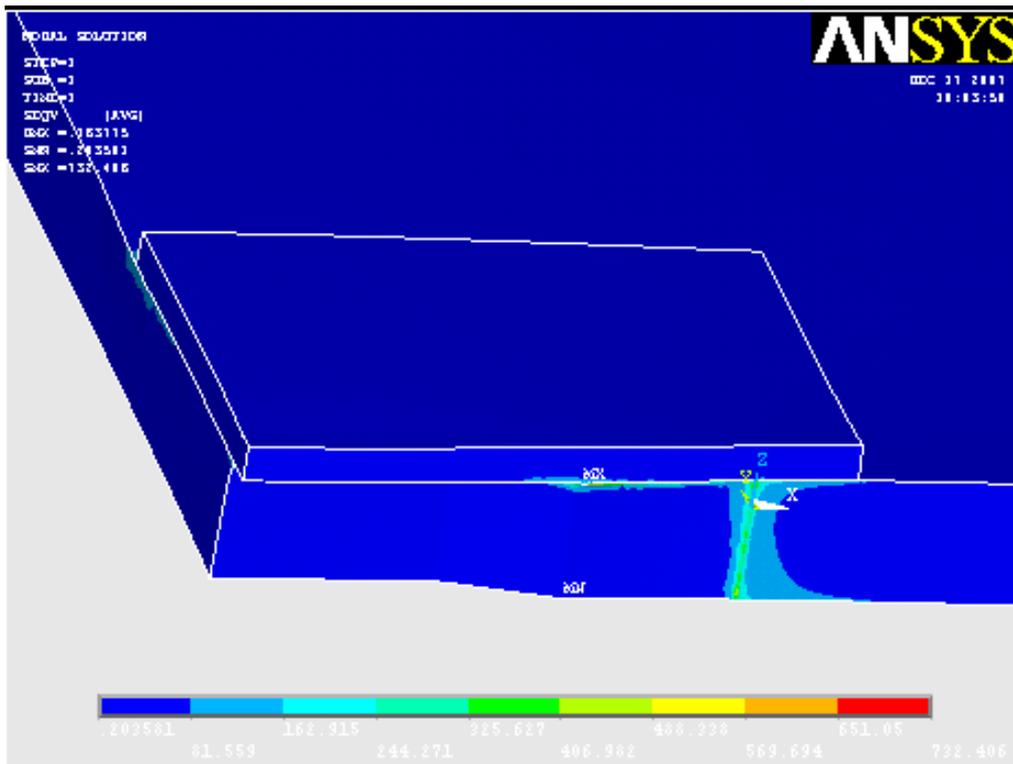


Figura 48 – Nível de Tensão na Região da Trinca (Von Mises).

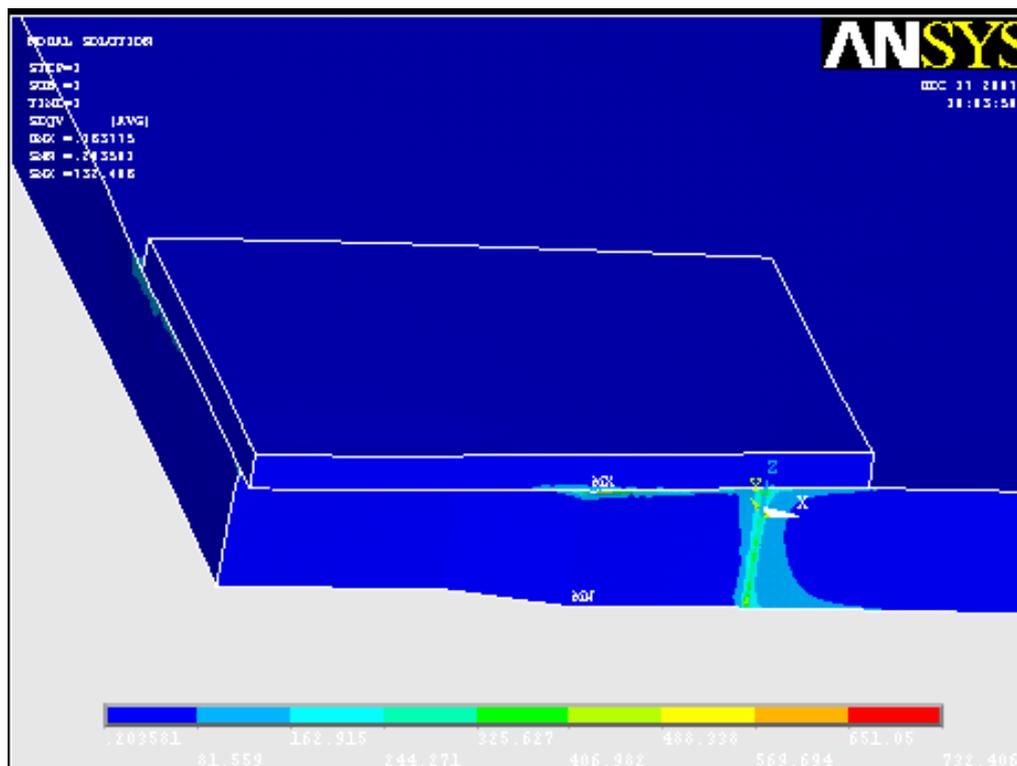
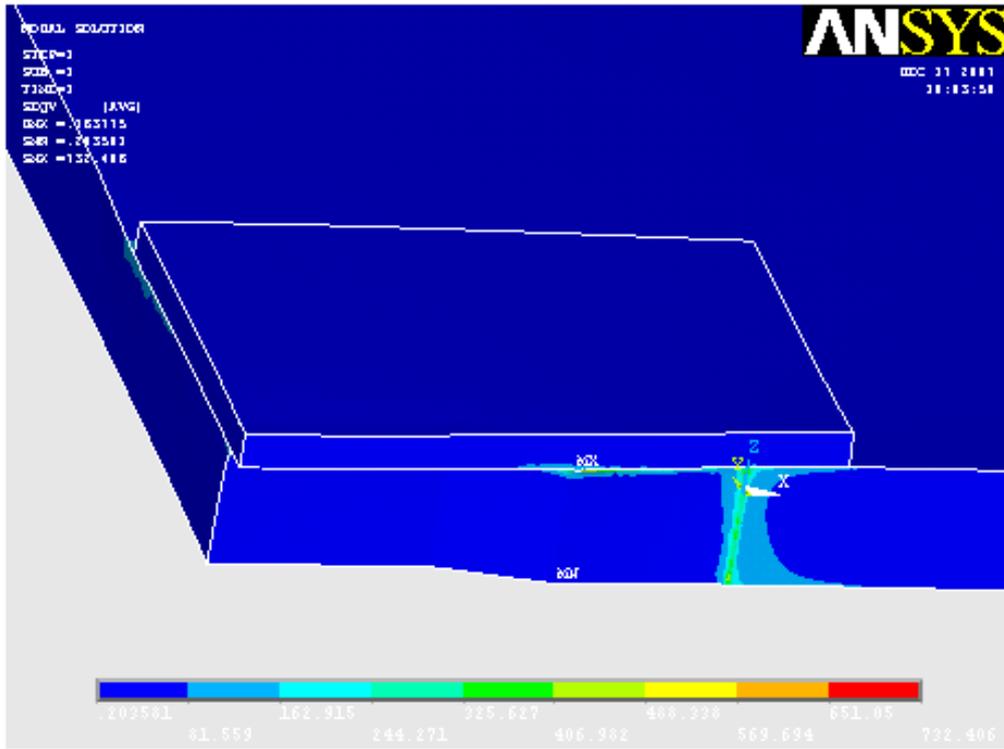


Figura 49 – Nível de Tensão na Região da Trinca (Von Mises).



7) O sétimo reparo foi modelado em fibra de carbono (Toray) com as seguintes dimensões 30 cm x 30 cm x 1.8 mm, abaixo são apresentadas as distribuições de tensão e os Fatores de Intensidade de Tensão calculados na modelação 3D:

a) Valores Calculados na modelação (Plano Médio)

Primeiro Modo
$KI = 5,21 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

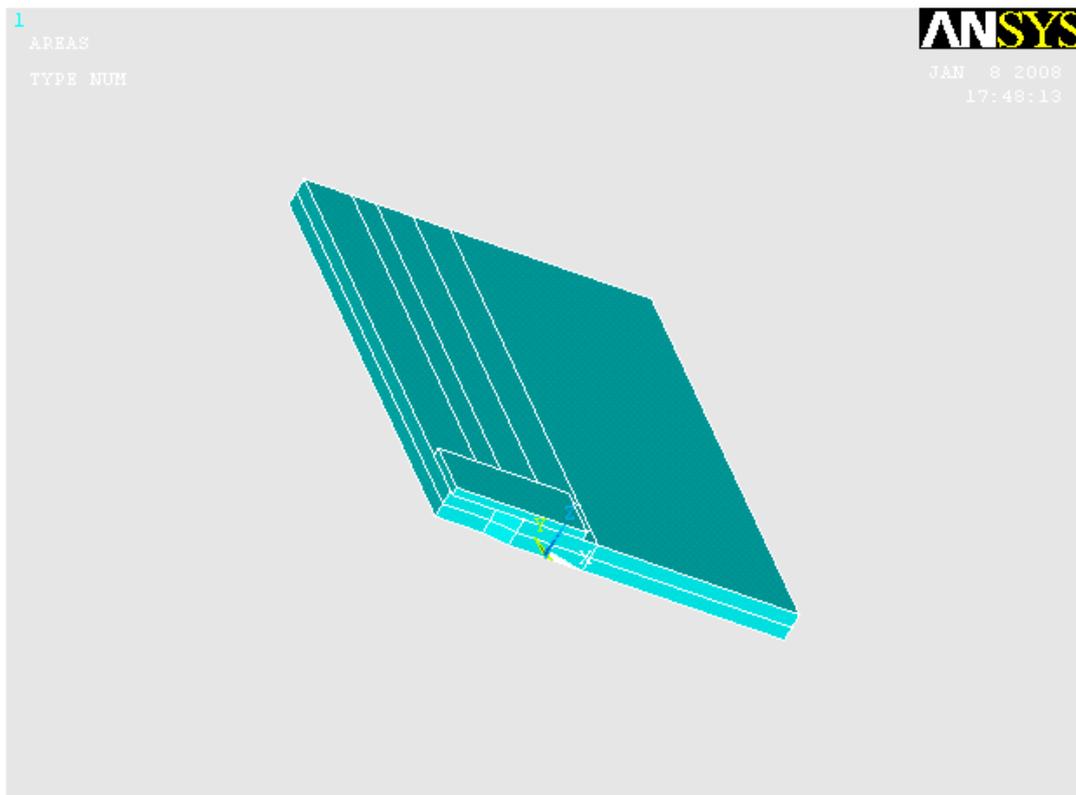


Figura 51 – Modelo Utilizado.

b) Junto à superfície oposta ao reparo:

Valores Calculados na modelação

Primeiro Modo
$KI = 9,02 \text{ MPa (m)}^{0.5}$

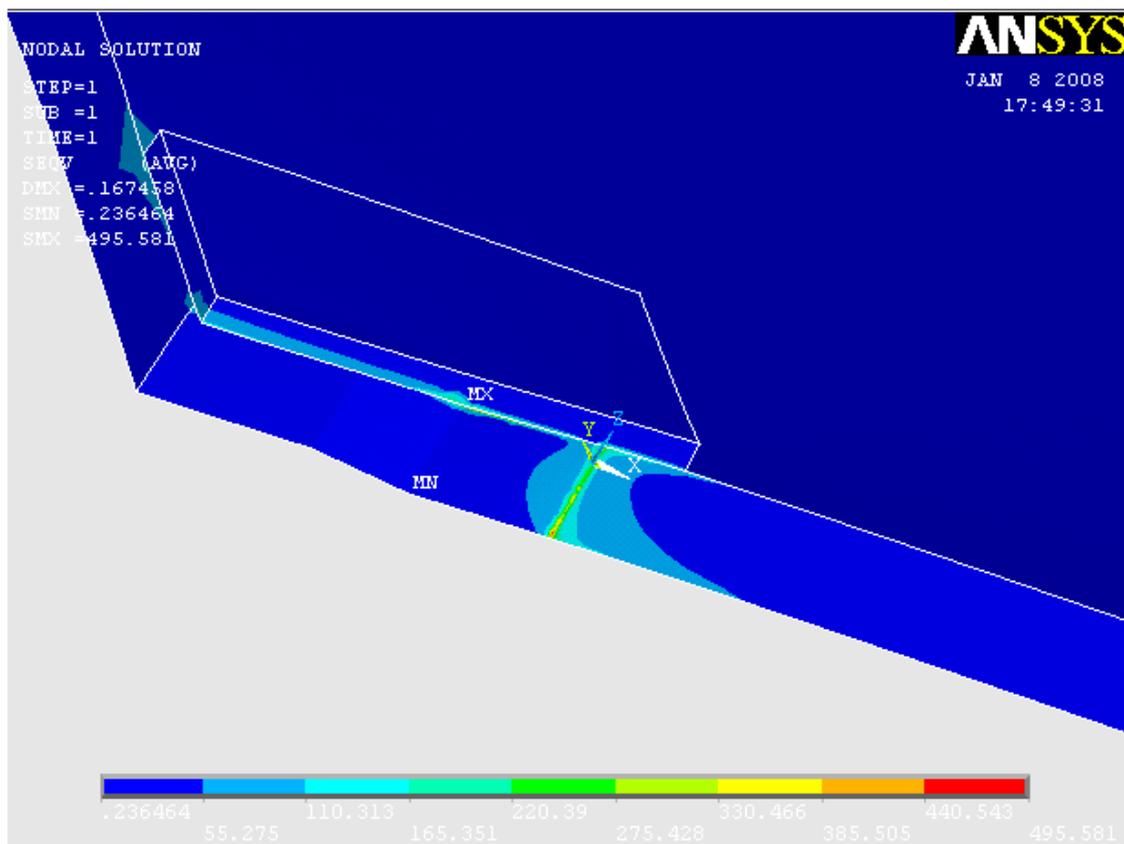


Figura 52 – Nível de Tensão na Região da Trinca (Von Mises).

Tabela 8 – Resumo dos reparos

Corpo Prova	Geometria do Reparo - Tipo (cm x cm x mm)	KI – Plano Médio MPA(m) ^{0.5}	KI – Superfície MPA(m) ^{0.5}
1	25,0 x 25,0 x 2,2 , Fibra de vidro.	5,72	9,58
2	25,0 x 30,0 x 1,8 ambos os lados, F. Vidro.	2,19	-----
3	25,0 x 30,0 x 3,0 ambos os lados, F. Vidro.	1,88	-----
4	25,0 x 40,0 com 1,8 , Fibra de vidro.	1,16	9,14
5	30,0 x 30,0 com 1,8 , Fibra de vidro.	5,70	9,44
6	30,0 x 40,0 com 1,8 , Fibra de vidro.	5,54	9,09
7	30,0 x 30,0 com 1,8 , Toray.	5,21	9,02

Pode-se observar que os reparos proporcionam um comportamento benéfico, ou seja, acarretam a diminuição do Fator de Intensidade de Tensão com o aumento da espessura, do tamanho do reparo e com a mudança do material utilizado de Fibra de Vidro para Fibra de Carbono. Logo os reparos reduzem a taxa de propagação da trinca e com isso tornam o comportamento das mesmas estáveis, possibilitando um aumento da vida útil do painel reparado.

5 Conclusões

As trincas que ocorrem nas estruturas de alumínio em navios têm como principal razão à alteração das características mecânicas do material. Considerando que os cálculos de verificação estrutural apresentaram resultados perfeitamente coerentes com os níveis aceitáveis de tensão atuante nas estruturas que apresentam estes tipos de danos, o aparecimento de trincas de fadiga nos painéis de alumínio é fruto principalmente da fragilização generalizada do material.

Com isso, foi implementada, pela Diretoria de Engenharia Naval da Marinha do Brasil, uma alternativa para a realização dos reparos destes painéis, este reparo alternativo utiliza materiais compósitos ao invés dos métodos tradicionais de chapas inseridas, soldadas ou mesmo rebitados.

A diferença básica entre as duas técnicas de reparo pode ser resumida da seguinte forma: o reparo de material compósito, aderido na região da trinca por meio de adesivos estruturais é realizado sem aportes térmicos, enquanto no reparo tradicional com corte e solda, o aporte térmico altera significativamente o campo de tensões próximo ao cordão de solda e na região reparada, criando uma zona termicamente afetada.

Esta dissertação teve como principal objetivo comprovar por modelos matemáticos os ensaios experimentais com diversos corpos de provas reparados com compósitos realizados no Laboratório de Tecnologia Submarinas (LTS) da COPPE/UFRJ, ensaios elaborados durante a dissertação de Mestrado do Eng. André Luís Nunes Mello [4].

O primeiro passo foi a comprovação dos ensaios experimentais realizados.

Na elaboração dos ensaios os testes são realizados sob amplitude de cargas constantes, com medidas do comprimento da trinca e número de ciclos de carregamento feitos em intervalos de tempo determinados. As taxas de crescimento de trinca por fadiga podem ser determinadas utilizando uma ampla gama de corpos de prova, com isso elaboram-se curvas de comprimento de trinca por número de ciclos. A partir destas curvas é possível calcular os valores de ΔK_I e da/dn para vários comprimentos de trincas. De posse dos valores de ΔK_I e da/dn e $\Delta K_I = K_{I_{max}} - K_{I_{min}}$ conhecido como amplitude do Fator de Intensidade de Tensão que é o principal elemento controlador da propagação das trincas por fadiga, ou seja, a propagação de trincas em corpos de prova submetidos a carregamento cíclico observa-se que o incremento no comprimento da trinca por ciclo de carregamento é função da diferença

$K_{I_{max}} - K_{I_{min}}$ atuando na ponta da trinca, e como os ensaios foram realizados em amplitude de cargas constante tem-se que $\Delta K_I = K_{I_{max}} = K_I$.

Logo o valor de K_I varia a cada instante devido a variação cíclica da tensão aplicada e também ao incremento no comprimento da trinca, a medida que a trinca propaga-se o valor da tensão aumenta de K_I também.

“Devido ao fato de que a amplitude do Fator de Intensidade de Tensão é o principal fator controlador da propagação de trincas por fadiga. Isso permite que da/dn versus ΔK_I obtido em condições de amplitude constante possam ser utilizados em situações de projeto. Conhecendo a expressão do fator de Intensidade de Tensão K_I para um dado componente, a vida em fadiga desse componente pode ser obtida pela integração da equação de Paris, entre os limites do tamanho inicial e final da trinca” Fernando Luiz Bastian [16].

O segundo passo foi a modelação matemática dos ensaios experimentais e a criação de diversos tipos de reparos onde se procurou variar a geometria, o material e a espessura, e em alguns modelos foi considerada a aplicação do reparo nas duas faces do corpo de prova.

Nos modelos estudados pode-se perceber a redução do Fator de Intensidade de Tensão que, à luz da Mecânica da Fratura, pode ser interpretada como a interrupção na propagação da trinca nos painéis danificados ou na diminuição da taxa de propagação da trinca. A alteração do estado de tensão na região da ponta da trinca representa outro importante efeito do reparo com compósitos e que proporciona um comportamento estável da trinca. Esta alteração pode ser observada nos diversos níveis e localização das tensões apresentadas, percebe-se a mudança de localização do ponto de tensão máximo ora posicionado na ponta da trinca nos modelos sem reparo, e fora da ponta da trinca em modelos com reparo. Com isso fica demonstrada a eficiência do reparo com compósito para a solução do problema de trincas de fadiga em painéis de alumínio.

Outra importante consideração deve-se a variação observada no valor do Fator de Intensidade de Tensão calculada nos modelos de Elementos Finitos, ou seja, variando-se o tipo de malha e seu refinamento os valores de K_I sofrem mudanças significativas. Com isso observa-se certa limitação do uso do método de Elementos Finitos para simular trincas de fadiga em painéis de alumínio sem a realização de ensaios experimentais. Os valores experimentais foram de vital importância para balizar o nível de refinamento da malha dos modelos e com isso garantir a convergência desejada dos resultados numéricos.

6 Referências Bibliográficas

[1] DST, Aeronautical Research Laboratory, "RECENT ADVANCES IN BONDED COMPOSITE REPAIR TECHNOLOGY FOR METALLIC AIRCRAFT COMPONENTS", Australia, A.A Baker, R.J Chester, 1993.

[2] Department of Theoretical and Applied Mechanics and the Beckman Institute for Advance Science and Technology, "RETARDATION AND REPAIR OF FATIGUE CRACKS IN A MICROCAPSULE TOUGHENED EPOXY COMPOSITE – PART I : MANUAL INFILTRATION," E.N. Brown, S.R. White, N.R. Sottos, 2005.

[3] Department of Aeronautics and Space Engineering, Tohoku University, "NUMERICAL SIMULATION STUDY OF FATIGUE CRACK GROWTH BEHAVIOR OF CRACKED ALUMINUM PANELS REPAIRED WITH A FRP COMPOSITE PATCH USING COMBINED BEM/FEM", Hideki Sekine, Bo Yan, Takeshi Yasuho, 2004.

[4] Mello, André Luís Nunes, "Análise experimental da vida em fadiga de trincas propagadas em placas de alumínio reparadas com material compósito", Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, 1995

[5] INGLIS, C.E ., "Stresses in a Plate Due to the Presence of Cracks and Sharp Corners". Transactions of the Institute of Naval Architects, 55, pp 219-241. 1913

[6] GRIFFITH, A. A.. Proceedings of the 1st International Congress for Applied Mechanics, Delft, pp. 55, 1924

[7] IRWIN, G R. , "Analysis of Stresses and Strain near the end of a Crack Transversing a plate", Trans A.S.M.E., J. Appl. Mech, 1957.

[8] TINOCO, EDIBERTO BASTOS., "Avaliação de trincas em equipamentos industriais com base na Mecânica da fratura via elementos finitos" Rio de Janeiro, Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, 1998.

[9] PARIS, P. C and ERDOGAN, F., "A critical analysis of crack propagation laws", Trans. A.S.M.E., J. Bas. Eng., pp 528, 1963.

[10] LEONARDO BARBOSA GODEFROID., “Propagação de trinca por fadiga sob carregamento com amplitude constante e variável em ligas de alumínio para indústria aeronáutica.”. Dissertação Mestrado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE setembro de 1993.

[11] OROWAN, E., “Energy Criteria of Fracture”, Weld J Res. Suppl. 20, pp157, 1955.

[12] WILLIAMS, M.L., “On the stress distribution at the base of a stationary crack”, Trans. A.S.M.E., J. Appl. Mech, 1957..

[13] RICE, J.R., “A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks”, Trans. A.S.M.E., J. Appl. Mech. 35, pp 379-386, 1968.

[14] SOUZA, L. A., “O modelo de linhas de molas para análise de trincas não passantes sujeitas a modos mistos de fratura, com considerações de plasticidade e Fadiga.” Tese de D.SC. COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ. Brasil, 1993.

[15] LEIBOWITZ, H., Fracture, v.II, Academic Press, N.Y, 1968.

[16] BASTIAN, F.L., CAMINHA, H.M. e MORAES, M., Notas de aula de Mecânica da Fratura, COT744. COPPE/UFRJ..

[17] SPINELLI, D. , “Fundamentos e aplicações da mecânica da fratura elasto-plástica”, - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 1997.

[18] ELBER, W., “The significance of Fatigue Crack Closure Under Tension”, ASTM-STP 486, ASTM, pp 230, 1970.

[19] MARIA HELOISA PEREIRA BRAZ., “Propriedades de Fadiga de Soldas de Alta Resistência e Baixa Liga” EESC-USP, 1999.

[20] ANSYS User’s Manual, revision 11.0.

7 Anexos

7.1 Anexo 1 – Coletânea de Fotografias de Reparos Realizados com Compósitos.

Para apresentar a eficácia dos reparos são apresentadas fotos da aplicação do compósito em trincas de alumínio em diversas regiões.

Os reparos apresentados na Fig. 62 e na Fig. 63 foram realizados em navios da Marinha do Brasil nos anos de 2005/2006 e a Fig. 61 mostra uma trinca de fadiga em um convés de alumínio.

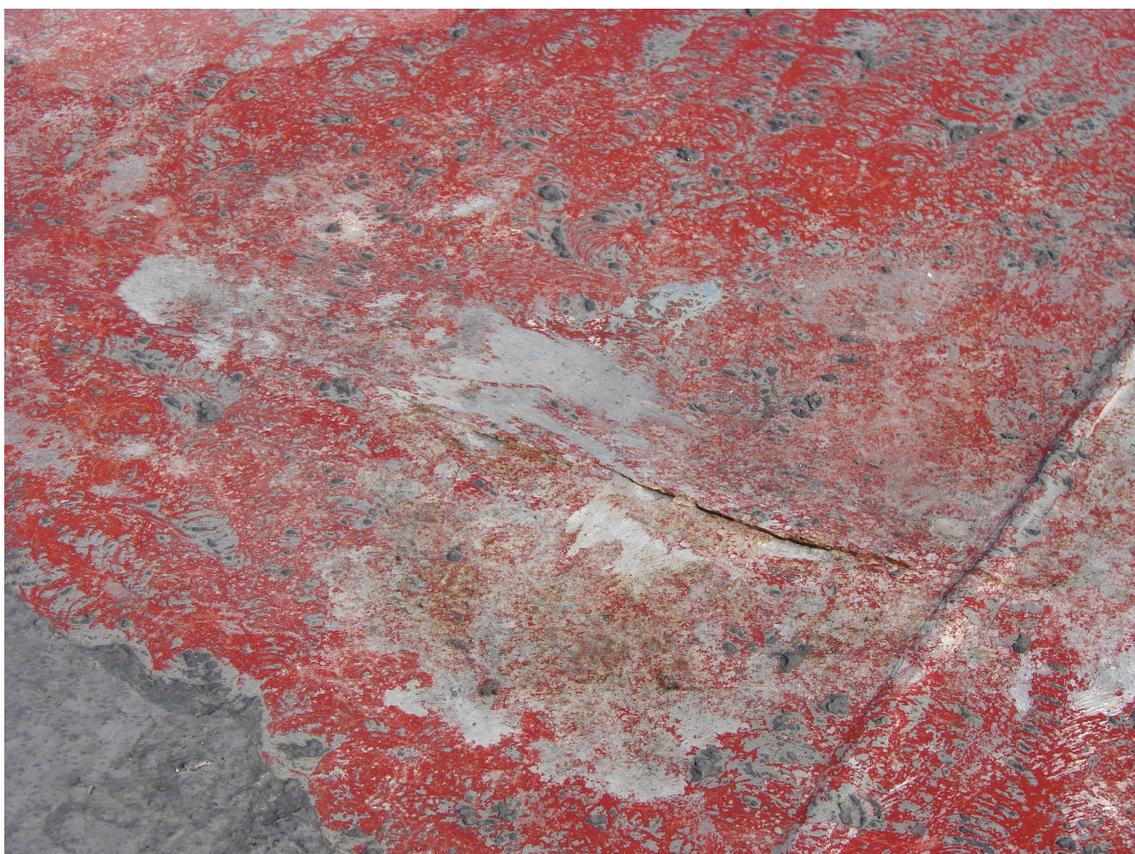


Figura 53 – Trinca em Alumínio, em um Convés.



Figura 54 – Reparo no Convés do Tijupá.



Figura 55 – Reparo Completo, junto ao Convés do Passadiço.

Livros Grátis

(<http://www.livrosgratis.com.br>)

Milhares de Livros para Download:

[Baixar livros de Administração](#)

[Baixar livros de Agronomia](#)

[Baixar livros de Arquitetura](#)

[Baixar livros de Artes](#)

[Baixar livros de Astronomia](#)

[Baixar livros de Biologia Geral](#)

[Baixar livros de Ciência da Computação](#)

[Baixar livros de Ciência da Informação](#)

[Baixar livros de Ciência Política](#)

[Baixar livros de Ciências da Saúde](#)

[Baixar livros de Comunicação](#)

[Baixar livros do Conselho Nacional de Educação - CNE](#)

[Baixar livros de Defesa civil](#)

[Baixar livros de Direito](#)

[Baixar livros de Direitos humanos](#)

[Baixar livros de Economia](#)

[Baixar livros de Economia Doméstica](#)

[Baixar livros de Educação](#)

[Baixar livros de Educação - Trânsito](#)

[Baixar livros de Educação Física](#)

[Baixar livros de Engenharia Aeroespacial](#)

[Baixar livros de Farmácia](#)

[Baixar livros de Filosofia](#)

[Baixar livros de Física](#)

[Baixar livros de Geociências](#)

[Baixar livros de Geografia](#)

[Baixar livros de História](#)

[Baixar livros de Línguas](#)

[Baixar livros de Literatura](#)
[Baixar livros de Literatura de Cordel](#)
[Baixar livros de Literatura Infantil](#)
[Baixar livros de Matemática](#)
[Baixar livros de Medicina](#)
[Baixar livros de Medicina Veterinária](#)
[Baixar livros de Meio Ambiente](#)
[Baixar livros de Meteorologia](#)
[Baixar Monografias e TCC](#)
[Baixar livros Multidisciplinar](#)
[Baixar livros de Música](#)
[Baixar livros de Psicologia](#)
[Baixar livros de Química](#)
[Baixar livros de Saúde Coletiva](#)
[Baixar livros de Serviço Social](#)
[Baixar livros de Sociologia](#)
[Baixar livros de Teologia](#)
[Baixar livros de Trabalho](#)
[Baixar livros de Turismo](#)