

UNIVERSIDADE TECNOLÓGICA FEDERAL DO PARANÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA E DE
MATERIAIS

GUSTAVO VON ZESKA DE FRANÇA

**ESTUDO NUMÉRICO BIDIMENSIONAL DE PROPAGAÇÃO DE
TRINCAS EM FERRO FUNDIDO NODULAR AUSTEMPERADO (ADI)**

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

CURITIBA

2020

GUSTAVO VON ZESKA DE FRANÇA

**ESTUDO NUMÉRICO BIDIMENSIONAL DE PROPAGAÇÃO DE
TRINCAS EM FERRO FUNDIDO NODULAR AUSTEMPERADO (ADI)**

Dissertação apresentada como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre em Engenharia, do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais – PPGEM – da Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Área de concentração: Mecânica dos Sólidos.

Orientador: Prof. Dr. Marco Antônio Luersen.

Coorientador: Prof. Dr. Carlos Henrique da Silva

CURITIBA

2020

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação

França, Gustavo Von Zeska de

Estudo numérico bidimensional de propagação de trincas em ferro fundido nodular austemperado (ADI) [recurso eletrônico]/ Gustavo Von Zeska de França. -- 2019.

1 arquivo texto (82 f.): PDF; 3,94 MB.

Modo de acesso: World Wide Web.

Título extraído da tela de título (visualizado em 13 fev. 2020).

Texto em português com resumo em inglês.

Dissertação (Mestrado) - Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais, Curitiba, 2019.

Bibliografia: p. 80-82.

1. Engenharia Mecânica e de Materiais - Dissertações. 2. Ferro fundido. 3. Cisalhamento. 4. Materiais - Testes dinâmicos. I. Luersen, Marco Antônio, orient. II. Silva, Carlos Henrique da, coorient. III. Universidade Federal do Paraná - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, inst. IV. Título.

CDD: Ed. 23 -- 620.1

Biblioteca Ecoville da UTFPR, Câmpus Curitiba

Bibliotecária: Lucia Ferreira Littiere - CRB 9/1271

Aluna de Biblioteconomia: Josiane Mangueira

TERMO DE APROVAÇÃO DE DISSERTAÇÃO Nº370

A Dissertação de Mestrado intitulada: **Estudo Numérico Bidimensional de Propagação de Trincas em Ferro Fundido Nodular Austemperado (ADI)**, defendida em sessão pública pelo Candidato **Gustavo von Zeska de França**, no dia 27 de novembro de 2019, foi julgada para a obtenção do título de Mestre em Engenharia, área de concentração: Mecânica dos Sólidos, linha de pesquisa: Mecânica dos Sólidos Computacional, e aprovada em sua forma final, pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais – PPGEM.

BANCA EXAMINADORA:

Prof. Dr. Marco Antônio Luersen - Presidente - UTFPR

Prof. Dr. Julio Cezar de Almeida - UFPR

Prof. Dr. Julio Cesar Klein das Neves - UTFPR

A via original deste documento encontra-se arquivada na Secretaria do Programa, contendo a assinatura da Coordenação após a entrega da versão corrigida do trabalho.

Curitiba, 27 de novembro de 2019.

*À minha esposa Ísis, por todo o apoio e compreensão.
Ao meu avô Prof. Jabes (in memoriam), por todas as lições.*

AGRADECIMENTOS

Agradeço à minha esposa Ísis, por toda a paciência que teve enquanto eu me dedicava a este trabalho. Seu apoio foi fundamental para finalização desta dissertação.

Agradeço à minha mãe e à minha irmã, por todas as conversas de incentivo, que me fizeram perseverar até o fim.

Agradeço aos professores Marco Antonio Luersen e Carlos Henrique da Silva, por todo o conhecimento passado ao longo de nossas muitas reuniões. Certamente este trabalho não chegaria ao ponto que chegou sem todas as diversas discussões construtivas que tivemos.

Agradeço à UTFPR por me acolher novamente após a minha formação para dar prosseguimento a este sonho.

RESUMO

DE FRANÇA, Gustavo von Zeska. **Estudo numérico bidimensional de propagação de trincas em ferro fundido nodular austemperado (ADI)**. 83 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica e de Materiais) – Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Curitiba, 2020.

O ferro fundido austemperado (*austempered ductile iron* – ADI) possui uma ampla gama de aplicações, devido a sua elevada resistência mecânica, à fadiga e ao desgaste superficial. O ADI é formado por uma matriz ausferrítica com nódulos de grafita em seu interior. Os nódulos possuem rigidez inferior à matriz e podem atuar como concentradores de tensões que nucleiam trincas. Eles também influenciam na propagação de trincas, que são desviadas em direção aos nódulos, o que pode gerar um efeito protetivo. Entretanto, segundo a literatura, o mecanismo de propagação da trinca ainda não está completamente compreendido. Dentro deste contexto, este trabalho apresenta um modelo numérico bidimensional para simular a propagação da trinca no interior de um material ADI submetido a uma carga de tração variável, que gera carregamentos de tração e de cisalhamento na ponta da trinca. O modelo foi implementado em linguagem Python e utiliza o código comercial de elementos finitos ABAQUS, juntamente com uma rotina de cálculo do crescimento de trinca, baseada na lei de Paris, para simular sua propagação. Foi verificado que o principal parâmetro responsável por alterar a direção da trinca é o fator de intensidade de tensão no modo II, ou seja, o cisalhamento que ocorre na ponta da trinca. As simulações demonstraram que a presença do nódulo gera uma carga de cisalhamento na ponta da trinca, e faz com que ela seja direcionada para o próprio nódulo. Fatores como o aumento do tamanho do nódulo e a diminuição da distância do nódulo até a ponta da trinca intensificam esta ação. Também foi verificado que, em simulações com dois diferentes materiais ADI com a mesma fração em área de grafita, para o caso com nódulos menores, a maior quantidade de nódulos faz com que a trinca tenha um tempo de vida menor até interceptar um novo nódulo. Portanto, isso sugere que o efeito protetivo dos nódulos no material ADI pode estar correlacionado com a quantidade de nódulos interceptados e a energia para nucleação de novas trincas.

Palavras-chave: Ferro fundido austemperado (ADI). Fadiga. Propagação de trincas. Método dos elementos finitos.

ABSTRACT

DE FRANÇA, Gustavo von Zeska. **Bidimensional numerical study of crack propagation on austempered ductile iron (ADI)**. 83 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica e de Materiais) – Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Curitiba, 2020.

The austempered ductile iron (ADI) has a wide range of applications, due to its high mechanical strength, fatigue resistance and wear resistance. ADI is composed by an ausferritic matrix with graphite nodules. The nodules have strength lower than the matrix and can act as stress concentrators that nucleate cracks. The nodules also influence on cracks through changing its trajectory that are deflected in the nodules direction and may generate a protective effect. However, according to the literature, the crack propagation mechanism is not yet fully understood. In this context, this work presents a bidimensional numerical model to simulate a crack propagation on ADI material subjected to cyclic load which results crack opening in traction and shear mode combined on the crack tip. The model was implemented in Python language and uses the commercial finite element code ABAQUS, along with a routine for crack growth calculation, based on Paris law, to simulate its propagation. It was found that the main parameter responsible for changing the crack direction is the stress intensity factor in mode II, that is, the shear that occurs at the crack tip. The simulations showed that the presence of the nodule generates a shear load on the crack tip and causes it to be directed to the nodule itself. Modifications such as increasing nodule size and decreasing nodule distance to crack tip intensify this action. It was also found that, in simulations with two different ADI materials with the same graphite area fraction, increasing the number of nodules causes the crack to have a shorter lifetime until it intercepts a new nodule. Therefore, this suggests that the protective effect of nodules in ADI material may be correlated with the number of intercepted nodules and the energy for nucleating new cracks.

Keywords: *Austempered Ductile Iron (ADI). Fatigue. Crack propagation. Finite element method.*

LISTA DE SÍMBOLOS

a	Comprimento da trinca
a_0	Comprimento inicial da trinca
C	Constante do material para Lei de Paris
d	Diâmetro do nódulo de grafita
D	Distância entre a ponta da trinca e o nódulo de grafita
da/dN	Velocidade de propagação da trinca
E	Módulo de elasticidade
F	Força
$\{F\}$	Vetor de força nodais
$[K]$	Matriz de rigidez
K_I	Fator de intensidade de tensão para o modo I de abertura de trinca
K_{IC}	Fator crítico de intensidade de tensão para o modo I / Tenacidade à fratura
K_{II}	Fator de intensidade de tensão para o modo II de abertura de trinca
K_{IIC}	Fator crítico de intensidade de tensão para o modo II de abertura de trinca
K_{III}	Fator de intensidade de tensão para o modo III de abertura de trinca
K_{IIIC}	Fator crítico de intensidade de tensão para o modo III de abertura de trinca
K_{eff}	Fator de intensidade de tensão equivalente
K_{max}	Fator de intensidade de tensão máximo durante um ciclo
K_{min}	Fator de intensidade de tensão mínimo durante um ciclo
ΔK	Variação do fator de intensidade de tensão
ΔK_I	Variação do fator de intensidade de tensão para o modo I
ΔK_{II}	Variação do fator de intensidade de tensão para o modo II
ΔK^{th}	Limiar de variação do fator de intensidade de tensão para propagação de trinca
L	Distância entre a ponta da trinca e o nódulo de grafita
m	Constante do material para Lei de Paris
P_{min}	Propagação mínima da trinca
r	Raio da ponta da trinca
R	Raio de circunferência no entorno da ponta da trinca
T_A	Temperatura de austenitização
T_γ	Temperatura de austêmpera
$\{u\}$	Vetor de deslocamentos nodais

w	Largura da placa
β_{II}	Fator de correlação entre K_{IC} e K_{IIC}
β_{III}	Fator de correlação entre K_{IC} e K_{IIIC}
θ	Direção de propagação da trinca
σ_{max}	Tensão máxima durante 1 ciclo
σ_{min}	Tensão mínima durante 1 ciclo
σ_m	Tensão média do ciclo
σ_a	Tensão alternada no ciclo
σ_r	Tensão normal radial (sistema em coordenadas polares)
σ_θ	Tensão normal tangencial (sistema em coordenadas polares)
$\tau_{r\theta}$	Tensão de cisalhamento (sistema em coordenadas polares)
ν	Coefficiente de Poisson

LISTA DE SIGLAS

ADI	Ferro Fundido Nodular Austemperado – <i>Austempered Ductile Iron</i>
CADI	<i>Carbidic Austempered Ductile Iron</i>
CCC	Cubica de Corpo Centrada
CFC	Cubica de Face Centrada
DCI	Ferro Fundido Ductil – <i>Ductile Cast Iron</i>
FEA	Análise por Elementos Finitos – <i>Finite Element Analysis</i>
HC	Hexagonal Compacta
MEF	Método dos Elementos Finitos
MTS	Máxima Tensão Tangencial – <i>Maximum Tangencial Stress</i>
UTFPR	Universidade Tecnológica Federal do Paraná

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Microestrutura de um ferro fundido nodular austemperado.	19
Figura 2.1 – Ciclo de tratamento térmico para obtenção de um ADI.....	23
Figura 2.2 – Micrografia de um material ADI.	24
Figura 2.3 – Influência da temperatura de austenitização na tenacidade à fratura.	24
Figura 2.4 – Influência da temperatura de austêmpera na tenacidade à fratura.	25
Figura 2.5 – Representação de um ciclo de tensão.....	27
Figura 2.6 – Representação de variação aleatória de tensão.	28
Figura 2.7 – Curva S-N de fadiga para materiais metálicos.....	29
Figura 2.8 – Modos de carregamento na ponta da trinca.....	29
Figura 2.9 – Placa infinita carregada com trinca de tamanho $2a$ no centro.	30
Figura 2.10 – Placa semi-infinita carregada com trinca na borda passante de tamanho a	31
Figura 2.11 – Comportamento típico de crescimento de trinca em fadiga.....	32
Figura 2.12 – Componentes de tensões na vizinhança da ponta da trinca.....	35
Figura 2.13 – Exemplo de elemento finito tetraédrico de 4 nós.....	37
Figura 2.14.(a) Dente de engrenagem com força distribuída aplicada; (b) dente de engrenagem modelado no MEF com força aplicada aos nós.	38
Figura 2.15 – Elemento quadrilateral com 8 nós colapsado em um triângulo.	40
Figura 2.16 – Malha tipo “teia de aranha” utilizada para ponta da trinca com nós centrais posicionados a $\frac{1}{4}$ da aresta.	41
Figura 3.1 – Fluxograma do procedimento de simulação de propagação de trinca: integração entre o MEF e rotinas em Python.	43
Figura 3.2 – Resultado do tempo de vida para a caso de Rosa (2002).....	45
Figura 3.3 – Geometria utilizada por Boljanovic <i>et al.</i> (2011).....	46
Figura 3.4 – Resultado da simulação de Boljanovic <i>et al.</i> (2011) e da simulação via rotina ABAQUS.....	46
Figura 3.5 – Tamanho da trinca em função do número de ciclos obtido por Boljanovic <i>et al.</i> (2011).	47
Figura 3.6 – Tamanho da trinca em função do número de ciclos obtido via rotina implementada no ABAQUS.....	47
Figura 3.7 – Geometria utilizada por Silva <i>et al.</i> (2017) (dimensões em mm).	48
Figura 3.8 – Sobreposição do resultado obtido por Silva <i>et al.</i> (2017) e da rotina desenvolvida no ABAQUS.....	49

Figura 4.1 – Representação esquemática do estudo de caso do fator de intensidade de tensão.	50
Figura 4.2 – Representação de uma malha com 8 elementos no entorno da ponta da trinca. ..	51
Figura 4.3 – Representação de uma malha com 8 elementos no entorno da ponta da trinca, tamanho global 0,1 mm, 6019 elementos e 18384 nós.....	51
Figura 4.4 – Representação esquemática do estudo de caso do fator de intensidade de tensão com nódulo de grafita.	54
Figura 4.5 – Representação da malha utilizada com tamanho global 0,1 mm, 6695 elementos e 20365 nós.....	55
Figura 4.6 – Representação esquemática do estudo de caso do fator de intensidade de tensão.	57
Figura 4.7 – Representação da malha utilizada com tamanho global 0,4 mm, 19822 elementos e 59613 nós.....	58
Figura 4.8 – Propagação da trinca para os casos com diferentes diâmetros de nódulos.	59
Figura 4.9 – Variação do fator de intensidade de tensão no modo I para diferentes tamanhos de nódulos.	60
Figura 4.10 – Variação do fator de intensidade de tensão no modo II para diferentes tamanhos de nódulos.....	61
Figura 4.11 – Variação do fator de intensidade de tensão equivalente para diferentes tamanhos de nódulos.....	61
Figura 4.12 – Curvas $a - N$ para os diferentes tamanhos de nódulos.....	62
Figura 4.13 – Curvas $da/dN - \Delta K_{eff}$ para diferentes tamanhos de nódulos.	63
Figura 4.14 – Propagação da trinca para diferentes distâncias do nódulo de grafita à ponta da trinca.	64
Figura 4.15 – Variação do fator de intensidade de tensão equivalente para diferentes distâncias do nódulo à ponta da trinca.	65
Figura 4.16 – Variação do fator de intensidade de tensão no modo II para diferentes distâncias do nódulo à ponta da trinca.	65
Figura 4.17 – Curva $a - N$ para diferentes distâncias do nódulo à ponta da trinca.	66
Figura 4.18 – Geometria com dois nódulos de grafita.	67
Figura 4.19 – Resultado da propagação da trinca para casos com dois nódulos de grafita.....	68
Figura 4.20 – Variação do fator de intensidade de tensão equivalente para os casos estudados.	69

Figura 4.21 – Variação do fator de intensidade de tensão no modo II ao longo da propagação da trinca para os casos estudados.	69
Figura 4.22 – Tamanho da trinca em função do número de ciclos (curva $a - N$).	70
Figura 4.23 – Geometria e condições de contorno para a área representativa de ADI.	71
Figura 4.24 – Malha inicial utilizada para o caso 1 da simulação com área representativa de material ADI I.....	72
Figura 4.25 – Resultado da propagação da trinca para os casos com nódulos posicionados aleatoriamente no material ADI I.	73
Figura 4.26 – Resultado da propagação da trinca para os casos com nódulos posicionados aleatoriamente no material ADI II.....	74
Figura 4.27 – Variação do fator de intensidade de tensão equivalente para os casos estudados no material ADI I.....	75
Figura 4.28 – Variação do fator de intensidade de tensão equivalente em função da posição horizontal (x) para os casos estudados no material ADI II.....	76
Figura 4.29 – Curvas $a - N$ obtidas para o material ADI I.....	77
Figura 4.30 – Curvas $a - N$ obtidas para o material ADI II.	77

LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1 – Propriedades mecânicas de materiais para engrenagens de dentes retos.....	20
Tabela 2.1 – Propriedades elásticas do ADI.....	25
Tabela 4.1 – Fator de intensidade de tensão em função do número de elementos ao redor da ponta da trinca.	52
Tabela 4.2 – Fator de intensidade de tensão em função do raio da circunferência de elementos em torno da ponta da trinca.	53
Tabela 4.3 – Fator de intensidade de tensão em função do tamanho global de malha.....	53
Tabela 4.4 – Fator de intensidade de tensão conforme o contorno de integração utilizado.	53
Tabela 4.5 – Fator de intensidade de tensão em função da distância do nódulo de grafita à ponta da trinca.	56
Tabela 4.6 – Valor do fator de intensidade de tensão em função da distância do nódulo de grafita (vazio) à ponta da trinca.	56
Tabela 4.7 – Características dos materiais ADI utilizados por Gans <i>et al.</i> (2015).....	71

LISTA DE QUADROS

Quadro 2.1 – Tipos básicos de elementos finitos.	39
---	----

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	19
1.1	CONTEXTO	19
1.2	JUSTIFICATIVA E OBJETIVOS	21
1.3	ORGANIZAÇÃO DO TEXTO.....	22
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	23
2.1	FERRO FUNDIDO NODULAR AUSTEMPERADO	23
2.2	FADIGA NA MECÂNICA DA FRATURA	26
2.2.1	Conceitos Gerais.....	26
2.2.2	Fator de Intensidade de Tensão Equivalente	32
2.2.3	Direção de Propagação da Trinca no Modo Misto	34
2.3	MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS.....	37
2.3.1	Conceitos Gerais.....	37
2.3.2	Elementos Singulares (<i>quarter-points</i>).....	40
2.3.3	Aplicação do MEF na Modelagem de Material ADI.....	41
3	METODOLOGIA E VALIDAÇÃO DA ROTINA DE CRESCIMENTO DE TRINCA E CALCULO DO NÚMERO DE CICLOS.....	42
3.1	DESCRIÇÃO DA ROTINA DE SIMULAÇÃO DE CRESCIMENTO DE TRINCA.....	42
3.2	VALIDAÇÃO DA ROTINA IMPLEMENTADA	44
4	RESULTADOS	50
4.1	Estudo do Fator de Intensidade de Tensão em Placa Homogênea – Análise do refino de malha sob carga estática	50
4.2	Estudo do Fator de Intensidade de Tensão de Placa com Nódulo.....	54
4.3	Estudo da influência de nódulos isolados de grafita na propagação da trinca	56
4.4	Estudo da influência de múltiplos nódulos de grafita na propagação da trinca	66
4.5	Estudo da propagação da trinca dentro de uma estrutura ADI.....	70
5	CONSIDERAÇÕES FINAIS	78
5.1	CONCLUSÕES GERAIS	78

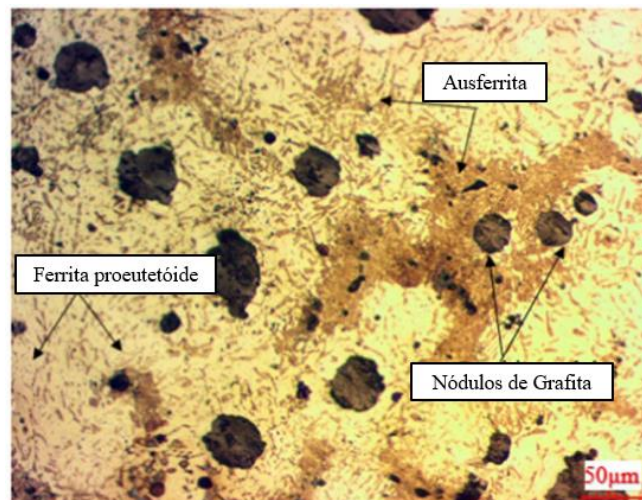
5.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	79
6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	80

1 INTRODUÇÃO

1.1 CONTEXTO

A indústria possui uma demanda constante por melhores materiais, seja para aumentar a resistência de um componente mecânico de forma a reduzir sua massa, ou ainda, para reduzir o seu custo pela mudança de material ou de processo. Por consequência, a busca por novos materiais ou por melhorias daqueles existentes é incessante. Um desses materiais é o ferro fundido nodular austemperado (ADI - *austempered ductile iron*), que é formado por uma matriz de ausferrita com nódulos de grafita dispersos, conforme mostra a Figura 1.1.

Figura 1.1 – Microestrutura de um ferro fundido nodular austemperado.



Fonte: Adaptado de Panneerselvam *et al.* (2017).

Na década de 1940 os primeiros ferros fundidos nodulares (*ductile cast iron* – DCI) surgiram após a adição de Magnésio ou Cério ao ferro fundido convencional. Esses materiais apresentavam boa combinação entre ductilidade, resistência e resistência ao desgaste (DI COCCO; IACOVIELLO, 2017). O ADI surgiu posteriormente, na década de 1970. Seu emprego aumentou nos últimos anos, com aplicações inclusive na indústria automobilística, devido a diversos avanços tecnológicos que permitem hoje a produção de ADI de alta resistência (MARTINS *et al.*, 2008).

Uma nova variante do ADI, chamada de CADI (*carbide austempered ductile iron*) tem sido estudada recentemente. Nessa variante, parte do carbono presente na estrutura se encontra na forma de partículas de carbonetos. Essas partículas duras aumentam a resistência a abrasão, mas reduzem a resistência ao impacto (PEDRO; DOMMARCO, 2019). A estrutura

dessa variante é muito similar à do ADI, tendo a mesma nodularidade e tamanho de nódulos, mas apresentando uma menor contagem de nódulos, devido a combinação do carbono com outros elementos para formação dos carbonetos.

A utilização de ADI apresenta diversos benefícios perante os aços. Um desses benefícios é que sua matéria prima possui menor custo quando comparada ao aço. Além disso, a possibilidade de produzir o componente através do processo de fundição pode evitar um elevado número de operações de usinagem ou o desenvolvimento de moldes para peças forjadas, visto que através da fundição as peças podem ser modeladas próximas à geometria final, o que reduz tanto o tempo de fabricação quanto o custo. Outro benefício econômico é o custo do tratamento térmico, que, por ocorrer em menores temperaturas, também possui um custo menor. Além dos benefícios econômicos, o ADI também pode proporcionar uma redução do peso do componente, visto que o ferro fundido pode ter uma densidade até 10% menor que os aços (MARTINS *et al.*, 2008; LEFEVRE; HAYRYNEN, 2013).

As propriedades mecânicas do ADI também devem ser destacadas. Segundo Dias (2006), esse material possui elevada resistência mecânica, ductilidade, tenacidade, resistência a fadiga e resistência ao desgaste, quando comparado aos ferros fundidos tradicionais, se destacando principalmente nessas duas últimas características segundo Pedro e Dommarco (2019). Gans *et al.* (2015) compararam as propriedades de dois materiais ADI de características distintas com outros materiais utilizados em engrenagens, tal comparativo está na Tabela 1.1. Além disso, as propriedades mecânicas podem ser modificadas conforme a temperatura dos tratamentos térmicos, que afetam a microestrutura do material (PANNEERSELVAM *et al.*, 2017).

Tabela 1.1 – Propriedades mecânicas de materiais para engrenagens de dentes retos.

Material	Módulo de Young [GPa]	Resistência a tração [MPa]	Coefficiente de Poisson
AISI 8620	205	1250	0,29
AISI 4140	205	1965	0,29
ADI I	183,8	1546	0,25
ADI II	186,9	1273	0,25

Fonte: Adaptado de Gans *et al.* (2015).

Devido a todos os pontos citados, o ADI tem sido utilizado na indústria automobilística em aplicações como virabrequins e engrenagens, principalmente devido a sua grande resistência ao desgaste superficial (PEDRO; DOMMARCO, 2019). Entretanto, como destacam Lefevre e Hayrynen (2013), apesar de todos os benefícios apontados, o ADI não é a solução

para todos os problemas e não é recomendado para substituir os aços em todas as aplicações. Portanto, é importante conduzir testes e analisar em quais aplicações essa substituição é viável.

Uma das formas de reduzir o custo de testes físicos e evitar remodelamentos no projeto dos componentes, é a utilização prévia de testes computacionais através do Método dos Elementos Finitos (MEF). Nos últimos anos a utilização desse método foi impulsionada pelo rápido desenvolvimento dos processadores e do poder de cálculo dos computadores. O MEF tem sido utilizado para estudar não apenas os problemas macroscópicos, que envolvem a geometria do componente, como também para problemas microscópicos, que envolvem a microestrutura do material. Problemas com ADI tem sido estudados a nível microscópico para entender como o tamanho e a dispersão dos nódulos afetam, por exemplo, o campo de tensões na região de contato de uma engrenagem (GANS *et al.*, 2015).

Outra aplicação para o MEF é a obtenção dos fatores de intensidade de tensão na ponta de uma trinca, juntamente com o ângulo de propagação da trinca. O fator de intensidade de tensão no ADI tem sido o objeto de estudo de diversos trabalhos ao longo dos últimos anos. Greno *et al.* (1999) propuseram um mecanismo de propagação de trinca, segundo seu estudo a trinca principal sofre desvios para interceptar trincas secundárias que estão nas proximidades de nódulos, quando essas trincas secundárias se propagam simultaneamente à trinca principal, a energia disponível para propagação da trinca principal é reduzida, o que justifica os baixos índices de propagação de trinca e o elevado valor para o limiar de propagação de trinca de fadiga, ΔK^{th} , para esse material. Nessa mesma linha, Stokes *et al.* (2007) estudaram os efeitos dos nódulos de grafita na propagação de uma trinca em fadiga, e concluíram que os nódulos podem gerar um efeito protetivo no material, ao aumentar o caminho percorrido pela trinca. Recentemente, Di Cocco e Iacoviello (2017) investigaram a influência da microestrutura de ADI no micromecanismo de dano em trincas de fadiga com sobrecarga, e concluíram que o dano é dependente da microestrutura presente.

1.2 JUSTIFICATIVA E OBJETIVOS

A simulação pelo MEF de componentes submetidos a cargas variáveis, ou seja, sujeitos ao fenômeno de fadiga, tem como objetivo determinar parâmetros para prever o tempo de vida do material. Para isso, é necessário entender os mecanismos de falha do material, dentre eles, os fatores que influenciam na fadiga como os fatores de intensidade de tensão. Especificamente para o ADI, busca-se também compreender qual a influência dos nódulos da grafita sobre esses fatores e, conseqüentemente, sobre a velocidade de propagação da trinca.

Nesta dissertação, a partir de um modelo bidimensional, é estudada a influência de diversos parâmetros sobre uma trinca em material ADI, como o diâmetro do nódulo, distância da trinca ao nódulo, efeito da presença de dois nódulos e quantidade de nódulos de forma a entender como a propagação da trinca tende a ocorrer. Portanto, o objetivo principal é estudar a propagação devido a cargas cíclicas de uma trinca em um componente de material ADI, em que ocorre um estado misto de tensões (tensões normais e tensões cisalhantes) devido a presença dos nódulos. Neste estudo, um método iterativo de crescimento de trinca é implementado para verificar como ela se desenvolve sob carga cíclica, qual o caminho percorrido pela trinca e a estimativa de tempo de vida do componente. Os resultados teórico-numéricos são comparados com resultados de testes relatados na bibliografia para verificar a correlação entre eles. Por fim, um estudo é realizado com um número elevado de nódulos para verificar qual a influência do tamanho dos nódulos na velocidade de propagação de trinca.

1.3 ORGANIZAÇÃO DO TEXTO

Esta dissertação está organizada em cinco capítulos. O presente capítulo expõe o tema a ser tratado ao longo do projeto, bem como o objetivo e a justificativa para o desenvolvimento do trabalho. O capítulo 2 apresenta uma revisão da literatura sobre os principais assuntos tratados ao longo da dissertação, servindo como base e referência para os temas de ferro fundido nodular austemperado, fadiga, propagação de trinca, estimativa do fator de intensidade de tensão através do MEF e modelagem numérica de propagação de trinca. O capítulo seguinte apresenta a metodologia utilizada, juntamente com a formulação aplicada para os cálculos e a validação da rotina. O capítulo 4 expõe os resultados numéricos realizados, iniciando com os testes de convergência do MEF, seguindo por testes da influência do tamanho e posição do nódulo na propagação da trinca e finalizando com o estudo de dois materiais ADI com microestruturas diferentes. Por fim, o quinto capítulo contempla as conclusões dos estudos realizados e propostas para projetos futuros.

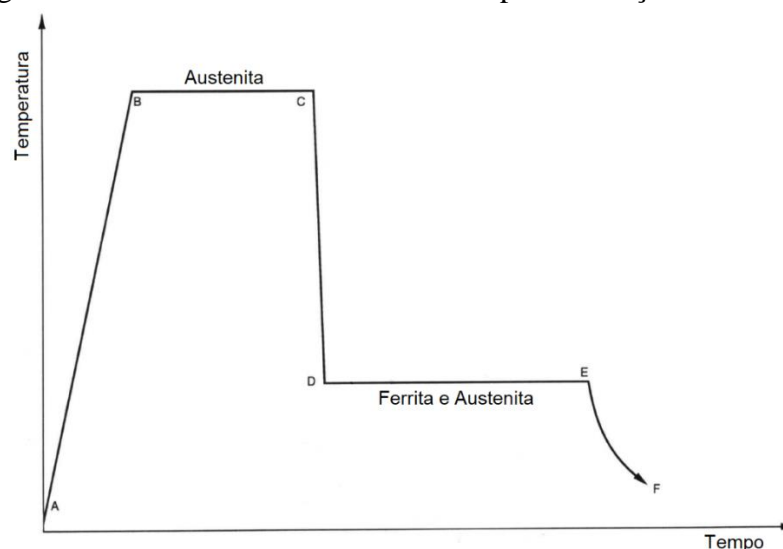
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 FERRO FUNDIDO NODULAR AUSTEMPERADO

Segundo Callister (2011), os ferros fundidos são uma classe de ligas ferrosas com teores de carbono acima de 2,14% que se tornam completamente líquidas entre, aproximadamente, 1150 e 1300°C, o que torna essa classe apropriada à fundição. A definição de Chiaverini (1996) complementa adicionando o fato de que, o silício também está presente nos ferros fundidos e que parte do carbono se encontra retido em solução sólida na austenita, de modo a resultar carbono parcialmente livre, o que torna possível a obtenção de ferro fundido com porcentagem de carbono abaixo de 2,14%. O processo de fundição permite a obtenção de geometrias complexas de forma bastante simples, se comparado a outros processos.

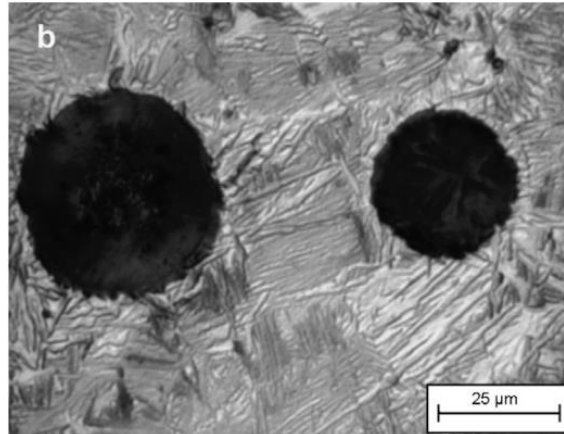
Dentro dessa classe de metais está o ferro fundido nodular austemperado (*austempered ductile iron* – ADI), que é formado a partir dos ciclos de austenetização e de austêmpera. De acordo com Dias (2006), o primeiro processo ocorre a uma temperatura entre 825 e 950°C, por um período de 1 a 3 horas. Nesse período a matriz é totalmente transformada em austenita saturada de carbono. Na sequência o corpo é resfriado rapidamente até a temperatura de austêmpera, na qual permanece por um período de 0,5 a 4 horas, para então ser resfriada até a temperatura ambiente. Esse processo está representado na Figura 2.1. O seu resultado é uma matriz de ferrita acicular e austenita estabilizada, que é denominada de ausferrita, e nódulos de grafita, demonstrado na Figura 2.2.

Figura 2.1 – Ciclo de tratamento térmico para obtenção de um ADI.



Fonte : adaptado de Dias (2006).

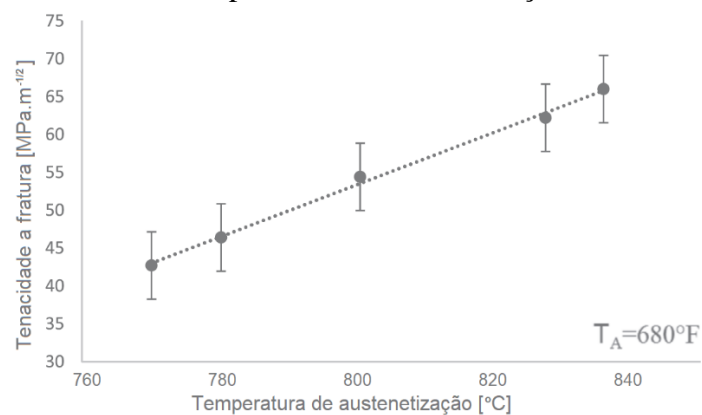
Figura 2.2 – Micrografia de um material ADI.



Fonte: Brunetti *et al.*, (2007).

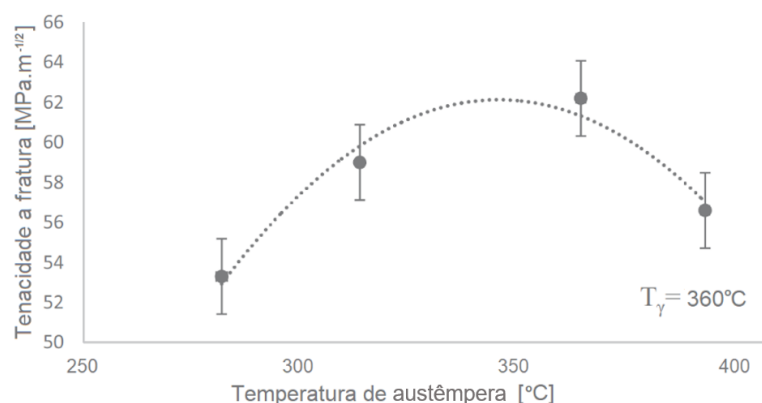
Segundo Panneerselvam *et al.* (2017), ao se controlar a temperatura de austenetização, é possível controlar a fração de austenita e o seu conteúdo de carbono. Através deste controle é possível variar a resistência e a ductilidade da estrutura final. Conseqüentemente, uma grande variedade de combinações entre as temperaturas de austenetização e austêmpera pode ser utilizada para atingir as propriedades mecânicas necessárias. A Figura 2.3 e a Figura 2.4 mostram o efeito da temperatura de austenetização e de austêmpera respectivamente sobre a tenacidade à fratura.

Figura 2.3 – Influência da temperatura de austenetização na tenacidade à fratura.



Fonte: adaptado de Panneerselvam *et al.* (2017).

Figura 2.4 – Influência da temperatura de austêmpera na tenacidade à fratura.



Fonte: adaptado de Panneerselvam *et al.* (2017).

Além das temperaturas, outro fator que também afeta as propriedades do material ADI é o tamanho e a quantidade de nódulos de grafita. Em seu trabalho Rebasa *et al.* (2002) estudaram diversas variantes dos materiais ADI e DI e mostraram que a quantidade de nódulos de grafita pode variar na ordem de 100 até 1500 nódulos/mm². Além disso, concluíram que, para uma dureza similar, o material com maior número de nódulos possui uma vida em fadiga de contato de rolamento maior. Os diâmetros dos nódulos estudados variavam de 20 até 80 μm . As propriedades dos nódulos foram medidas por Yan *et al.* (2011) e estão descritas na Tabela 2.1.

Tabela 2.1 – Propriedades elásticas do ADI.

Material	Módulo de Young [GPa]	Coefficiente de Poisson
Ausferrita	210	0,290
Nódulo de Grafita	35	0,126

Fonte: Adaptado de Yan *et al.* (2011).

Dommarco *et al.* (2006) também demonstram que a resistência a fadiga no ADI é afetada pelo número de nódulos de grafita, havendo um aumento na vida em fadiga de contato em rolamento com uma diminuição do tamanho do nódulo. Também de acordo com Gans *et al.* (2015), no ADI o tamanho e o número de nódulos afetam diretamente a nucleação e a propagação de trincas, em ensaios do tipo FZG, e, conseqüentemente, a resistência à fadiga. Foi verificado que os nódulos afetam o campo de tensões na matriz em seu entorno e, conseqüentemente, alteram o fator de concentração de tensão na ponta das trincas presentes no material. Em seus estudos Gans *et al.* (2015) utilizaram dois tipos diferentes de ADI, com contagem de nódulos de 196 e 532 nódulos/mm² e diâmetro de 29,1 e 17,6 μm respectivamente.

Greno *et al.* (1999) investigaram a propagação da trinca em fadiga em um material ADI e constataram que ela preferencialmente intercepta os nódulos de grafita. Além disso, o mecanismo de propagação ocorre a partir de pequenas trincas que emanam dos nódulos e crescem até a trinca principal. Essas trincas menores se iniciam em irregularidades presentes na superfície dos nódulos de grafita. Como um número elevado de nódulos pode estar envolvido no crescimento da trinca, é possível inferir que o número, o formato e a distribuição dos nódulos afetam a taxa de propagação da trinca. Neste padrão de crescimento, em que trincas menores se propagam simultaneamente a trinca principal, a energia para a propagação da trinca principal é reduzida, o que reduz a taxa de propagação da trinca principal no ADI.

Stokes *et al.* (2007) também realizaram um estudo de propagação de trinca em material ADI. Foi apontado que a iniciação das trincas dominantes ocorreu exclusivamente em poros, superficiais e subsuperficiais, que possuem morfologia angular e atuam como concentradores de tensão. Entretanto, na ausência destes defeitos, foi proposto que a iniciação ocorre nos nódulos de grafita devido a decoesão da interface entre o nódulo de grafita e a matriz. Foi verificado que o crescimento da trinca principal pode ser defletido devido ao coalescimento com trincas secundárias, como descrito, o número de trincas secundárias aumenta com o aumento da tensão e, com isso, a propagação da trinca percorre um caminho mais tortuoso, o que pode gerar um efeito protetivo para o material. Entretanto, o tempo de vida está correlacionado principalmente com o caminho percorrido, e não com a coalescência entre as trincas.

Segundo Di Cocco e Iacoviello (2017), a matriz do ADI é a responsável direta pelas suas propriedades. Seus resultados experimentais demonstraram que os nódulos de grafita não podem ser considerados como meros vazios na estrutura, pois as propriedades mecânicas dos nódulos de grafita e as diferentes propriedades mecânicas ao longo da matriz definem o modo de falha destes tipos de material.

2.2 FADIGA NA MECÂNICA DA FRATURA

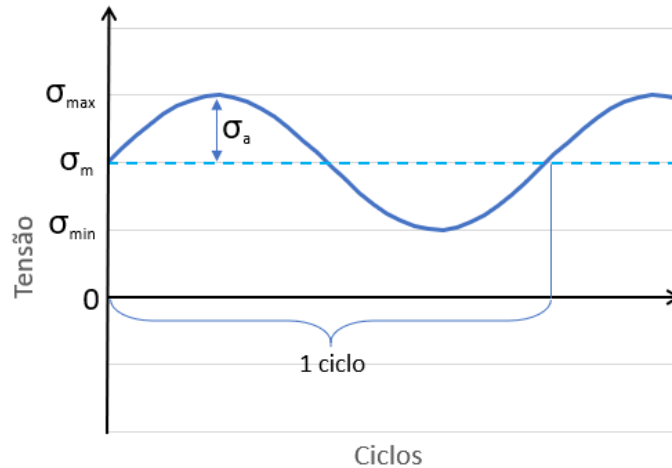
2.2.1 Conceitos Gerais

A falha por fadiga ocorre a partir da propagação de uma trinca devido a tensões variáveis com o tempo, sendo a tensão máxima atuante para ocorrer a falha inferior ao limite de escoamento. A geometria do componente e da trinca são de particular interesse para a determinação da vida em fadiga, pois caracterizam o campo de tensões na ponta da trinca. Além

disso, a direção de aplicação da carga também afeta o modo de abertura da trinca e, portanto, a vida do componente (DIETER, 1981).

Um carregamento cíclico usual ocorre conforme demonstrado na Figura 2.5, onde σ_{max} é a tensão máxima, σ_{min} é a tensão mínima e σ_m é a tensão média e σ_a é a tensão alternada.

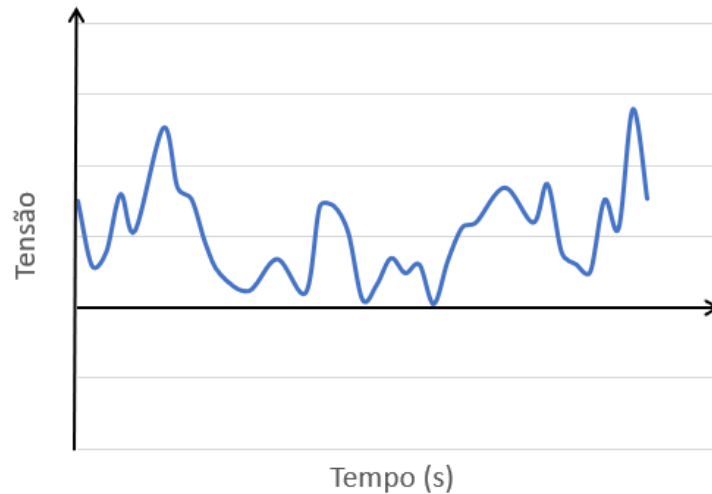
Figura 2.5 – Representação de um ciclo de tensão.



Fonte: Autoria própria (2020).

Quando a tensão média é igual a zero, tem-se um ciclo de tensão alternada, onde o valor em módulo da tensão máxima e da tensão mínima são iguais, sendo este caso muito comum em eixos. Outra situação que pode ocorrer é a tensão média ser diferente de zero, e neste caso há um ciclo de tensão flutuante. Entretanto, o caso mais comum em componentes mecânicos é uma variação aleatória de tensão, conforme o que está representada na Figura 2.6. Nesse caso um ciclo não é bem definido, e alguma técnica de contagem de ciclos deve ser aplicada para definir a frequência dos ciclos, a tensão máxima e a mínima.

Figura 2.6 – Representação de variação aleatória de tensão.



Fonte: Autoria própria (2020).

Para se obter a tensão média usa-se a relação:

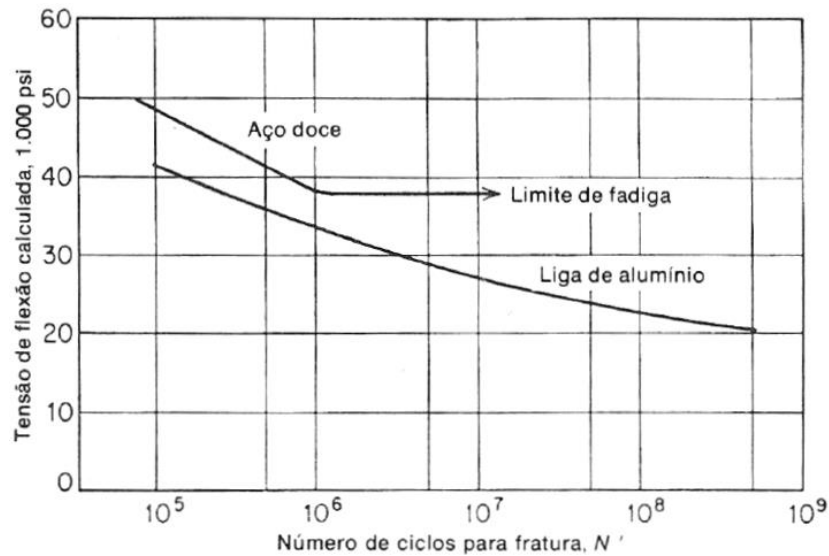
$$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2}, \quad (1)$$

e a tensão alternada é obtida por,

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2}. \quad (2)$$

A curva S-N é o método mais tradicional de apresentação dos dados de fadiga de um componente. Nessa curva, a tensão alternada está representada no eixo das ordenadas e o número de ciclos até a fratura no eixo das abscissas (em escala logarítmica). Essa curva está relacionada à fadiga de alto ciclo, ou seja, caso em que há pouca deformação plástica e, normalmente, o número de ciclos é superior a 10^5 . Para alguns materiais metálicos, como o aço e o titânio, a curva S-N exibe um patamar de tensão, abaixo do qual o número de ciclos de vida é infinito, e por consequência a vida do corpo é infinita para tensões inferiores ao patamar. Entretanto, muitos materiais, como o alumínio, magnésio e as ligas de cobre, não possuem esse patamar. Um exemplo de curva S-N retirado de Dieter (1981) está representado na Figura 2.7.

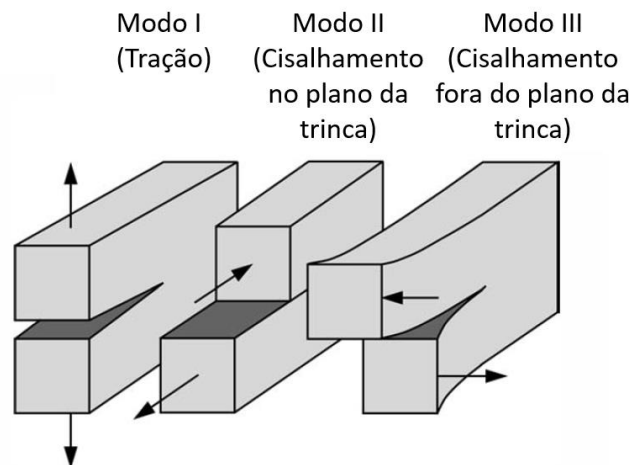
Figura 2.7 – Curva S-N de fadiga para materiais metálicos.



Fonte: Adaptado de Dieter (1981).

Uma trinca em um corpo representa uma singularidade. Uma forma de caracterizar essa singularidade é através do fator de intensidade de tensão. Há três diferentes tipos de fator de intensidade de tensão, a depender do carregamento que ocorre na região. O fator K_I representa o carregamento em tração na região da ponta da trinca (modo I), o fator K_{II} representa um cisalhamento no plano da trinca (modo II) e o fator K_{III} representa um cisalhamento fora do plano da trinca (modo III), conforme mostra a Figura 2.8.

Figura 2.8 – Modos de carregamento na ponta da trinca.



Fonte: Adaptado de Anderson (2005).

Os materiais possuem um fator crítico de intensidade de tensão, K_{IC} , de forma que um carregamento que provoque um fator de intensidade de tensão acima desse valor irá provocar uma fratura frágil do material. Apesar desses valores críticos existirem para todas as direções,

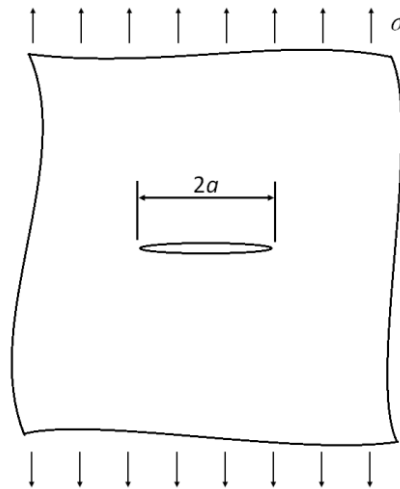
a maioria dos materiais possui dados apenas para o valor de K_{IC} , que se refere ao modo I, pois esse é o modo de falha mais frequente. Além do fator crítico, existe um fator limiar, representado pela variável ΔK^{th} , para variações de K em carregamentos cíclicos abaixo desse limiar não ocorre propagação de trinca de fadiga.

Equações para obtenção do fator de intensidade de tensão foram desenvolvidas para alguns casos. Um exemplo de solução para o valor de K é o de uma placa de largura infinita sujeita a tração perpendicular σ a uma trinca central passante de comprimento $2a$, conforme a Figura 2.9. Para esse caso, o fator de intensidade de tensão para o modo I é dado por

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a}, \quad (3)$$

onde σ é a tensão trativa remota perpendicular à trinca.

Figura 2.9 – Placa infinita carregada com trinca de tamanho $2a$ no centro.

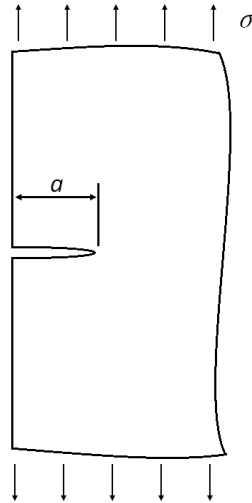


Fonte: Adaptado de Anderson (2005).

Outro caso bastante comum é o de uma placa semi-infinita também sob tração, entretanto com uma trinca passante na borda de tamanho a , conforme a Figura 2.10. Nesse caso a solução é

$$K_I = 1,12\sigma\sqrt{\pi a}, \quad (4)$$

Figura 2.10 – Placa semi-infinita carregada com trinca na borda passante de tamanho a .



Fonte: Adaptado de Anderson (2005).

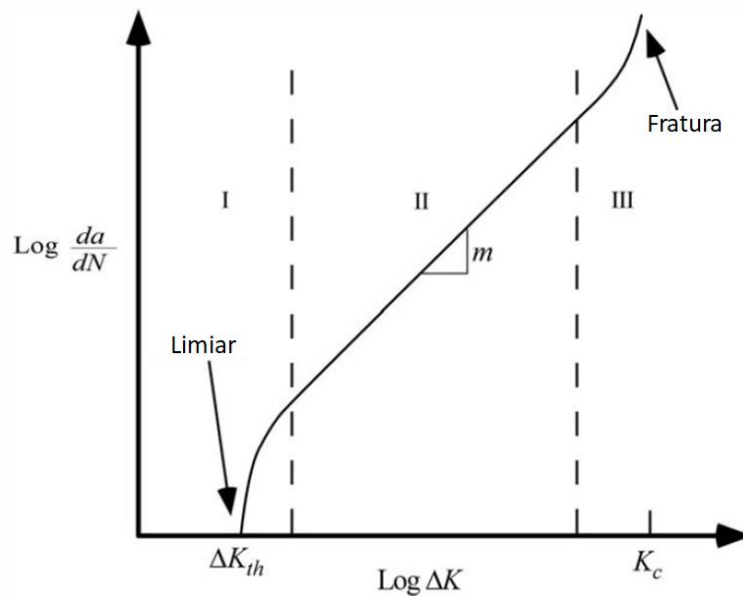
Existem diversas outras soluções analíticas para os casos mais simples e, também, soluções gráficas para diversos casos. Entretanto, em casos complexos, é necessário estimar o fator através de análise numérica. A análise numérica pode ser realizada através de softwares de elementos finitos com uma boa precisão.

A relação entre a taxa de crescimento da trinca (da/dN) e a variação do fator de intensidade de tensão (ΔK) pode ser representada através de uma curva log-log, conforme mostra a Figura 2.11. Nessa curva o eixo das abscissas representa a variação no valor de K ao longo de um ciclo de tensão, ou seja,

$$\Delta K = K_{max} - K_{min}, \quad (5)$$

enquanto o eixo das ordenadas representa a taxa de crescimento da trinca ao longo de N ciclos, da/dN .

Figura 2.11 – Comportamento típico de crescimento de trinca em fadiga.



Fonte: Adaptado de Anderson (2005).

A Figura 2.11 apresenta os três estágios de crescimento de uma trinca. No primeiro estágio ocorre a nucleação da trinca e o início da propagação para variações de K acima do limiar ΔK_{th} . No segundo estágio ocorre a propagação da trinca a uma taxa constante e no terceiro estágio a ruptura do material, com o valor do fator de intensidade de tensão se igualando ao valor limítrofe K_c .

Paris e Erdogan foram os primeiros a descobrir a relação exponencial que existia entre essas variáveis na região II. Eles propuseram a seguinte relação, conhecida como *Lei de Paris* (ANDERSON, 2005).

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^m, \quad (6)$$

onde C e m são constantes que dependem do material.

2.2.2 Fator de Intensidade de Tensão Equivalente

Enquanto os experimentos mais antigos se concentravam no estudo do modo I de propagação da trinca, muitas pesquisas mais recentes focam nos outros modos de propagação de trinca e nos modos mistos, que consideram a interação entre dois modos distintos de

carregamento da trinca. Diversos modelos foram propostos para determinar um fator de intensidade de tensão equivalente, K_{eff} . Um dos primeiros trabalhos a considerar o modo II de propagação de trinca foi o de Tanaka (1974). Nesse trabalho foi proposto que um fator de intensidade de tensão equivalente poderia ser utilizado para os casos em que tanto K_I quanto K_{II} estão presentes. Com seus estudos, Tanaka concluiu que o fator de intensidade de tensão equivalente K_{eff} poderia ser definido como

$$K_{eff} = (K_I^4 + 8K_{II}^4)^{1/4}, \quad (7)$$

e nesse caso a Lei de Paris se modifica e assume a seguinte forma

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{eff})^m, \quad (8)$$

em que

$$\Delta K_{eff} = (\Delta K_I^4 + 8\Delta K_{II}^4)^{1/4}, \quad (9)$$

$$\Delta K_I = K_{I,max} - K_{I,min}, \quad (10)$$

$$\Delta K_{II} = K_{II,max} - K_{II,min}, \quad (11)$$

Outros modelos também foram propostos para realizar a equivalência dos fatores de intensidade de tensão. É o caso do modelo utilizado por Bold *et al.* (1991) que se baseia no modo misto I-II em que o fator de intensidade de tensão equivalente é dado por

$$K_{eff} = \cos \frac{\theta}{2} \left[K_I \cos^2 \theta - \frac{3}{2} K_{II} \sin \theta \right], \quad (12)$$

sendo θ o ângulo de propagação da trinca.

Outro modelo presente na literatura é o modelo de Dugdale utilizado por Chen e Keer (1991), em que o fator de intensidade de tensão equivalente é calculado através da relação,

$$\Delta K_{eff} = [(\Delta K_I^2 + 3\Delta K_{II}^2)^3 (\Delta K_I^2 + \Delta K_{II}^2)]^{1/8}, \quad (13)$$

Em um estudo mais recente, Grasso *et al.* (2018) utilizaram o seguinte equacionamento para obtenção do fator de intensidade de tensão equivalente, que une as três formas de carregamento

$$K_{eff} = \sqrt{K_I^2 + (\beta_{II}K_{II})^2 + (\beta_{III}K_{III})^2}, \quad (14)$$

em que

$$\beta_{II} = \frac{K_{IIC}}{K_{IC}}, \quad (15)$$

$$\beta_{III} = \frac{K_{IIIC}}{K_{IC}}, \quad (16)$$

sendo β um fator que correlaciona os fatores críticos de intensidade a tensão nos diversos modos de carregamento. Entretanto, tanto o valor de K_{IIC} quanto o de K_{IIIC} são dificilmente encontrados na literatura.

2.2.3 Direção de Propagação da Trinca no Modo Misto

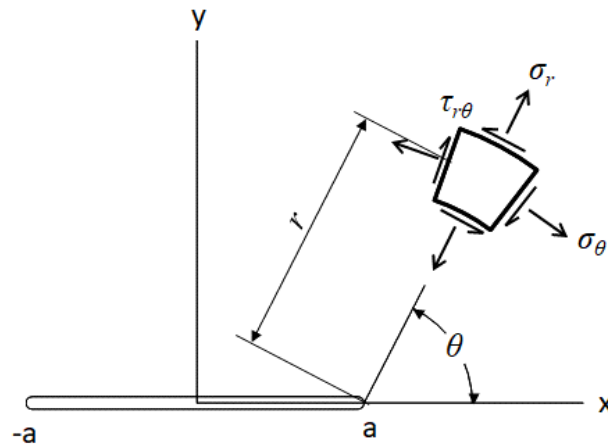
Além de se conhecer a velocidade da/dN com a qual uma trinca se propaga, é de fundamental importância saber a direção de propagação. Segundo Kokini *et al.* (1987), o primeiro trabalho a considerar a propagação de trinca sob modo misto de carga foi Erdogan e Sih (1963). Que propuseram que a direção de propagação da trinca ocorre na direção na qual a tensão tangencial, σ_θ , é máxima, e a tensão de cisalhamento, $\tau_{r\theta}$, é nula. Essa teoria é conhecida como teoria da máxima tensão tangencial (MTS – *Maximum Tangential Stress*). Para o desenvolvimento das equações do campo de tensões, foi considerada uma placa de material idealmente frágil de largura infinita, fina e com uma trinca central. Neste caso, o campo de tensões em coordenadas polares na vizinha da ponta da trinca (Figura 2.12) pode ser escrito como (ERDOGAN; SIH, 1963)

$$\sigma_r = \frac{1}{\sqrt{2r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[K_I \left(1 + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right) + \frac{3}{2} K_{II} \sin \theta - 2 K_{II} \tan \frac{\theta}{2} \right] \quad (17)$$

$$\sigma_{\theta} = \frac{1}{\sqrt{2r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(K_I \cos^2 \frac{\theta}{2} - \frac{3}{2} K_{II} \sin \theta \right) \quad (18)$$

$$\tau_{r\theta} = \frac{1}{2\sqrt{2r}} \cos \frac{\theta}{2} [K_I \sin \theta + K_{II} (3 \cos \theta - 1)] \quad (19)$$

Figura 2.12 – Componentes de tensões na vizinhança da ponta da trinca.



Fonte: Adaptado de Erdogan e Sih (1963).

Erdogan e Sih levaram em consideração duas hipóteses que eles consideravam amplamente aceitas sobre a extensão de trincas em materiais frágeis e com cargas aplicadas lentamente. A primeira hipótese é que a trinca se estende a partir da sua ponta na direção radial e a segunda que a trinca se estende no plano perpendicular a direção de maior tensão. E conseqüentemente a trinca deverá se propagar na direção em que a tensão tangencial, σ_{θ} , é máxima e a tensão de cisalhamento é nula. A direção de máxima tensão tangencial pode ser obtida através da derivada de σ_{θ} em relação a θ

$$\frac{d\sigma_{\theta}}{d\theta} = 0, \quad (20)$$

o ângulo de propagação de trinca pode então ser obtido a partir de

$$K_I \sin \theta + K_{II} (3 \cos \theta - 1) = 0. \quad (21)$$

Erdogan e Sih (1963) ainda comentaram a respeito da dificuldade de aplicar a teoria de Griffith na propagação de trinca. Segundo esta teoria, a trinca se propaga na direção em que a

liberação da energia elástica por unidade de comprimento é máxima e a trinca inicia a propagação quando esta energia alcançar um valor crítico. Entretanto, à época, o cálculo da energia liberada quando a trinca se estende em uma direção não colinear a da própria trinca era insolúvel. Ainda em seu trabalho, Erdogan e Sih, fizeram alguns ensaios experimentais e obtiveram uma grande concordância com os resultados obtidos e a teoria proposta.

Silva *et al.* (2017) utilizaram o critério da máxima tensão tangencial para comparar o crescimento da trinca via MEF com o crescimento da trinca obtido no corpo de prova. Foi verificado que o modelo numérico utilizando a MTS foi capaz de reproduzir o caminho percorrido pela trinca. Este mesmo equacionamento é utilizado pelo ABAQUS (2014) para o cálculo do ângulo de propagação, conforme a equação

$$\theta = \cos^{-1} \left(\frac{3K_{II}^2 + \sqrt{K_I^4 + 8K_I^2 K_{II}^2}}{K_I^2 + 9K_{II}^2} \right), \quad (22)$$

sendo que se $K_{II} > 0$ tem-se $\theta < 0$ e se $K_{II} < 0$ tem-se $\theta > 0$. Essa solução é baseada na solução de Erdogan e Sih (1963).

Para um carregamento em cisalhamento puro, em que K_I tem valor nulo, o ângulo de propagação de trinca previsto por esta equação é de $70,5^\circ$ (ERDOGAN; SIH, 1963). Kokini *et al.* (1987) utilizaram um corpo de prova de acrílico com uma trinca carregada apenas em cisalhamento e obtiveram um ângulo de propagação de $65,7^\circ$, com um desvio padrão de $1,6^\circ$. Eles também realizaram um estudo de elementos finitos a respeito do problema e obtiveram um ângulo de 65° para a propagação de trinca, que está de acordo com o obtido no experimento. Ambos os resultados demonstraram, portanto, a boa aproximação do critério desenvolvido por Erdogan e Sih (1963).

Qian e Fatemi (1996) fizeram uma revisão bibliográfica a respeito do crescimento de trinca em modos diversos de carregamento. Além do critério da máxima tensão tangencial, também listaram os critérios de mínima densidade de energia de deformação, que não possui um consenso a respeito de seus resultados; o critério da integral J , que não possui boa concordância com resultados experimentais para trincas em modo II, dentre outros modelos apresentados. Entretanto, conforme discutido pelos autores, não há um critério que faz uma predição satisfatória da direção de propagação de trinca para todos os modos de carregamento.

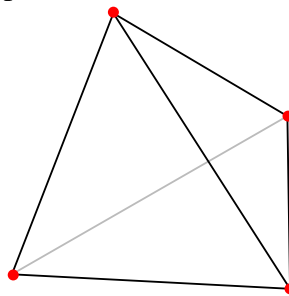
2.3 MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

2.3.1 Conceitos Gerais

O Método dos Elementos Finitos (MEF) é uma técnica computacional utilizada para obter soluções aproximadas para problemas de valor de contorno. Problemas de valor de contorno são problemas matemáticos em que uma ou mais variáveis dependentes precisam satisfazer uma equação diferencial ao longo de todo o domínio de variáveis independentes e condições específicas nos contornos do domínio (HUTTON, 2004).

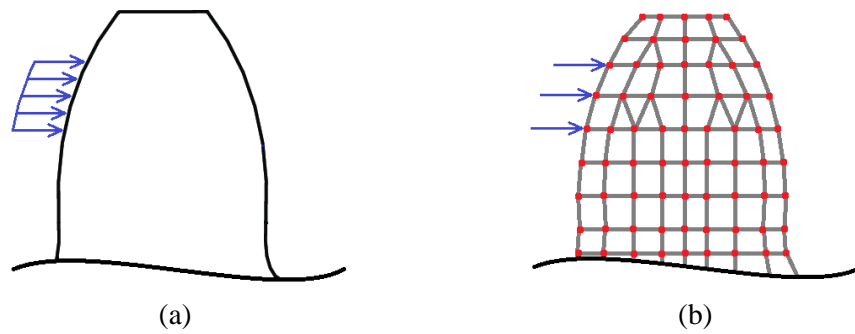
No MEF, um domínio que contém infinitos pontos de interesse é subdividido em subdomínios com número de pontos conhecido. Esses subdomínios são chamados de elementos e os pontos são chamados de nós, como mostra a Figura 2.13, em que as linhas definem o volume do elemento e as circunferências os nós. Cada elemento é formado por uma quantidade finita de nós e seu comportamento em resposta as cargas aplicadas é conhecido. Os elementos adjacentes se conectam pelos nós, e conseqüentemente a matriz de cada elemento se conecta a de seu adjacente, uma matriz de todo o corpo é formada e denominada de matriz de rigidez, que aproxima o comportamento do domínio do corpo. As forças e condições de contorno que estão no domínio são divididas e aplicadas aos nós, conforme a Figura 2.14.

Figura 2.13 – Exemplo de elemento finito tetraédrico de 4 nós.



Fonte: Adaptado de Hutton (2004).

Figura 2.14.(a) Dente de engrenagem com força distribuída aplicada; (b) dente de engrenagem modelado no MEF com força aplicada aos nós.



Fonte: Autoria própria (2020).

Portanto, para uma análise estática, o MEF pode ser representado pela seguinte equação

$$[K]\{u\} = \{F\}, \quad (23)$$

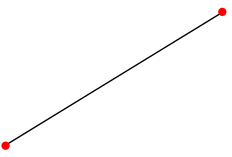
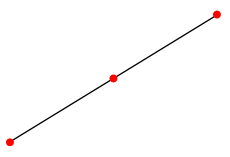
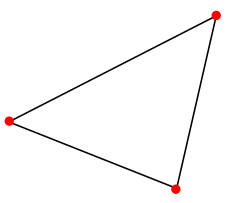
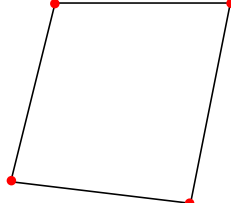
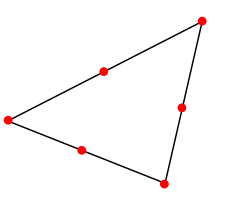
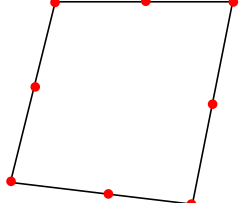
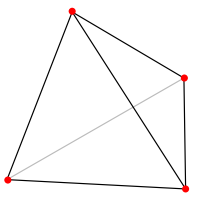
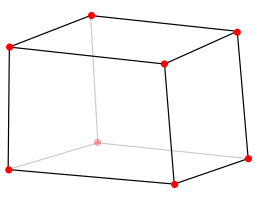
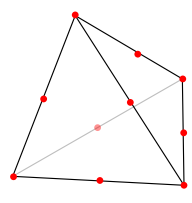
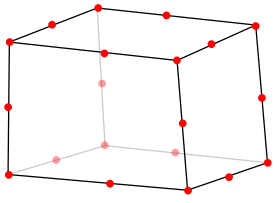
onde $[K]$ é a matriz de rigidez, composta pela união das matrizes de todos os elementos, $\{u\}$ é o vetor de deslocamentos nodais e $\{F\}$ é o vetor das forças nodais. Como os deslocamentos são normalmente desconhecidos para um problema, e os carregamentos conhecidos, a solução para o problema se torna

$$\{u\} = [K]^{-1}\{F\}. \quad (24)$$

Portanto, após a montagem da matriz de rigidez e conhecidos os carregamentos é possível calcular os deslocamentos. A matriz de rigidez é normalmente formada por milhares de linha e colunas e os programas de elementos finitos utilizam diversas técnicas matemáticas para reduzir a memória necessária e o tempo de processamento para a resolução do problema.

Existem diversos tipos de elementos que podem ser utilizados no MEF. Os mais comuns são os elementos de viga, que possuem apenas uma dimensão, os elementos triangulares e quadrilaterais, que possuem duas dimensões, os tetraedros e hexaedros, que possuem três dimensões, conforme mostra a Quadro 2.1. Além disso, os elementos podem apresentar ordens diferentes. Elementos de primeira ordem são elementos mais simples e que realizam aproximações lineares entre os pontos que o constituem. Já os elementos quadráticos possuem um nó no centro das arestas e realizam uma aproximação quadrática entre os nós do elemento, aumentando assim a precisão do cálculo.

Quadro 2.1 – Tipos básicos de elementos finitos.

	Linear		Quadrático	
1D				
	(a) Elemento de viga com 2 nós		(b) Elemento de viga com 3 nós	
2D				
	(c) Elemento triangular com 3 nós	(d) Elemento quadrilateral com 4 nós	(e) Elemento triangular com 6 nós	(f) Elemento quadrilateral com 8 nós
3D				
	(g) Elemento tetraédrico com 4 nós	(h) Elemento hexaédrico com 8 nós	(i) Elemento tetraédrico com 10 nós	(j) Elemento hexaédrico com 20 nós

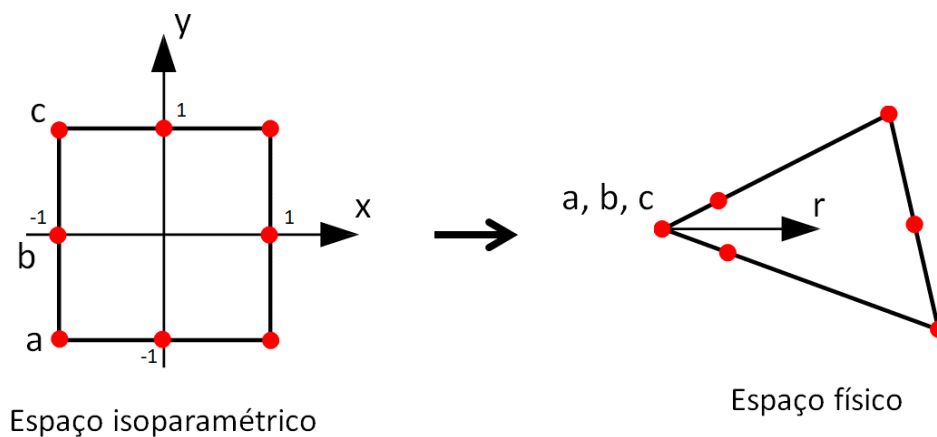
Fonte: Adaptado de Hutton (2004).

A análise pelo MEF é subdividida em três etapas. A primeira etapa é chamada de pré-processamento. Nesta etapa é definido o domínio do problema, o tipo de elemento, as propriedades do material, as propriedades do elemento, a malha, as condições de contorno e as cargas. A segunda etapa é desempenhada pelo programa de MEF, que irá gerar as matrizes governantes do problema e resolvê-las, esta etapa é chamada de processamento e pode ser bastante demorada a depender da quantidade de elementos, grau dos elementos e condições especiais, como o contato ou plasticidade do material. A última etapa é o pós-processamento, que é o momento em que os resultados da análise são mostrados pelo programa de elementos finitos. Cabe nesse momento ao usuário checar se a solução está condizente com as cargas e condições de contorno aplicadas, e então analisar os resultados de forma a encontrar as respostas para o problema definido, como por exemplo, localizar os pontos de tensão máxima, deslocamento máximo, frequência natural mínima, dentre outras possibilidades.

2.3.2 Elementos Singulares (*quarter-points*)

Segundo Anderson (2005), a tensão no entorno da trinca, para qualquer configuração, contém um termo que é proporcional a $1/\sqrt{r}$. Portanto, a tensão nas proximidades da trinca varia como uma função de $1/\sqrt{r}$, e conseqüentemente, existe uma singularidade na ponta da trinca ($r = 0$). Para aumentar a precisão no cálculo do fator de intensidade de tensão pelo MEF, os nós centrais dos elementos quadráticos são movidos para uma posição a $1/4$ de distância da ponta da trinca. Além disso, os elementos da ponta da trinca podem ser colapsados para uma mesma posição, Figura 2.15. Essas modificações resultam em uma singularidade de $1/\sqrt{r}$ no elemento.

Figura 2.15 – Elemento quadrilateral com 8 nós colapsado em um triângulo.

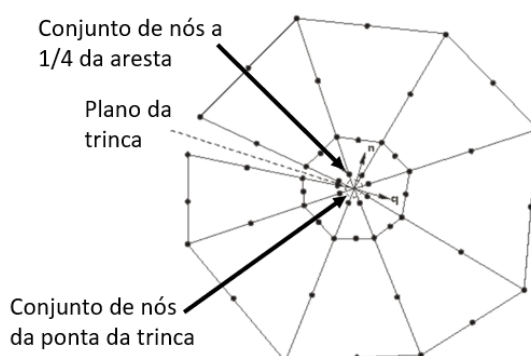


Fonte: Adaptado de ABAQUS (2014).

Nesse caso, o procedimento proposto para criar a singularidade na ponta da trinca utilizando os elementos padrão do ABAQUS® 6.14 é modelar um anel de elementos colapsados ao redor da ponta da trinca. Um elemento é degenerado conforme mostra a Figura 2.15, em que um dos lados do elemento quadrático de 8 nós, tem seus três nós – a, b e c – na mesma localização espacial (na ponta da trinca).

Outra técnica sugerida por Anderson (2005) é a utilização de uma malha “teia de aranha” na região da trinca. Este é o tipo de malha mais eficiente para a ponta da trinca. A malha consiste em anéis concêntricos de elementos quadriláteros focados na ponta da trinca, conforme demonstra a Figura 2.16. Os elementos do anel mais próximo a ponta da trinca são degenerados em triângulos. Essa técnica facilita a transição de uma malha refinada na ponta da trinca para a malha mais grosseira nas regiões mais distantes da trinca.

Figura 2.16 – Malha tipo “teia de aranha” utilizada para ponta da trinca com nós centrais posicionados a $\frac{1}{4}$ da aresta.



Fonte: Adaptado de ABAQUS (2014).

2.3.3 Aplicação do MEF na Modelagem de Material ADI

Diversos estudos referentes ao ADI têm utilizado o MEF, como por exemplo Suguinoshita *et al.* (2015), que estudaram a propagação de trincas devido a fadiga pelo modo I de propagação de trincas (tração) em materiais ADI, verificando qual a influência do nódulo no fator de intensidade de tensão (K_I) na ponta da trinca. Lazzaron (2016) estudou a propagação de trincas na raiz dos dentes de engrenagens também em materiais ADI, neste caso, a fadiga ocorre também no modo de tração (K_I), neste trabalho, devido ao tamanho ínfimo dos nódulos de grafita perante a geometria do dente, foi utilizada uma técnica chamada de submodelamento.

Tanto Suguinoshita *et al.* (2018) quanto Lazzaron (2016) modelaram os nódulos de grafita como corpo sólido e com propriedades. Entretanto, alguns autores tratam os nódulos de grafita como vazios no material, como foi o caso de Gans *et al.* (2015), que estudaram a influência do tamanho do nódulo de grafita na formação de *pitting* em engrenagens de ADI. Stokes *et al.* (2007) também consideram os nódulos de grafita como vazios, devido ao fato de possuírem um módulo de Young muito inferior ao da matriz.

Hutter *et al.* (2015) criaram um micro modelo mecânico tridimensional para simular a fratura de uma material ADI na região de transição dúctil frágil. Em sua análise, eles simulam todos os estágios de propagação, desde a iniciação da trinca até a completa propagação na região dúctil frágil. Os nódulos de grafita foram considerados como vazios ao longo da geometria. Os resultados obtidos demonstraram-se qualitativamente similares ao comportamento do material ADI.

3 METODOLOGIA E VALIDAÇÃO DA ROTINA DE CRESCIMENTO DE TRINCA E CÁLCULO DO NÚMERO DE CICLOS

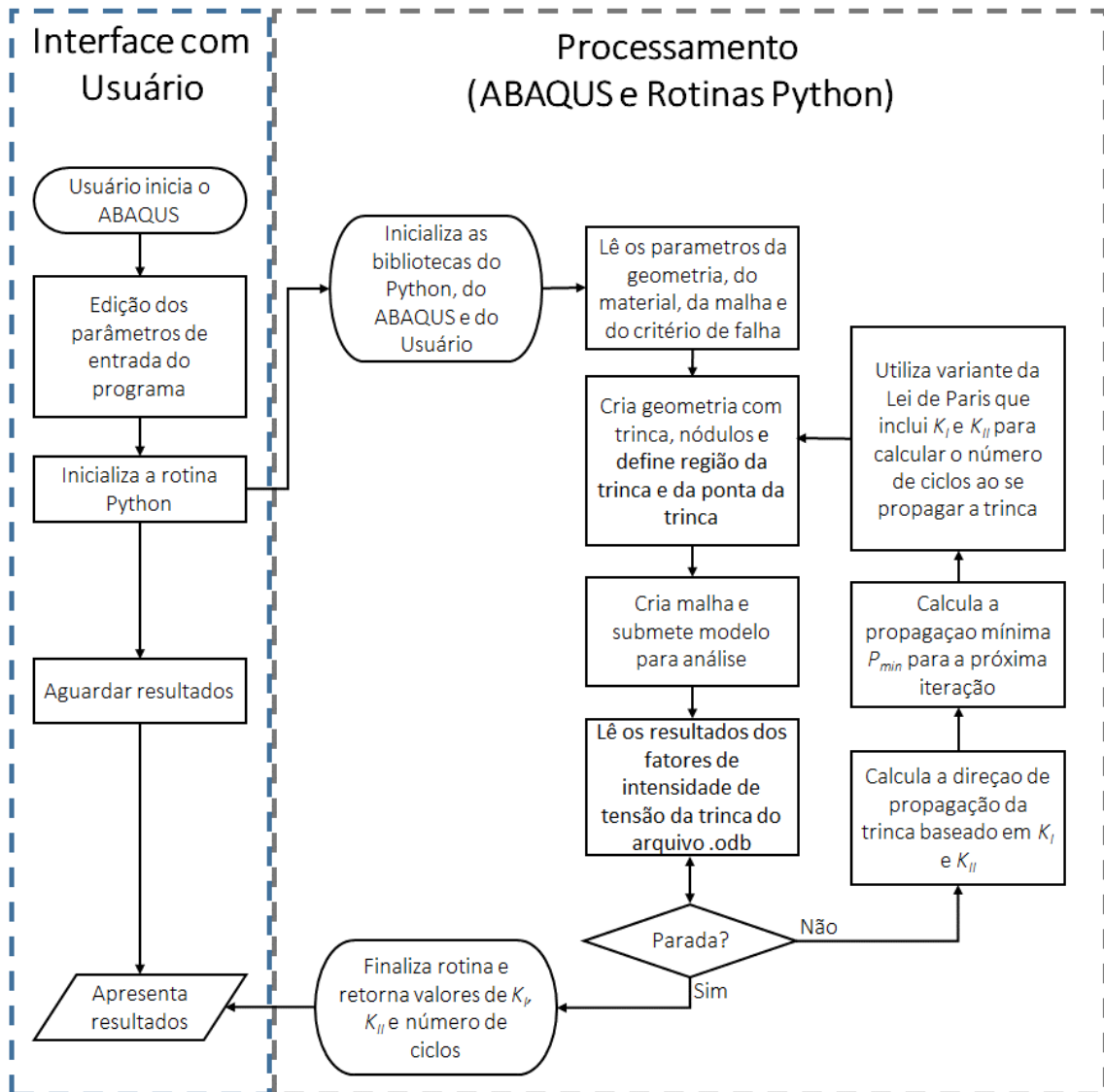
3.1 DESCRIÇÃO DA ROTINA DE SIMULAÇÃO DE CRESCIMENTO DE TRINCA

Para simular a propagação da trinca ao longo do material ADI e verificar os fatores de intensidade de tensão na ponta trinca ao longo de sua evolução foi utilizado o programa comercial de elementos finitos ABAQUS® 6.14. A rotina que iterativamente realiza o cálculo da propagação da trinca foi desenvolvida em Python, que é a linguagem utilizada pelo próprio ABAQUS e, por consequência, possui uma vasta biblioteca de funções que podem ser utilizadas.

Nessa rotina, o usuário fornece os parâmetros geométricos, de material, de condição inicial da trinca (tamanho, posição e ângulo), as condições de contorno e a posição e tamanho dos nódulos. A rotina em Python interpreta os dados de entrada e realiza a simulação do modelo. A cada iteração a trinca é propagada, isto é, sofre um incremento de tamanho. Dois critérios de parada são utilizados, o primeiro é o número total de iterações e o segundo é o valor do fator de intensidade de tensão. Além disso, caso a trinca se propague até o nódulo, o processo também finaliza. A Figura 3.1 demonstra o funcionamento desta rotina.

Algumas simplificações na modelagem do problema real foram realizadas. Primeiramente a geometria foi tratada bidimensionalmente, e, conseqüentemente, os nódulos de grafita são circunferências que se estendidas representariam cilindros. Entretanto, essa é uma aproximação realizada por diversos autores para simplificação do problema. Além disso, o problema é tratado na mecânica da fratura linear, e, portanto os efeitos de plasticidade são ignorados e desta forma as tensões na ponta da trinca não são representativas. Outra simplificação para o material ADI é a condição de interface entre a grafita e a austenita, que neste caso foi considerada contínua, havendo apenas a variação das propriedades mecânicas entre os elementos dos dois conjuntos de material.

Figura 3.1 – Fluxograma do procedimento de simulação de propagação de trinca: integração entre o MEF e rotinas em Python.



Fonte: Autoria própria (2020).

Para o cálculo do tempo de vida do componente foi utilizada a Lei de Paris, entretanto o valor do fator de intensidade de tensão foi substituído pelo valor do fator de intensidade de tensão equivalente proposto por Tanaka (1974). Esta alteração foi realizada a fim de considerar a influência do modo II de abertura da trinca no tempo de vida da trinca. Ao final de cada iteração a rotina calcula qual é o valor da propagação da trinca, a_i , baseado no valor do K_{eff} . Portanto, para calcular o número de ciclos de cada iteração, N_i , a seguinte equação pode ser utilizada

$$N_i = \frac{a_i}{C(\Delta K_{eff})^m}, \quad (25)$$

sendo

$$\Delta K_{eff} = (\Delta K_I^4 + 8\Delta K_{II}^4)^{\frac{1}{4}}, \quad (26)$$

$$\Delta K_I = K_{I,max}, \quad (27)$$

$$\Delta K_{II} = K_{II,max}. \quad (28)$$

para os valores de C e de m , constantes do material, foram utilizados os valores encontrados por Greno *et al.* (1999) de $2,891 \times 10^{-11}$ para o C e $2,74$ para o m .

O número total de ciclos, N , até a finalização da execução da simulação de propagação da trinca é dado pela somatória dos valores de N_i :

$$N = \sum_{i=1}^n N_i. \quad (29)$$

Para o cálculo da direção de propagação da trinca foi utilizada a subrotina já existente no programa ABAQUS. Essa rotina é baseada no critério de máxima tensão tangencial desenvolvido por Erdogan e Sih (1963), conforme a equação (22) e reescrita aqui

$$\theta = \cos^{-1} \left(\frac{3K_{II}^2 + \sqrt{K_I^4 + 8K_I^2 K_{II}^2}}{K_I^2 + 9K_{II}^2} \right), \quad (30)$$

sendo que se $K_{II} > 0$ tem-se $\theta < 0$ e se $K_{II} < 0$ tem-se $\theta > 0$.

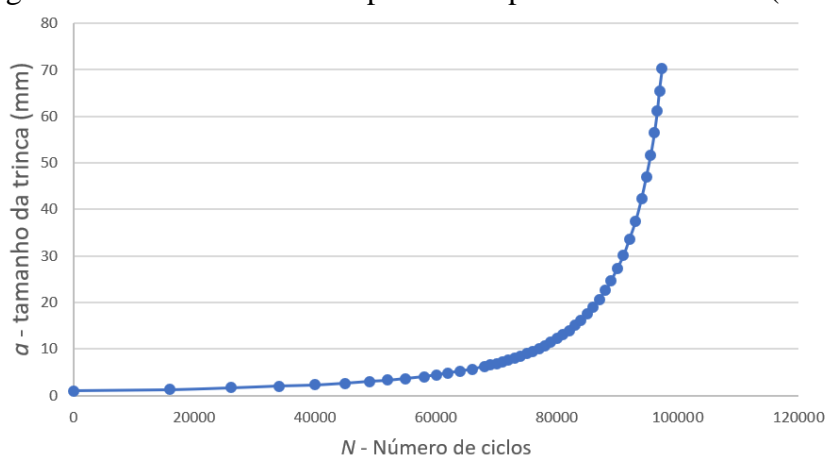
Para cada iteração a rotina escreve em um arquivo de formato “.txt” os valores dos fatores de intensidade de tensão, do tamanho da trinca, da propagação da trinca e do número de ciclos. A execução da rotina é finalizada quando um dos critérios de parada é atingido. Após seu encerramento, todos os dados ficam disponíveis ao usuário, conforme demonstra o fluxograma da Figura 3.1.

3.2 VALIDAÇÃO DA ROTINA IMPLEMENTADA

A validação da rotina implementada foi realizada por comparação com outros trabalhos acadêmicos. A primeira validação foi a do cálculo do tempo de vida. Para essa validação foi utilizado o texto de Rosa (2002). Em seu texto, Rosa realiza o cálculo do tempo

de vida de uma placa de 1 m de largura de aço SAE 1020 submetido a esforços cíclicos de 200 MPa a -50MPa com um valor de K_{IC} de 104 MPa.m^{1/2}. Segundo os cálculos de Rosa, para tal situação é esperado um tempo de vida de 88900 ciclos e um tamanho final de trinca de 68,6 mm. A mesma simulação foi realizada no ABAQUS utilizando a rotina implementada com um carregamento de 0 a 200MPa e o resultado obtido está demonstrado na Figura 3.2. A simulação foi encerrada quando o valor do fator de intensidade de tensão chegou à 106,11 MPa.m^{1/2}, para este valor o tamanho da trinca obtido foi de 70,22 mm e o número de ciclos de 97400. Ambos os resultados estão muito próximos aos encontrados por Rosa, com diferenças inferiores a 10%.

Figura 3.2 – Resultado do tempo de vida para a caso de Rosa (2002).

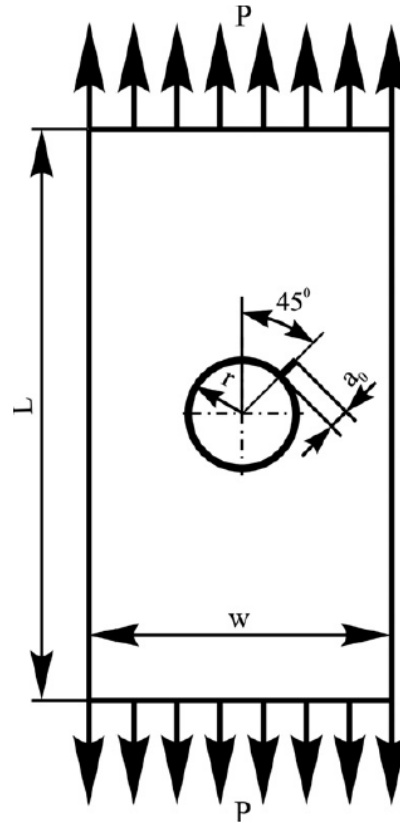


Fonte: Autoria própria (2020).

Ainda no intuito de realizar a validação da rotina programada, o trabalho de Boljanovic *et al.* (2011) faz a simulação da propagação de uma trinca em uma chapa com um furo central submetida a uma carga trativa, conforme representado na Figura 3.3. Neste caso a trinca não está perpendicular ao carregamento e, conseqüentemente, a propagação da trinca não se dá em uma direção paralela a trinca inicial. Além disso, o cálculo do tempo de vida em fadiga da peça também é realizado pelo autor.

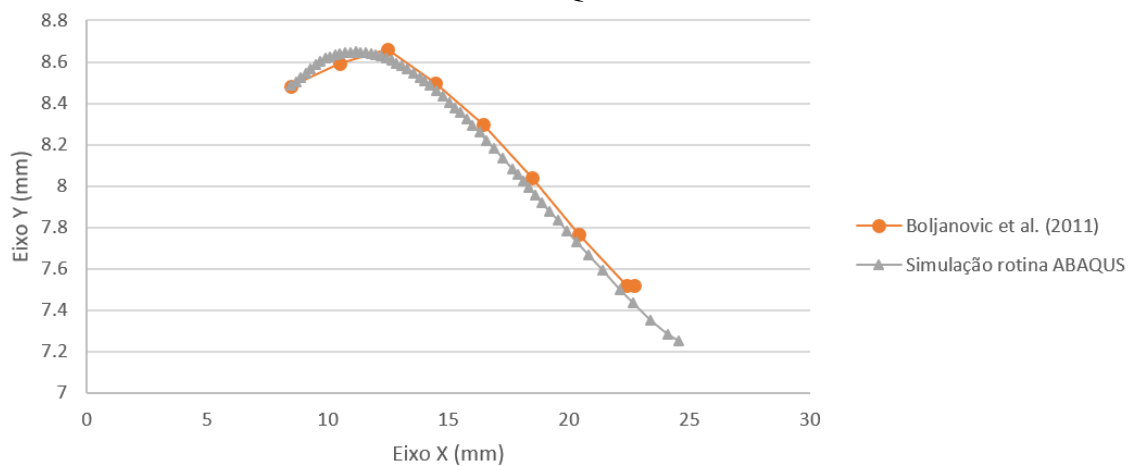
Para o resultado de propagação da trinca, foi verificado que a rotina implementada demonstrou uma direção de propagação muito próxima a prevista pelos autores do artigo, conforme demonstra a Figura 3.4.

Figura 3.3 – Geometria utilizada por Boljanovic *et al.* (2011).



Fonte: Adaptado de Boljanovic *et al.* (2011).

Figura 3.4 – Resultado da simulação de Boljanovic *et al.* (2011) e da simulação via rotina ABAQUS.

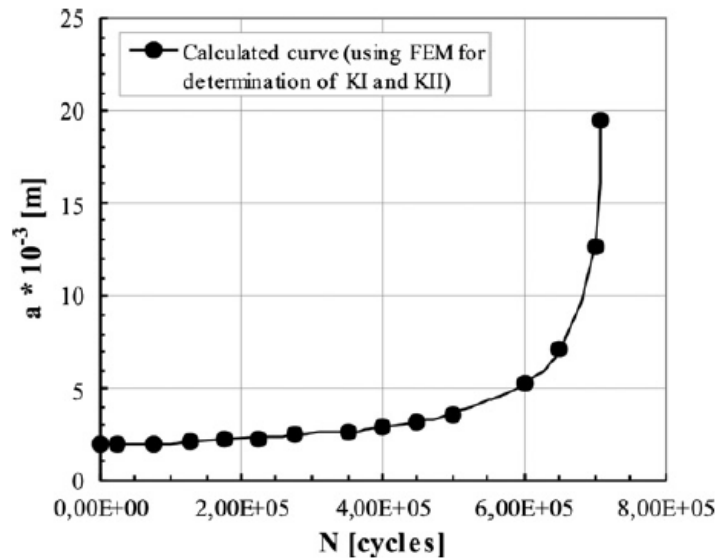


Fonte: Autoria própria (2020).

Para o cálculo da vida, foi verificado que o número de pontos utilizados para a realização do cálculo tem grande influência sobre o valor encontrado, principalmente o valor

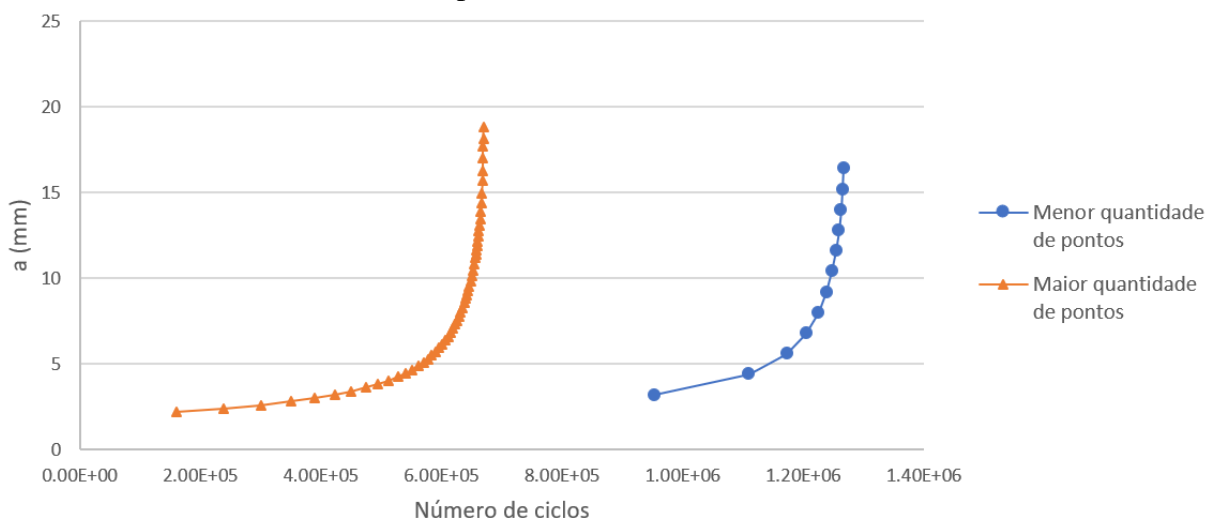
do primeiro ponto e dos primeiros incrementos. Mas que com a utilização de um número maior de iterações, ou seja, um valor de propagação menor entre os pontos de cada iteração, é possível obter-se uma boa aproximação com o resultado esperado, conforme demonstra o comparativo entre as Figura 3.5 e Figura 3.6.

Figura 3.5 – Tamanho da trinca em função do número de ciclos obtido por Boljanovic *et al.* (2011).



Fonte: Adaptado de Boljanovic *et al.* (2011).

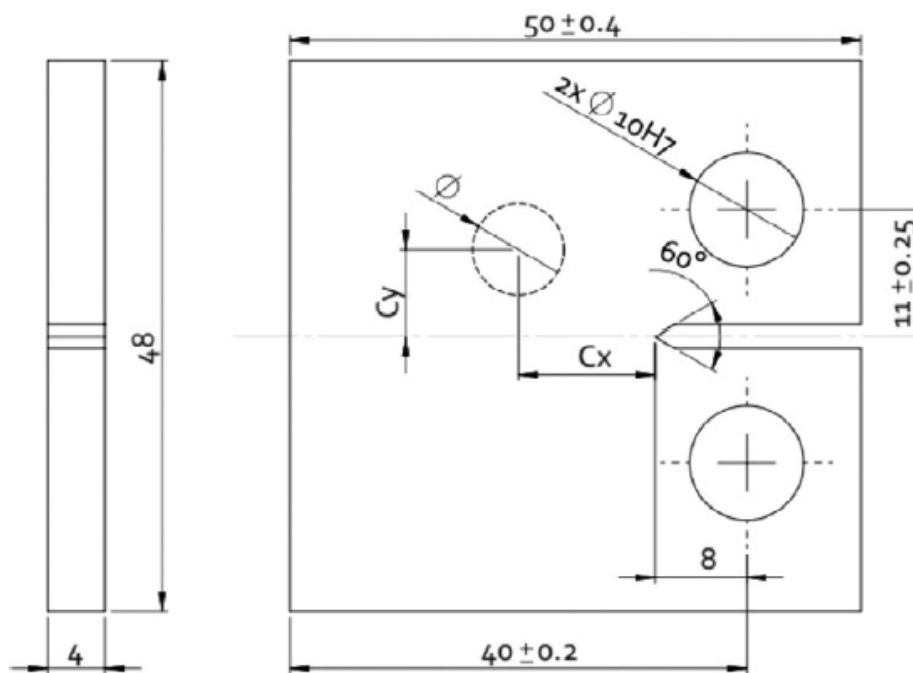
Figura 3.6 – Tamanho da trinca em função do número de ciclos obtido via rotina implementada no ABAQUS.



Fonte: Autoria própria (2020).

Também a fim de validar a rotina proposta, os resultados foram comparados com aqueles obtidos por Silva *et al.* (2017). Neste estudo, o corpo de prova adaptado, mostrado na Figura 3.7, foi utilizado. O carregamento foi aplicado nos furos na direção perpendicular à trinca inicial em ambos os furos de diâmetro 10 mm. Esta comparação é de grande importância pois o trabalho de Silva *et al.* (2017) contempla a propagação de uma trinca em um caso experimental em que há presença tanto do modo I quanto do modo II de propagação da trinca.

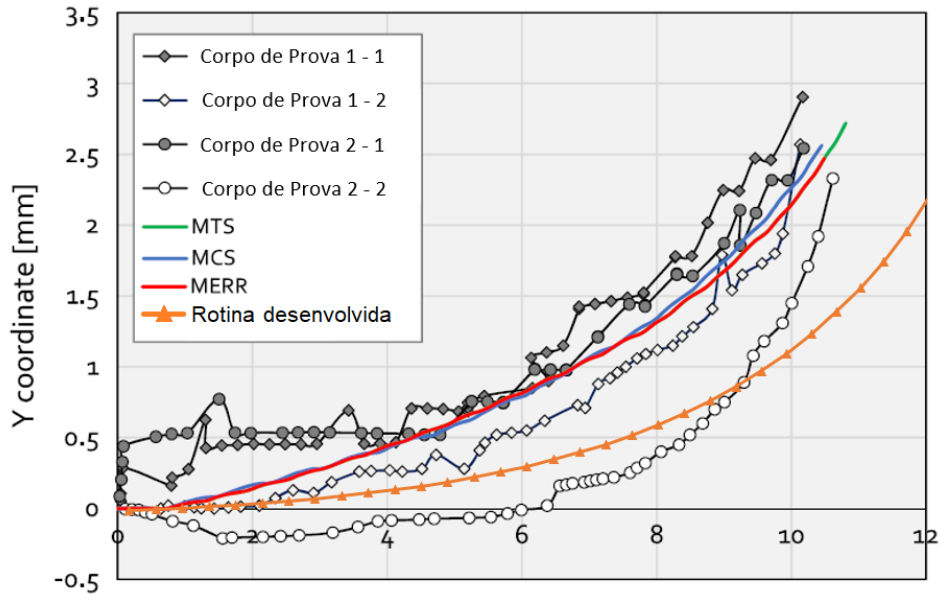
Figura 3.7 – Geometria utilizada por Silva *et al.* (2017) (dimensões em mm).



Fonte: Silva *et al.* (2017).

Os resultados encontrados por Silva *et al.* (2017) demonstram uma tendência da trinca em propagar na direção do furo presente nas geometrias, o mesmo comportamento foi obtido na rotina implementada no ABAQUS. Além disso, para os casos simulados, a rotina ABAQUS se mostrou de acordo com os resultados obtidos numericamente ou ainda, em alguns casos, mais próximas dos resultados dos corpos de prova ensaiados por Silva *et al.* (2017).

Figura 3.8 – Sobreposição do resultado obtido por Silva *et al.* (2017) e da rotina desenvolvida no ABAQUS.



Fonte: Adaptado de Silva *et al.* (2017).

Os resultados dos testes de validação da rotina implementada no ABAQUS demonstraram que ela encontra resultados plausíveis e de acordo com os resultados esperados pela literatura, tendo diferenças de até 10% com os casos calculados. Portanto, a metodologia aplicada foi considerada apta para estudar os demais casos do material ADI.

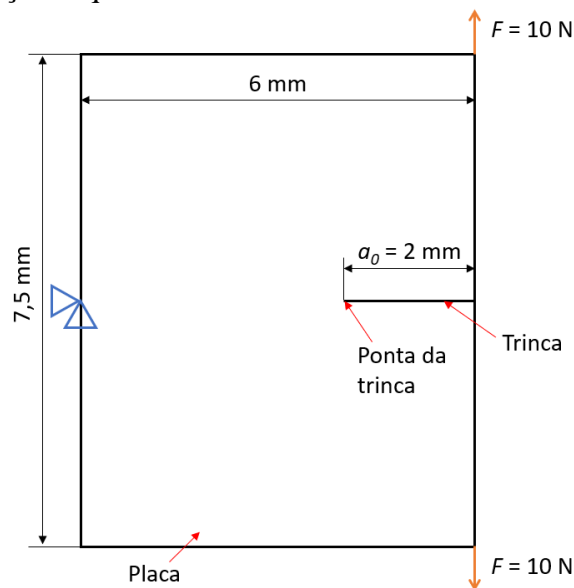
4 RESULTADOS

Diversas análises foram realizadas ao longo do trabalho. Inicialmente para verificar a convergência da malha de elementos finitos, em seguida para analisar a influência dos nódulos de grafita no fator de intensidade de tensão e, por fim, para verificar o comportamento do crescimento de uma trinca em um material ADI.

4.1 Estudo do Fator de Intensidade de Tensão em Placa Homogênea – Análise do refino de malha sob carga estática

A fim de verificar os valores obtidos para o fator de intensidade de tensão em uma trinca utilizando modelagem no ABAQUS, uma solução conhecida foi analisada. Durante esta análise, malhas com tamanhos distintos de elementos foram testadas. O caso estudado consiste em uma placa de largura 6 mm e altura 7,5 mm, de aço com módulo de elasticidade de 210 GPa e coeficiente de Poisson de 0,29. Uma trinca de comprimento 2 mm é adicionada ao plano central a partir da aresta da geometria e duas forças opostas de 10 N são aplicadas nos extremos desta aresta e o movimento do corpo é restrito em um ponto, conforme demonstra a Figura 4.1. Este caso também foi utilizado por Suguioshita *et al.* (2015).

Figura 4.1 – Representação esquemática do estudo de caso do fator de intensidade de tensão.



Fonte: Autoria própria (2020).

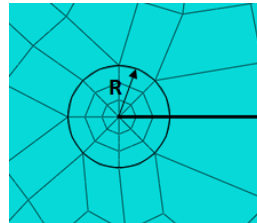
Para este caso, a solução analítica é apresentada por Anderson (2005)

$$K_I = \frac{F}{\sqrt{w}} \cdot \frac{2 + \frac{a}{w}}{\left(1 - \frac{a}{w}\right)^{3/2}} \cdot \left[0,866 + 4,64 \left(\frac{a}{w}\right) - 13,32 \left(\frac{a}{w}\right)^2 + 14,72 \left(\frac{a}{w}\right)^3 - 5,60 \left(\frac{a}{w}\right)^4 \right], \quad (31)$$

onde w é a largura da placa, a é o comprimento da trinca e F a força aplicada. Para o problema apresentado, a solução da Eq. (31) é $K_I = 25 \text{ MPa}\cdot\text{mm}^{-1/2}$.

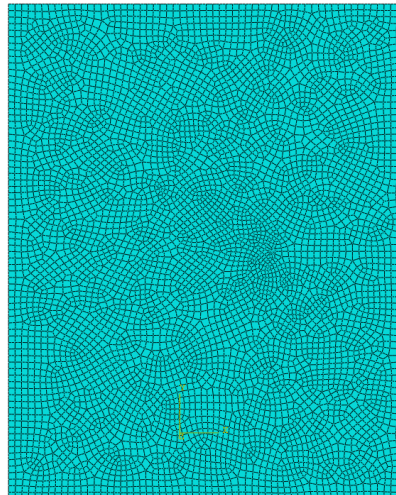
No ABAQUS, a ponta da trinca deve ser definida por elementos colapsados de tipo *quarter-points*. O primeiro estudo visa entender a influência da quantidade de elementos ao redor da ponta da trinca sobre o fator de intensidade de tensão calculado pelo MEF. Por exemplo, a Figura 4.2 apresenta uma malha com 8 elementos ao redor da ponta trinca, com um tamanho global de malha de 0,1 mm, compondo um total de 6019 elementos e 18384 nós, conforme demonstra a Figura 4.3.

Figura 4.2 – Representação de uma malha com 8 elementos no entorno da ponta da trinca.



Fonte: Autoria própria (2020).

Figura 4.3 – Representação de uma malha com 8 elementos no entorno da ponta da trinca, tamanho global 0,1 mm, 6019 elementos e 18384 nós.



Fonte: Autoria própria (2020).

A simulação é realizada com tamanho global de malha de 0,1 mm e elementos do tipo CPE8R, que são elementos planos, de oito nós, de interpolação quadrática no estado plano de deformação. O estado plano de deformação é escolhido como uma simplificação do estado tridimensional e devido à espessura dos componentes serem relativamente grandes, sendo uma hipótese bidimensional mais realista que o estado plano de tensões. Uma circunferência de raio $R = 0,05$ mm é definida ao redor da ponta da trinca e uma quantidade de três anéis de elementos é utilizada nesta circunferência. Para se obter o valor de K_I é utilizado o quinto contorno de integração. Os resultados estão apresentados na Tabela 4.1, onde é possível verificar que a variação de K_I é muito pequena com o aumento do número de elementos ao redor da ponta da trinca, ocorrendo uma pequena diminuição no erro para o aumento do número de elementos.

Tabela 4.1 – Fator de intensidade de tensão em função do número de elementos ao redor da ponta da trinca.

Número de elementos	K_I [MPa.mm ^{-1/2}]	Erro [%]
6	24,9289	-0,2844
8	24,9336	-0,2656
10	24,9362	-0,2552
12	24,9365	-0,2540
16	24,9377	-0,2492
20	24,9378	-0,2488
24	24,9379	-0,2484
36	24,9385	-0,2460

Fonte: Autoria própria (2020).

O segundo estudo correlaciona o raio da circunferência, R , em torno da ponta da trinca, com o fator de intensidade de tensão. Para este caso são utilizados os mesmos parâmetros do estudo anterior, e é definido um valor fixo de dez elementos ao redor da ponta da trinca. Os resultados são apresentados na Tabela 4.2 e demonstram novamente uma variação muito pequena de K_I , também havendo uma diminuição do erro com a diminuição do raio.

Também é verificado o efeito do tamanho da malha global sobre o fator de intensidade de tensão. Neste caso não é definido o número de elementos no entorno da trinca e esta é afetada apenas pela malha global. Entretanto, uma circunferência de raio 0,05 mm é definida para garantir que os elementos no entorno da trinca sejam *quarter-points*. Os demais parâmetros são utilizados conforme os estudos anteriores. Os resultados estão apresentados na Tabela 4.3, onde é possível notar uma diminuição do erro com o refino da malha.

Tabela 4.2 – Fator de intensidade de tensão em função do raio da circunferência de elementos em torno da ponta da trinca.

Raio R [mm]	K_I [MPa.mm ^{-1/2}]	Erro [%]
0,5	24,9310	-0,2760
0,25	24,9337	-0,2652
0,10	24,9356	-0,2576
0,05	24,9362	-0,2552
0,025	24,9384	-0,2464
0,01	24,9515	-0,1940

Fonte: Autoria própria (2020).

Tabela 4.3 – Fator de intensidade de tensão em função do tamanho global de malha.

Tamanho global [mm]	K_I [MPa.mm ^{-1/2}]	Erro [%]
0,5	24,9237	-0,3052
0,2	24,9339	-0,2644
0,1	24,9328	-0,2688
0,05	24,9342	-0,2632
0,025	24,9371	-0,2516

Fonte: Autoria própria (2020).

O último estudo envolvendo esta geometria foi em relação ao contorno de integração utilizado para calcular o valor do fator de intensidade de tensão. Neste caso, é utilizado o raio da circunferência ao redor da ponta da trinca de 0,05 mm e um total de 10 elementos ao redor da ponta da trinca, o tamanho global da malha é de 0,1 mm e os demais parâmetros são mantidos idênticos aos casos anteriores. Os resultados são apresentados na Tabela 4.4 e os contornos mais próximos da trinca apresentam, num geral, erros menores que os mais afastados.

Tabela 4.4 – Fator de intensidade de tensão conforme o contorno de integração utilizado.

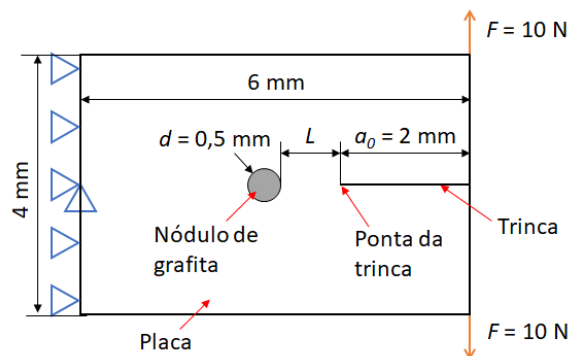
Contorno de integração	K_I [MPa.mm ^{-1/2}]	Erro [%]
1	24,9747	-0,1012
2	24,9589	-0,1644
3	24,9598	-0,1608
4	25,0613	0,2452
5	24,9362	-0,2552
10	24,9367	-0,2532
15	24,9364	-0,2544
20	24,9364	-0,2544

Fonte: Autoria própria (2020).

4.2 Estudo do Fator de Intensidade de Tensão de Placa com Nódulo

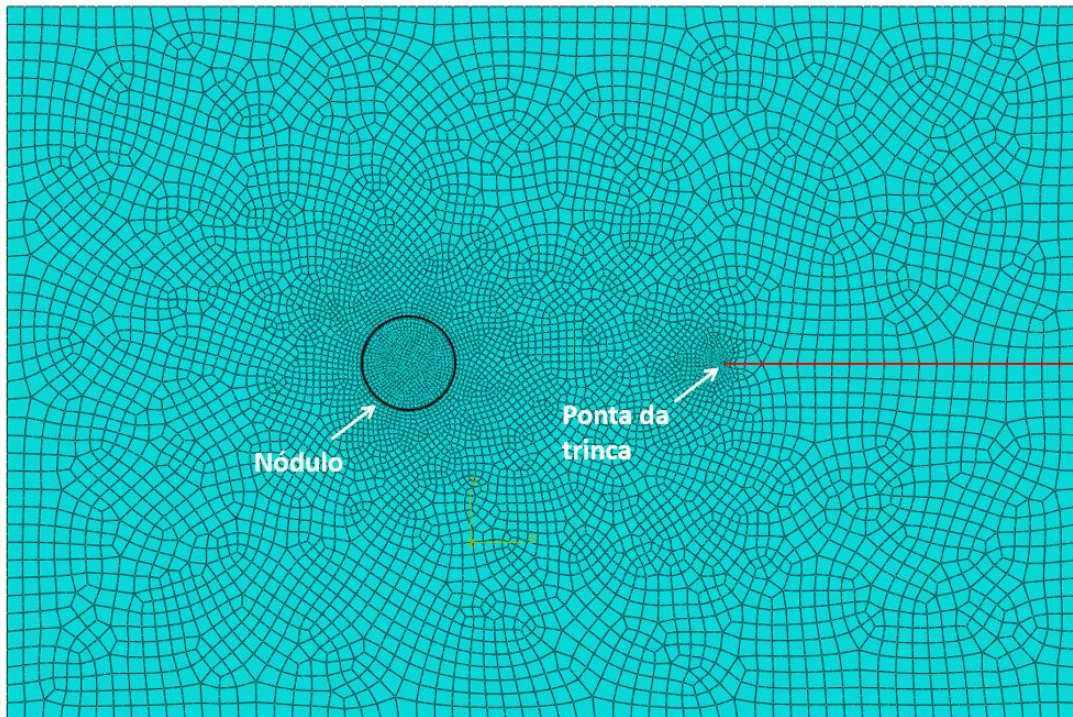
Neste estudo uma placa com uma trinca e um nódulo é analisada. Nesta geometria foi adicionada uma circunferência que representa o nódulo de grafita à frente da ponta da trinca. Este nódulo apresenta módulo de elasticidade de 35 GPa e coeficiente de Poisson de 0,126, sendo seu diâmetro de 0,5 mm e ele está posicionado a uma distância L da ponta da trinca. A placa possui dimensões de 6 mm por 4 mm e uma trinca de comprimento 2 mm, o material é aço com módulo de elasticidade de 210 GPa e coeficiente de Poisson de 0,29. A aresta oposta a trinca está fixada e duas forças opostas são aplicadas aos extremos da aresta em que a trinca está centralizada, conforme a Figura 4.4. A malha global tem um tamanho de 0,1 mm e uma malha refinada foi adicionada na proximidade da representação do nódulo, com isso a malha ficou com um total de 6695 elementos e 20365 nós, conforme mostra a Figura 4.5.

Figura 4.4 – Representação esquemática do estudo de caso do fator de intensidade de tensão com nódulo de grafita.



Fonte: Autoria própria (2020).

Figura 4.5 – Representação da malha utilizada com tamanho global 0,1 mm, 6695 elementos e 20365 nós.



Fonte: Autoria própria (2020).

Na solução deste caso, Suguioshita *et al.* (2015) verificaram um aumento de até 55,5% no valor de K_I conforme a posição do nódulo de grafita. É utilizado o elemento do tipo CPE8R, com tamanho global de malha de 0,1 mm, raio da circunferência na ponta da trinca de 0,05 mm e vinte elementos ao redor da ponta da trinca. Uma primeira simulação sem a presença do nódulo foi realizada e o valor obtido para K_I foi de $41,098 \text{ MPa} \cdot \text{mm}^{-1/2}$. Esse valor é utilizado como base para comparação dos demais resultados. Em seguida, outras simulações são realizadas para este caso, variando o comprimento L de 0,05 mm até 1,5mm. Os resultados são apresentados na Tabela 4.5.

Um segundo estudo é realizado para a mesma geometria. Neste caso todos os parâmetros são mantidos idênticos, entretanto o nódulo de grafita é considerado como um vazio no interior do aço e, portanto, não há elementos finitos na região do nódulo. Este estudo foi realizado pois, conforme descrito por Di Cocco e Iacoviello (2017), alguns autores utilizam vazios no lugar dos nódulos de grafita. Os resultados são apresentados na Tabela 4.6.

Tabela 4.5 – Fator de intensidade de tensão em função da distância do nódulo de grafita à ponta da trinca.

L [mm]	K_I [MPa.mm ^{-1/2}]	Aumento percentual de K_I [%]
0,05	63,40	54,27
0,1	55,53	35,12
0,2	49,28	19,91
0,3	46,52	13,19
0,4	44,99	9,48
0,5	44,05	7,19
1,0	42,26	2,83
1,5	41,73	1,53

Fonte: Autoria própria (2020).

Tabela 4.6 – Valor do fator de intensidade de tensão em função da distância do nódulo de grafita (vazio) à ponta da trinca.

L [mm]	K_I [MPa.mm ^{-1/2}]	Aumento percentual de K_I [%]
0,05	75,33	83
0,1	62,57	52
0,2	53,11	29
0,3	49,07	19
0,4	46,87	14
0,5	45,52	11
1,0	42,92	4
1,5	42,10	2

Fonte: Autoria própria (2020).

Os resultados para o caso com propriedades na grafita são muito similares aqueles obtidos por Suginoshita *et al.* (2015). A proximidade do nódulo aumenta consideravelmente o fator de intensidade de tensão e para distâncias maiores que 2 vezes o tamanho do nódulo a influência sobre o K_I é pequena, inferior a 4% em relação ao caso sem nódulo. Além disso, ao considerar a grafita como um vazio, o aumento que ocorre no valor de K_I é ainda mais significativo.

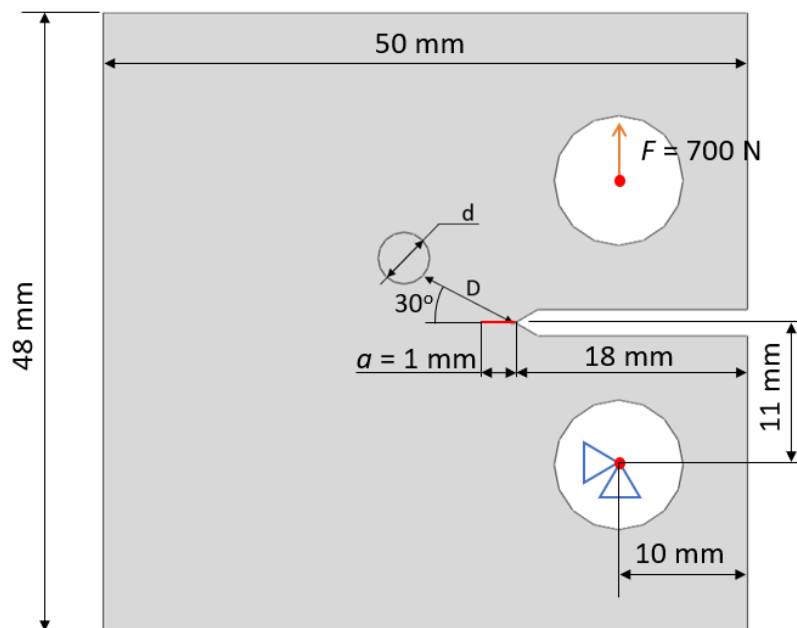
4.3 Estudo da influência de nódulos isolados de grafita na propagação da trinca

Neste estudo a geometria utilizada por Silva *et al.* (2017), demonstrada na Figura 3.7, é adaptada para verificar a influência do nódulo de grafita sobre a propagação da trinca. São

analisadas a influência tanto sobre o fator de intensidade de tensão quanto sobre a direção de propagação. Os parâmetros dimensionais do contorno da geometria e de força foram mantidos os mesmos, entretanto, o furo foi substituído por uma circunferência com material de mesmas propriedades que a grafita, de forma a simular um nódulo desse material.

No primeiro estudo, é verificada a influência do tamanho da circunferência sobre a propagação da trinca. Três diâmetros, d , de circunferência foram estudados: 4, 6, e 8 mm. Todos foram posicionados a uma distância, D , de 8 mm do início da trinca. O ângulo entre o centro do furo e a ponta da trinca com relação a horizontal é de 30° . Uma trinca de tamanho inicial 1 mm foi posicionada, conforme demonstra a Figura 4.6. Dois corpos representativos foram criados para aplicação da força e da restrição. Uma força de 700 N foi adicionada no centro do primeiro corpo e a condição de deslocamento nulo foi adicionada ao outro.

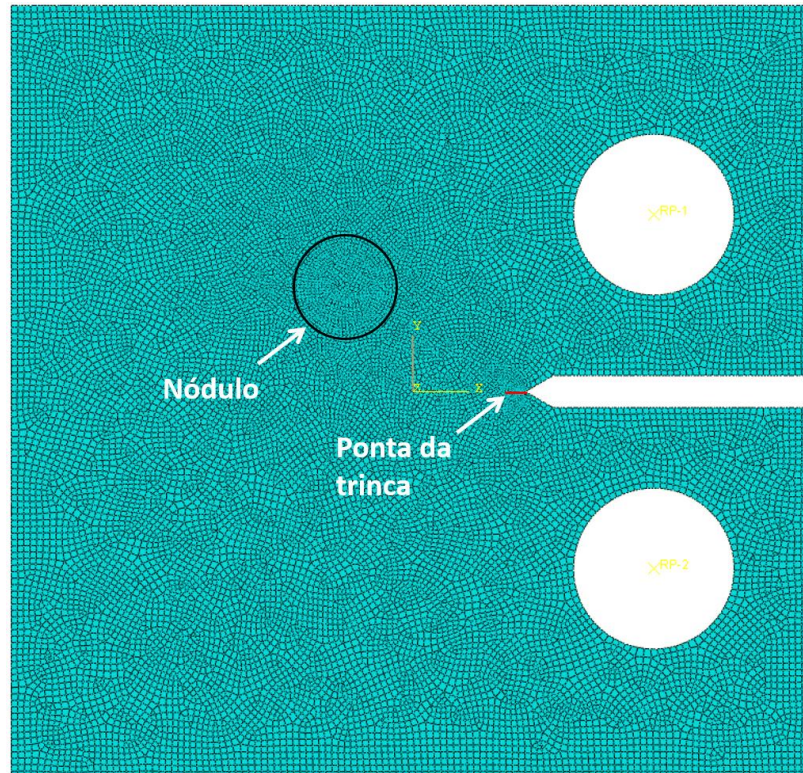
Figura 4.6 – Representação esquemática do estudo de caso do fator de intensidade de tensão.



Fonte: Autoria própria (2020).

Para este caso uma malha de tamanho global de 0,4 mm foi gerada. Inicialmente, um total de 19822 elementos foi utilizado e 59613 nós. Entretanto, a cada iteração, a trinca se propaga e a malha se altera.

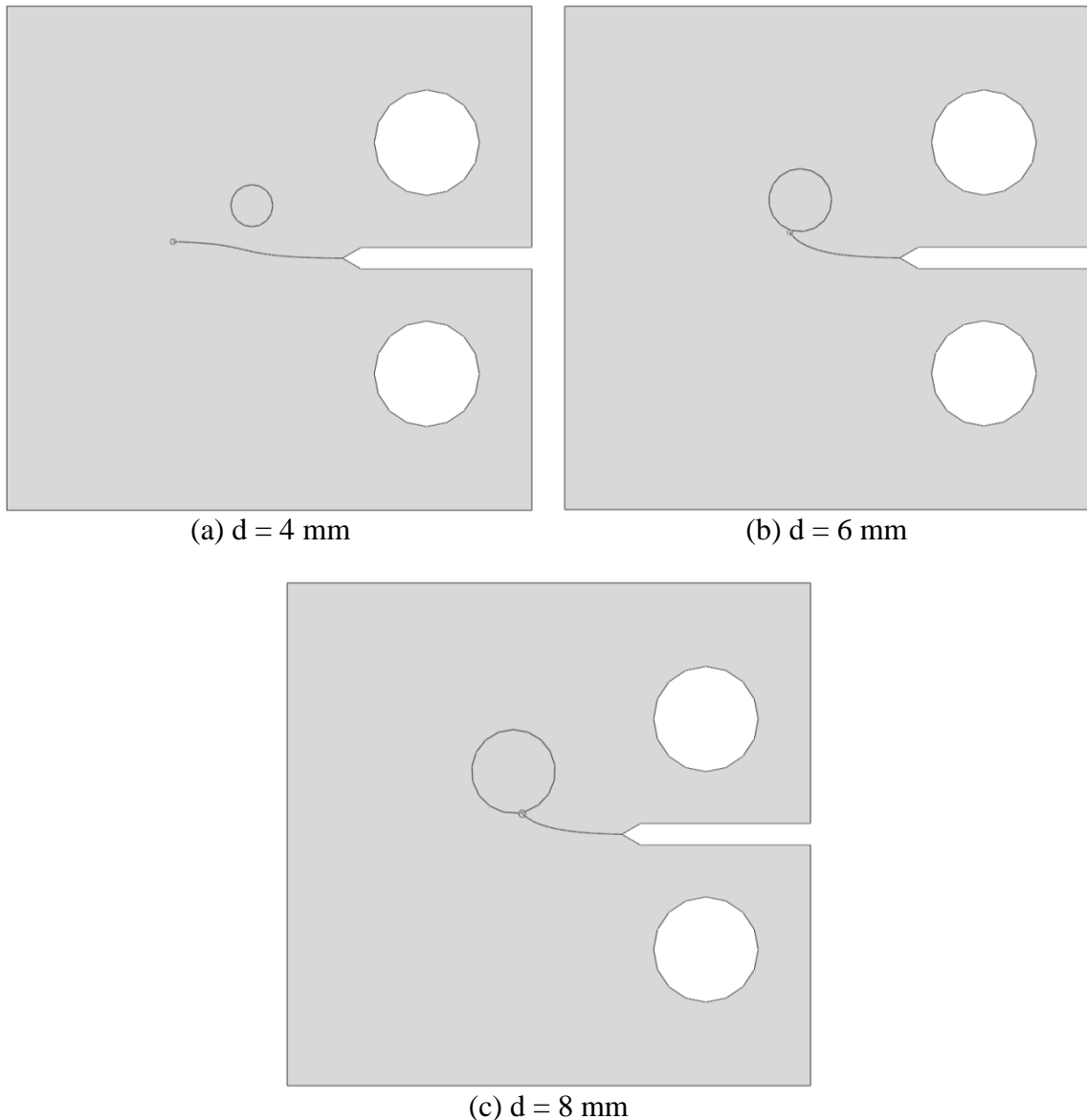
Figura 4.7 – Representação da malha utilizada com tamanho global 0,4 mm, 19822 elementos e 59613 nós.



Fonte: Autoria própria (2020).

O resultado obtido para a propagação das trincas está representado na Figura 4.8. Para o caso de menor diâmetro de nódo a trinca desviou na direção do nódo, mas não chegou a interceptá-lo. Já nos outros dois casos a trinca intercepta o nódo. Para o caso de nódo de 6 mm a interceptação ocorre após a passagem pelo centro do nódo, e para o caso de 8 mm antes do seu centro.

Figura 4.8 – Propagação da trinca para os casos com diferentes diâmetros de nódulos.



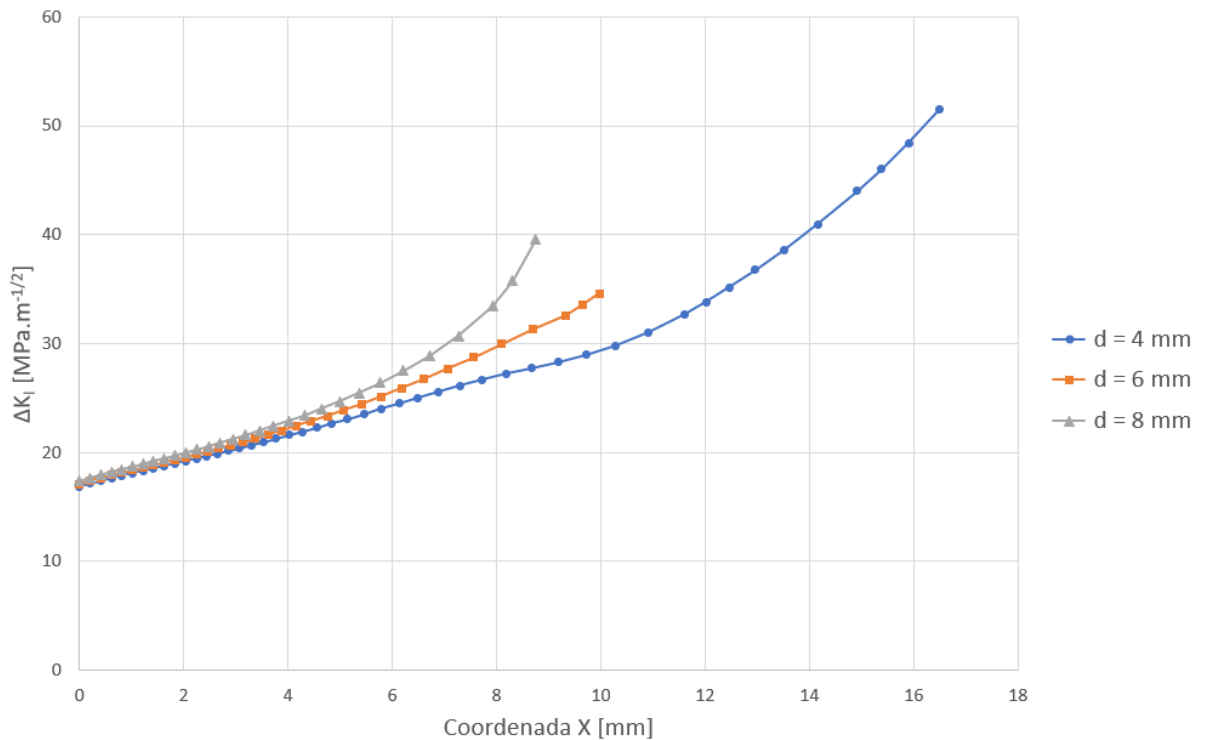
Fonte: Autoria própria (2020).

A variação dos fatores de intensidade de tensão na ponta da trinca ao longo de sua propagação também foi estudada. A Figura 4.9 e a Figura 4.10 mostram respectivamente os valores deste fator para o modo I e para o modo II de propagação, é possível notar uma grande diferença na ordem de grandeza entre os dois fatores, sendo o fator no modo II pelo menos 10 vezes menor que o fator no modo I. O resultado desta diferença impacta no fator de intensidade de tensão equivalente, calculado pela fórmula proposta por Tanaka (1974), devido a ordem exponencial da formulação o fator no modo II acaba sendo sobrepujado pelo fator no modo I e, conseqüentemente, o fator equivalente é aproximadamente igual ao fator no modo I, como demonstra a comparação entre as Figura 4.9 e a Figura 4.11. É possível também notar que o

fator de intensidade de tensão equivalente é mais elevado para o maior diâmetro de nódulo de grafita.

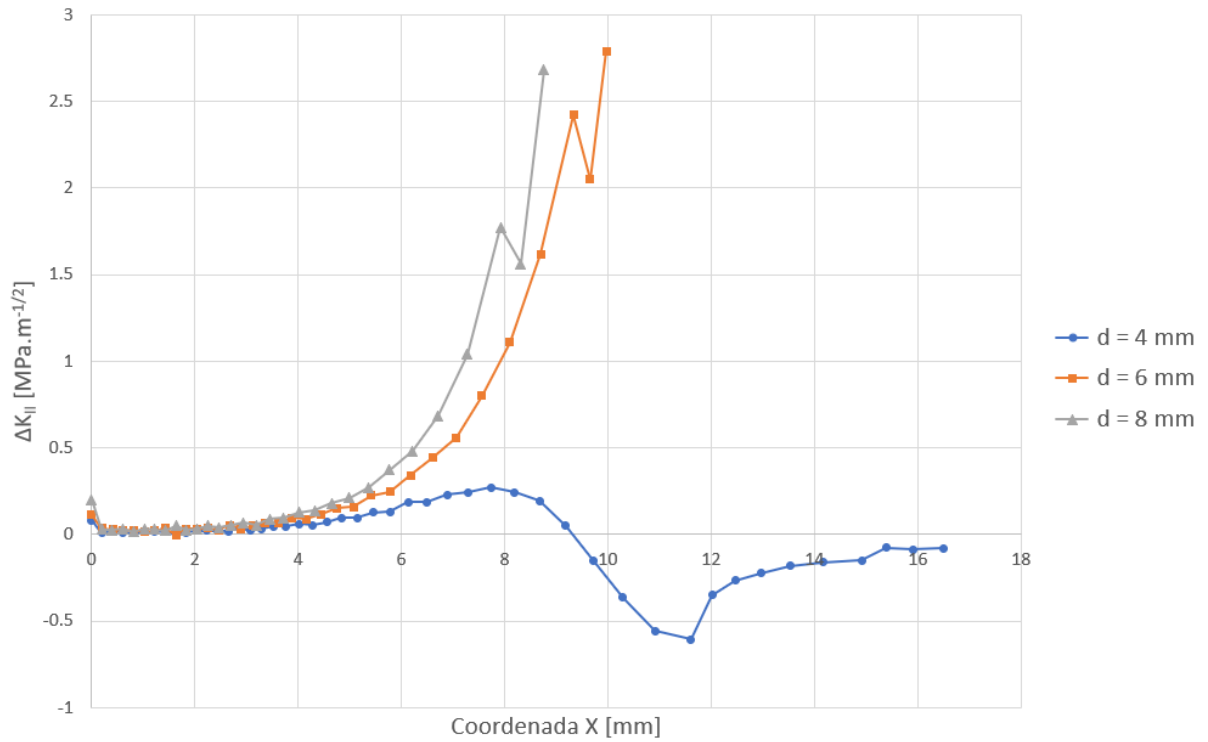
O comportamento apresentado pelo fator de intensidade de tensão no modo II é bastante importante, pois, como demonstra a Figura 4.10, este fator teve uma variação significativa para o caso com diâmetro de 4 mm, quando a trinca não interceptou o nódulo. Este comportamento demonstra claramente a influência que este modo tem sobre a direção de propagação da trinca, os valores positivos do modo II fizeram com que a trinca se propagasse em direção à circunferência, mas após um período houve a inversão deste valor e consequentemente a direção de propagação da trinca se opôs à do nódulo de grafita.

Figura 4.9 – Variação do fator de intensidade de tensão no modo I para diferentes tamanhos de nódulos.



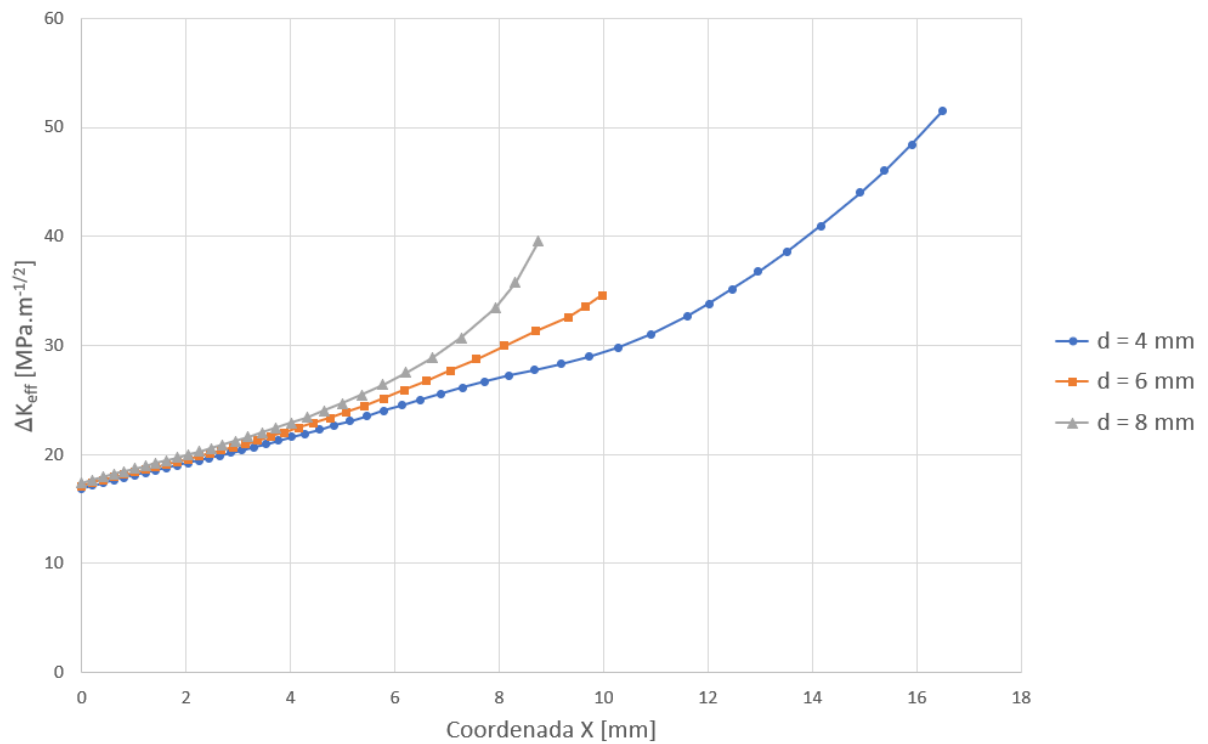
Fonte: Autoria própria (2020).

Figura 4.10 – Variação do fator de intensidade de tensão no modo II para diferentes tamanhos de nódulos.



Fonte: Autoria própria (2020).

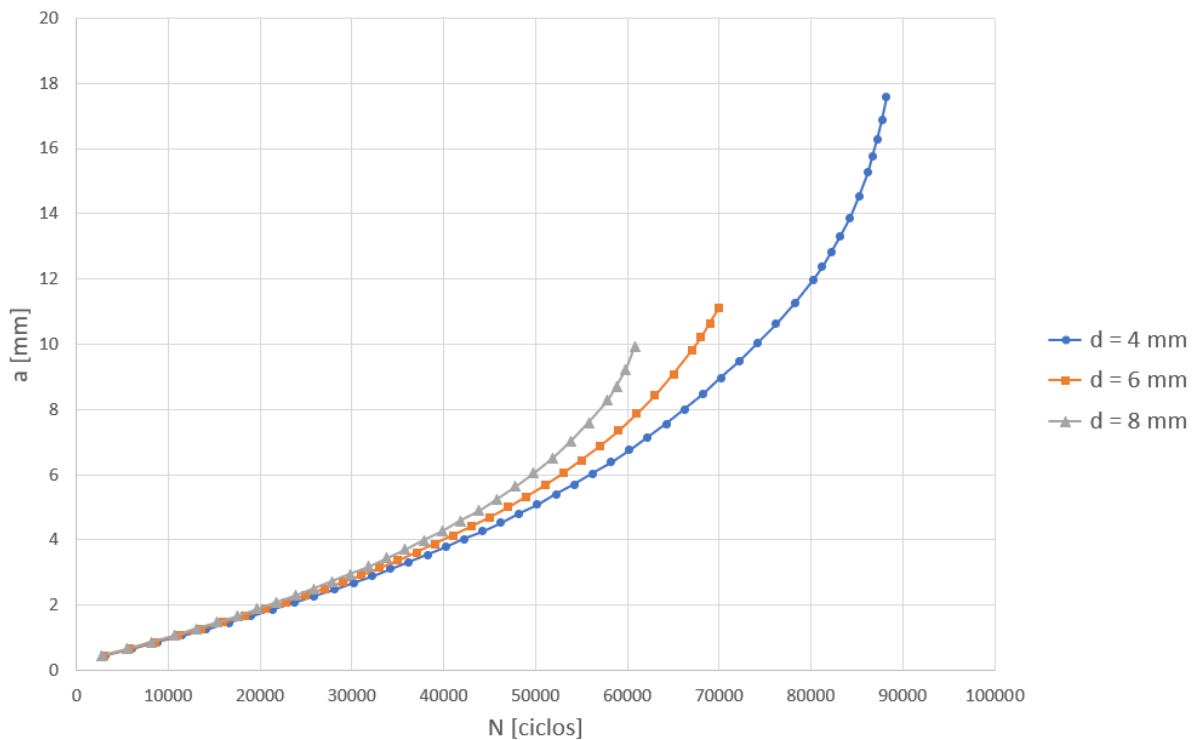
Figura 4.11 – Variação do fator de intensidade de tensão equivalente para diferentes tamanhos de nódulos.



Fonte: Autoria própria (2020).

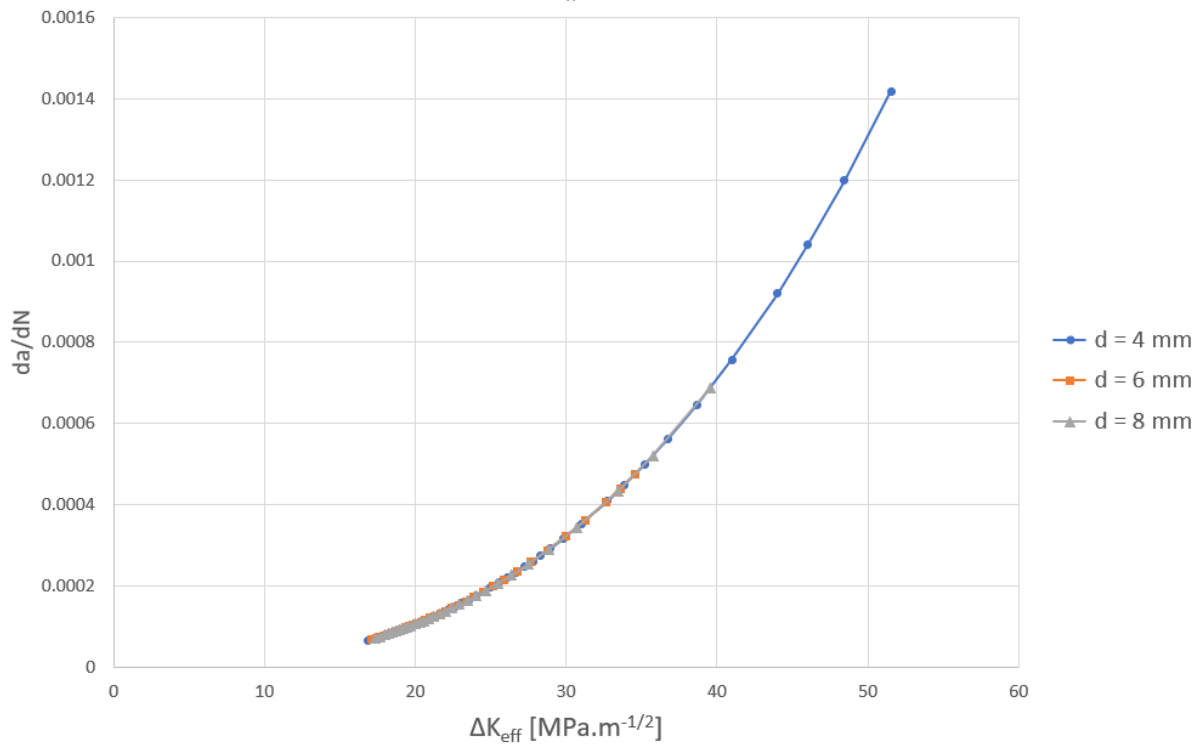
A variação do comprimento da trinca pelo número de ciclos também foi analisada, a Figura 4.12 demonstra o resultado desta análise. É possível notar que para um mesmo número de ciclos, a propagação da trinca é maior para o caso com maior diâmetro da circunferência. Entretanto, se analisadas as curvas $da/dN - \Delta K_{eff}$ (Figura 4.13) nota-se que a curva é a mesma para os três casos. Isso ocorre pois os mesmos coeficientes C e m da lei de Paris foram utilizados para o cálculo da propagação nos três casos. Portanto, a análise de vida em fadiga é feita através da curva $a - N$. Para este caso, o nódulo com maior diâmetro fez com que a trinca se propagasse mais e, conseqüentemente, apresenta uma menor vida em fadiga. Esse fato também é resultado do maior fator de intensidade de tensão que o nódulo maior apresenta.

Figura 4.12 – Curvas $a - N$ para os diferentes tamanhos de nódulos.



Fonte: Autoria própria (2020).

Figura 4.13 – Curvas $da/dN - \Delta K_{eff}$ para diferentes tamanhos de nódulos.

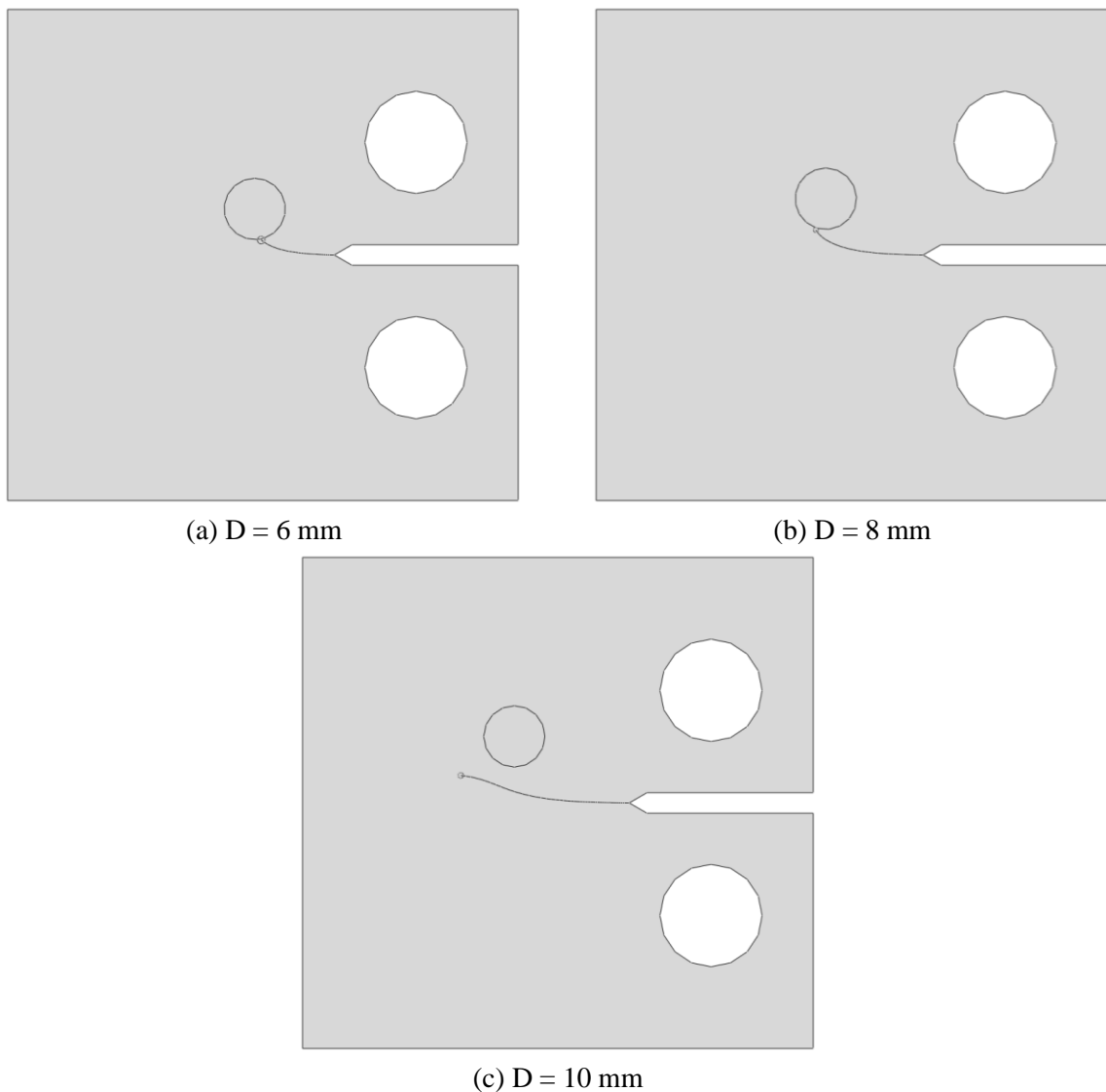


Fonte: Autoria própria (2020).

O segundo estudo realizado foi em relação a distância do nódulo até a ponta da trinca. A mesma geometria foi utilizada, o diâmetro do nódulo foi mantido constante em 6 mm e a distância entre o nódulo e a ponta da trinca foi variada em 6 mm, 8 mm e 10 mm. Assim como no caso anterior, os valores de K_I e de K_{eff} foram muito similares e, portanto, apenas os valores de K_{eff} são analisados. Além disso, a curva $da/dN - \Delta K_{eff}$ não é aqui discutida, visto que não é representativa nesta análise.

A Figura 4.14 demonstra o resultado obtido para os diferentes casos. Assim como no estudo anterior, em um dos casos não houve a intercepção da circunferência pela trinca. Isso ocorreu para o caso com maior distância da trinca ao nódulo de grafita.

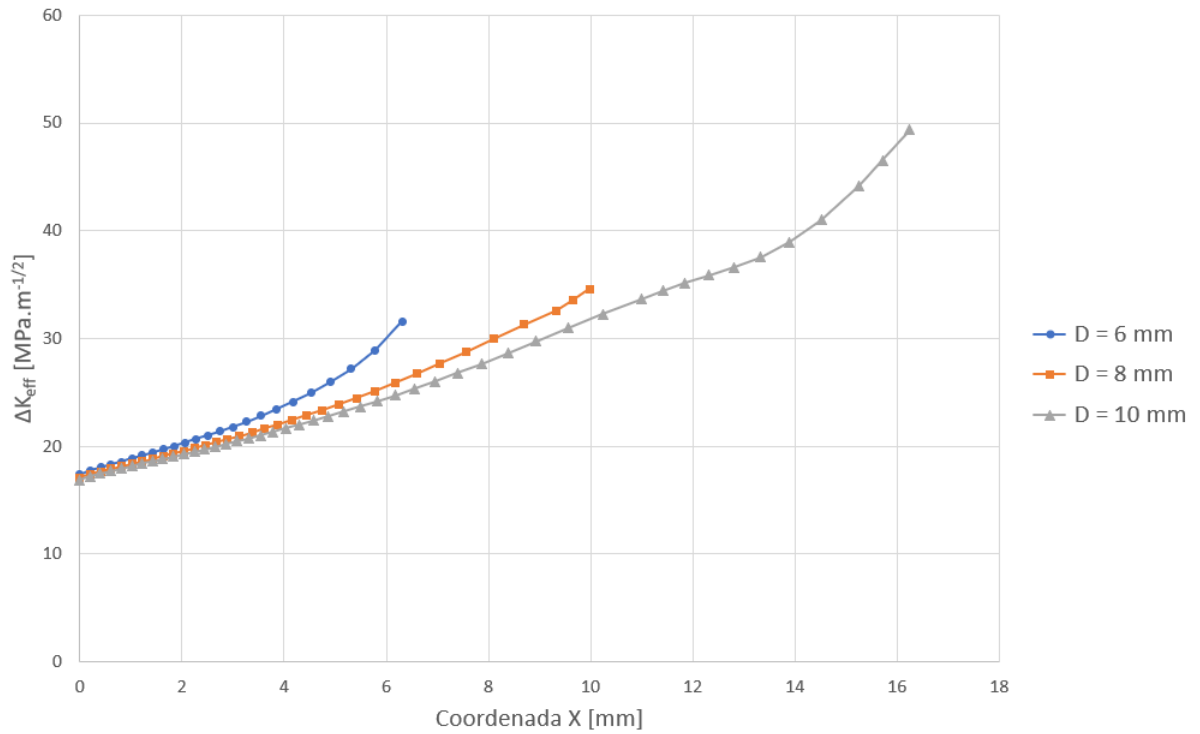
Figura 4.14 – Propagação da trinca para diferentes distâncias do nódulo de grafita à ponta da trinca.



Fonte: Autoria própria (2020).

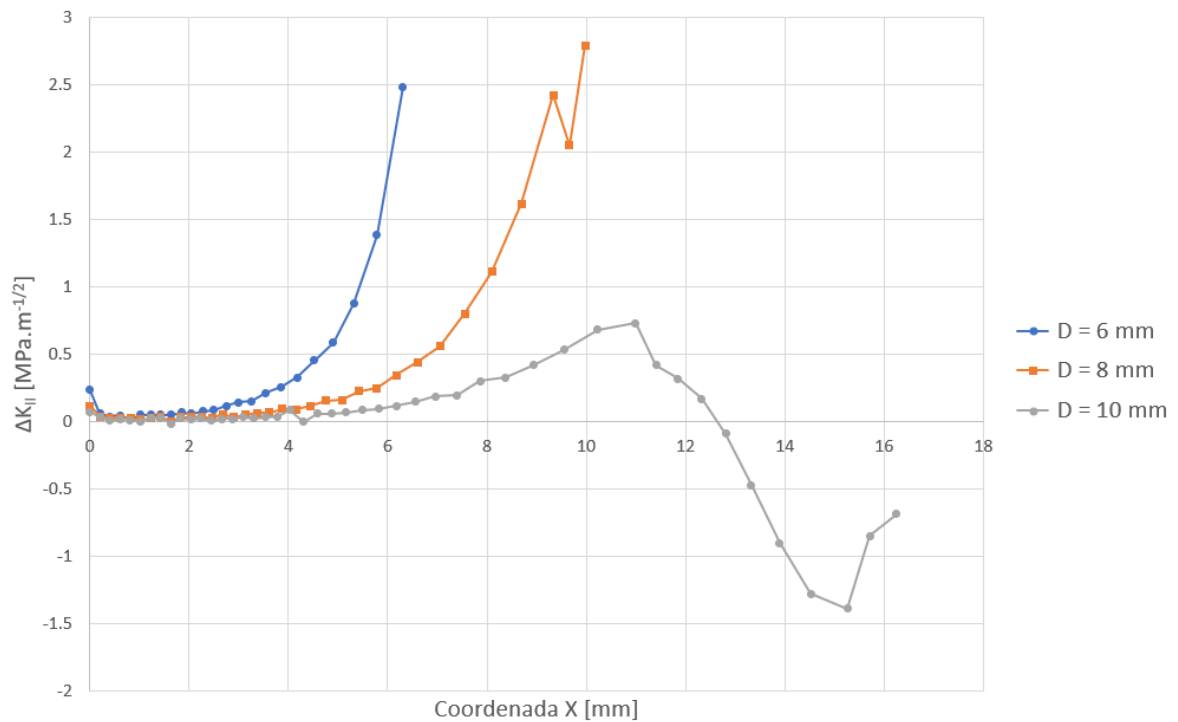
A Figura 4.15 demonstra a variação do fator de intensidade de tensão equivalente com a distância da ponta da trinca. É possível verificar que para a circunferência mais próxima o fator de intensidade de tensão é mais elevado. Na Figura 4.16 é possível notar novamente o comportamento do fator de intensidade de tensão no modo II influenciando no direcionamento da trinca. Para o caso em que a circunferência está mais afastada da ponta da trinca, o fator varia novamente entre o positivo e o negativo, fazendo com que a trinca inicialmente se propague na direção do nódulo e após isso se afaste dele.

Figura 4.15 – Variação do fator de intensidade de tensão equivalente para diferentes distâncias do nóculo à ponta da trinca.



Fonte: Autoria própria (2020).

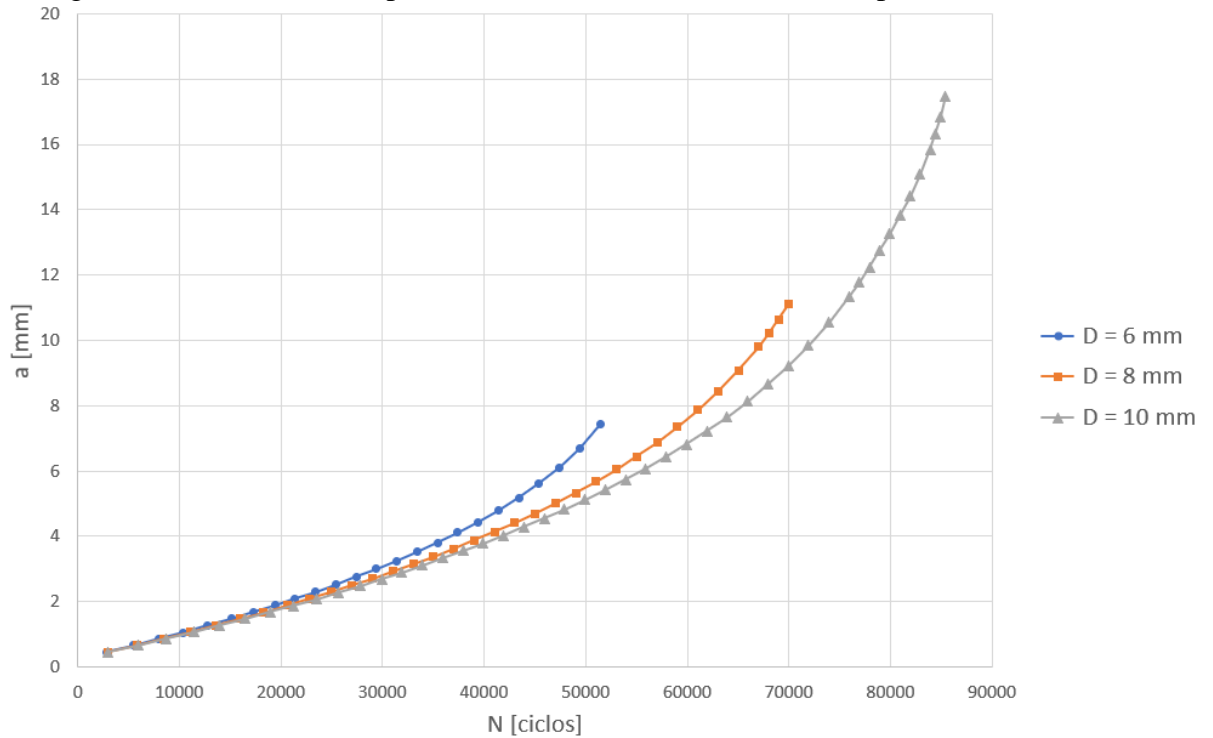
Figura 4.16 – Variação do fator de intensidade de tensão no modo II para diferentes distâncias do nóculo à ponta da trinca.



Fonte: Autoria própria (2020).

Como esperado, a Figura 4.17 demonstra que a menor distância da circunferência à ponta da trinca faz com que haja uma propagação mais rápida da trinca neste caso. Isso é uma consequência direta do maior fator de intensidade de tensão equivalente que este caso apresenta.

Figura 4.17 – Curva $a - N$ para diferentes distâncias do nódulo à ponta da trinca.

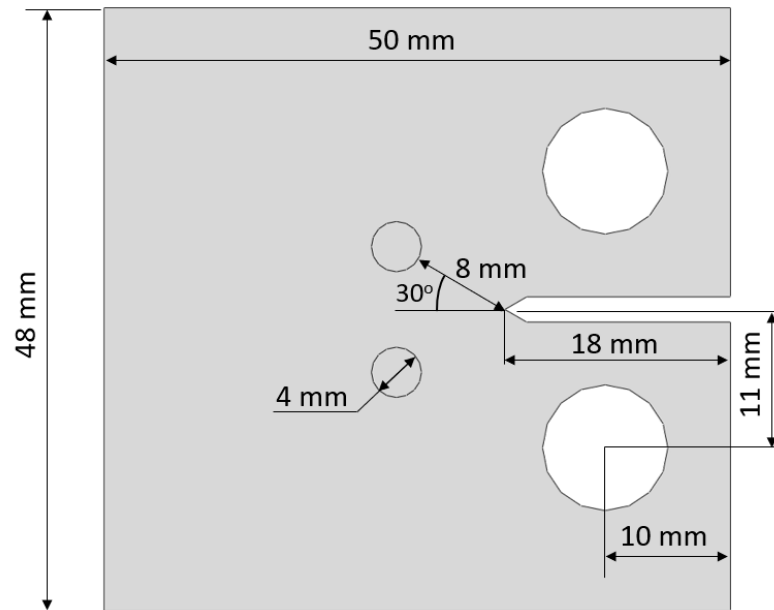


Fonte: Autoria própria (2020).

4.4 Estudo da influência de múltiplos nódulos de grafita na propagação da trinca

Neste estudo verificou-se a influência da presença de dois nódulos na geometria, conforme Figura 4.18. Novamente a geometria utilizada por Silva *et al.* (2007) foi adaptada, desta vez duas circunferências de 4 mm de diâmetro com as propriedades da grafita foram adicionadas à geometria a uma distância inicial de 8 mm da ponta da trinca. A posição do nódulo inferior foi alterada na direção horizontal com incrementos de 2 mm para verificar o efeito sobre os valores dos fatores de intensidade de tensão e sobre o crescimento da trinca em função do número de ciclos e direção de propagação.

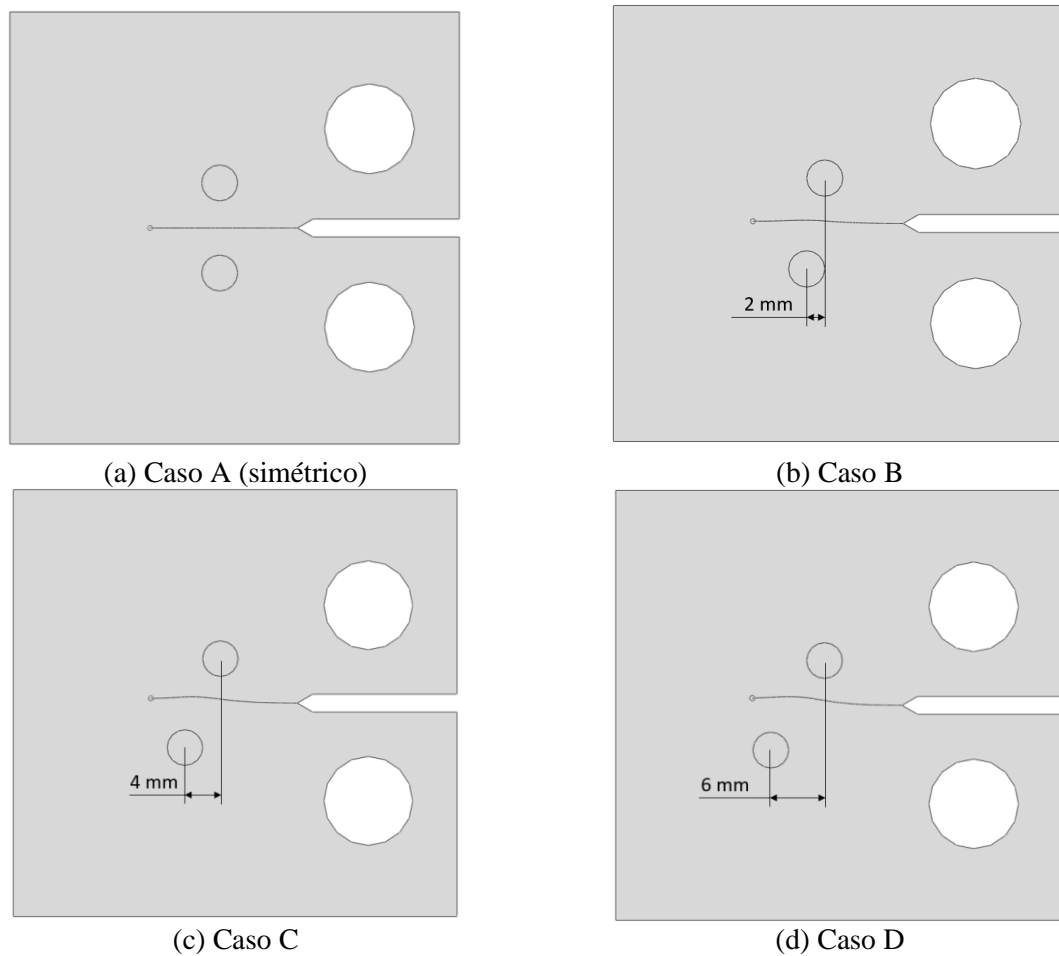
Figura 4.18 – Geometria com dois nódulos de grafita.



Fonte: Autoria própria (2020).

O resultado da propagação da trinca para todos os casos analisados está na Figura 4.19. Conforme esperado, o primeiro caso em que há simetria na geometria a trinca faz sua propagação sem desviar. Nos demais casos ocorreu um desvio na direção da circunferência que estava mais próxima e após um retorno em direção a outra circunferência.

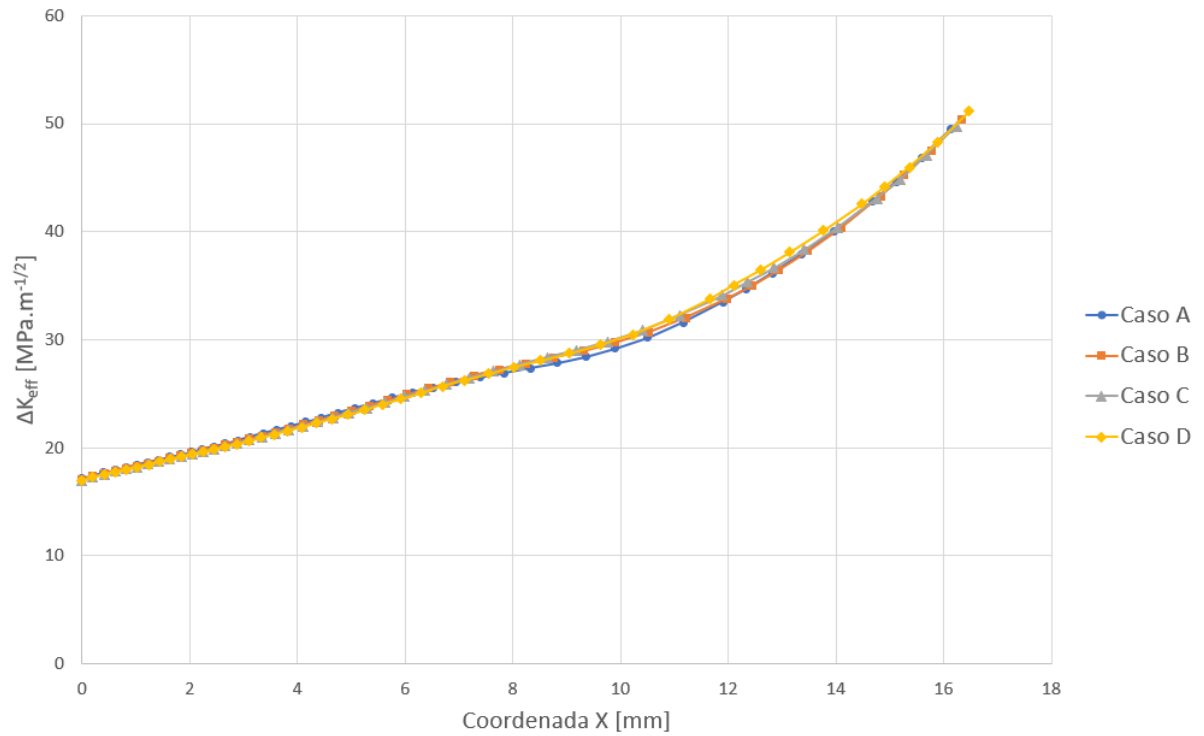
Figura 4.19 – Resultado da propagação da trinca para casos com dois nódulos de grafita.



Fonte: Autoria própria (2020).

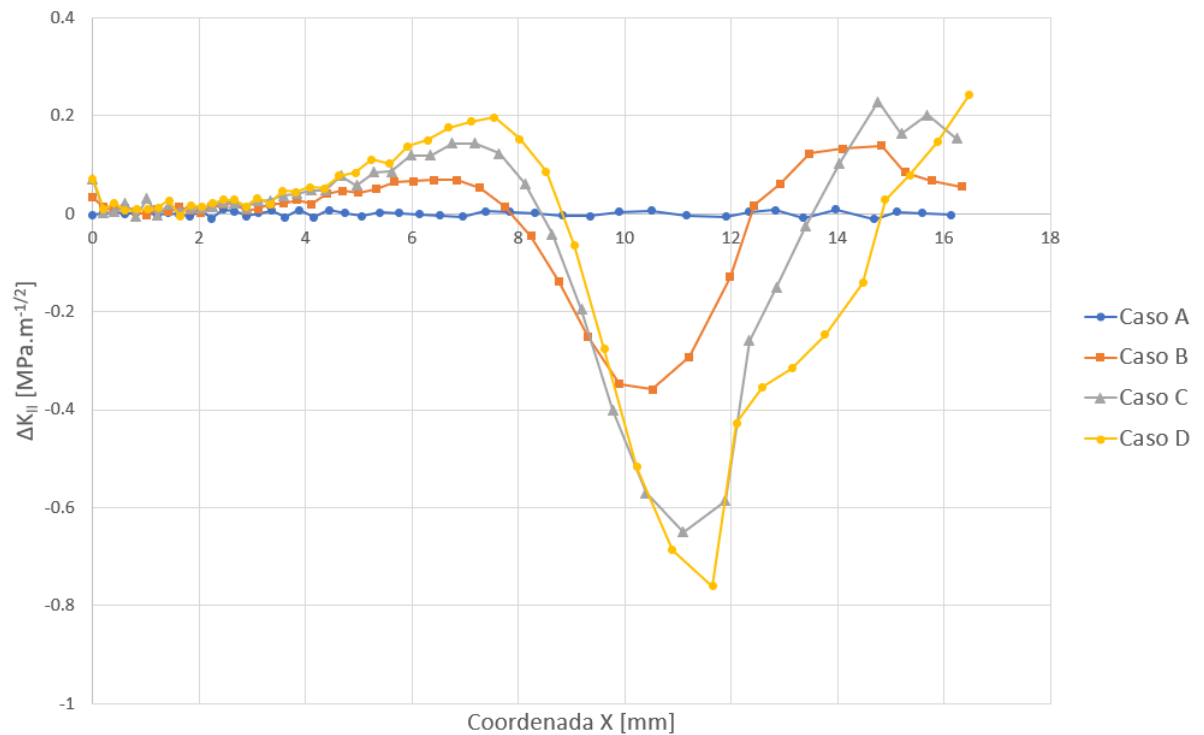
A variação do fator de intensidade de tensão equivalente ao longo da propagação da trinca está na Figura 4.20, não é possível notar grande diferença entre os casos analisados. E novamente, como era esperado após os resultados dos resultados anteriores, o fator de intensidade de tensão no modo II é o responsável pelo direcionamento da trinca. Neste estudo este fato fica ainda mais claro devido ao resultado do caso do posicionamento simétrico dos nódulos, em que o valor de K_{II} ficou muito próximo de zero em todas as iterações. Segunda a equação (30), quando o valor de K_{II} é nulo, a propagação deve ocorrer paralelamente a trinca.

Figura 4.20 – Variação do fator de intensidade de tensão equivalente para os casos estudados.



Fonte: Autoria própria (2020).

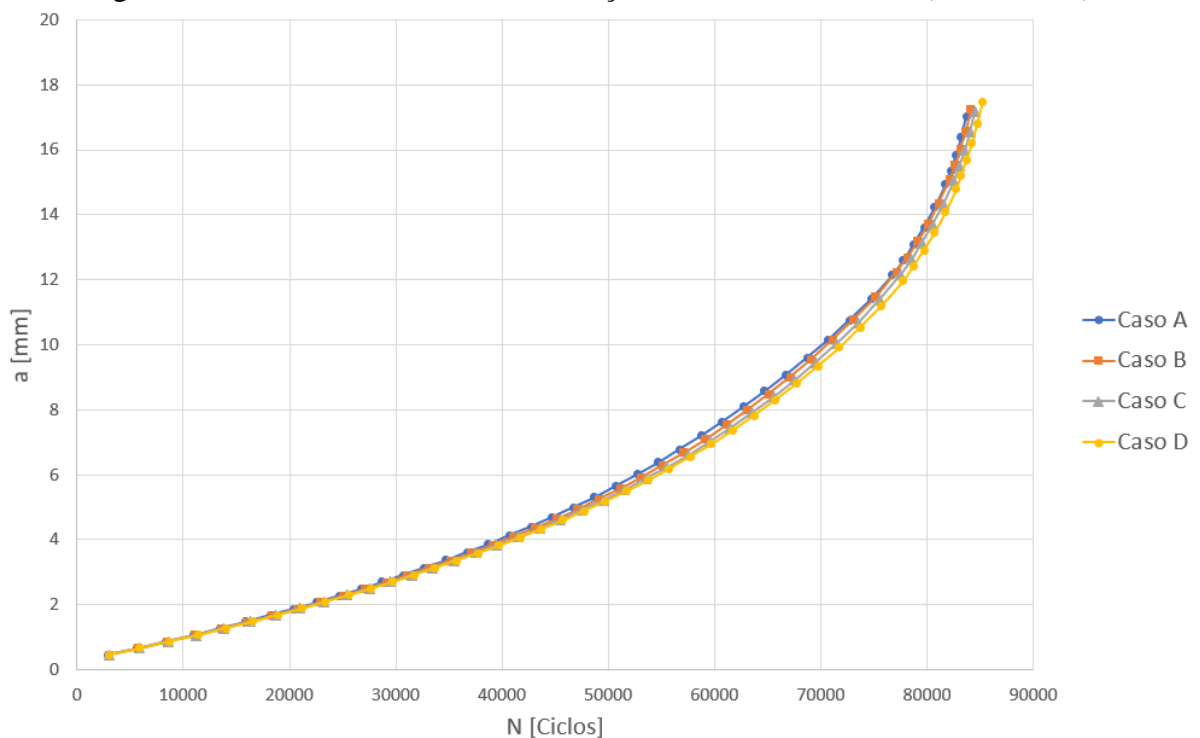
Figura 4.21 – Variação do fator de intensidade de tensão no modo II ao longo da propagação da trinca para os casos estudados.



Fonte: Autoria própria (2020).

Por fim, a curva $a - N$, Figura 4.22, comprova o que já havia sido identificado na curva do fator de intensidade de tensão equivalente, ou seja, não existe diferença relevante entre os casos estudados quando se trata da velocidade de propagação. Entretanto, a presença de outro nódulo influencia significativamente na direção de propagação da trinca, sendo que, no caso D, quando o nódulo inferior está à maior distância da trinca, esta se move muito mais próximo do outro nódulo.

Figura 4.22 – Tamanho da trinca em função do número de ciclos (curva $a - N$).



Fonte: Autoria própria (2020).

4.5 Estudo da propagação da trinca dentro de uma estrutura ADI

Gans *et al.* (2015) descreveram duas variações do material ADI, conforme a Tabela 4.7. Os dois materiais possuem a mesma quantidade de grafita, no total 13% de sua área, entretanto a diferença no diâmetro dos nódulos faz com que a quantidade desses varie significativamente entre os dois exemplares de material.

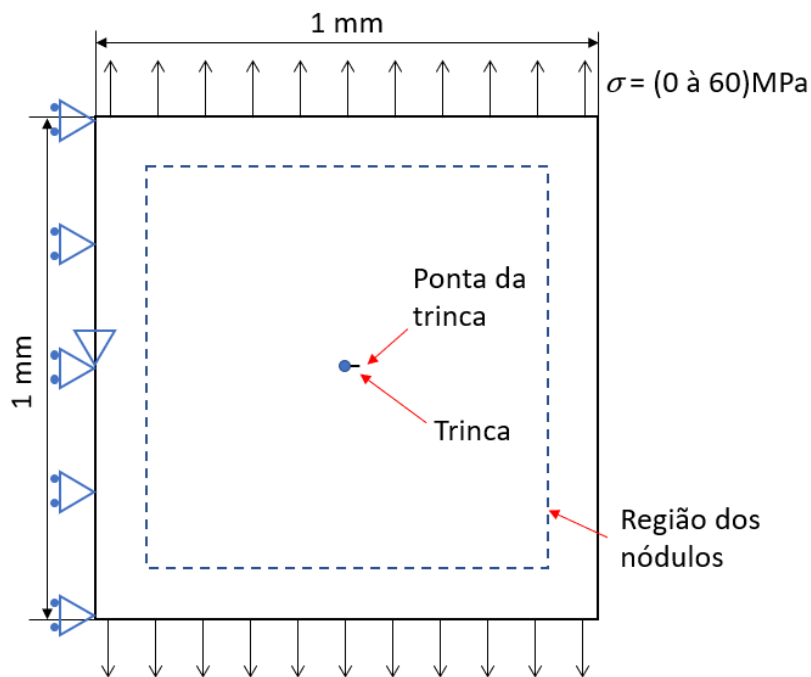
Tabela 4.7 – Características dos materiais ADI utilizados por Gans *et al.* (2015)

Denominação	Fração em área de grafita [%]	Número de nódulos [nódulos/mm ²]	Diâmetro médio do nódulo [μm]
ADI I	13	196	29.1
ADI II	13	532	17.6

Fonte: Adaptado de Gans *et al.* (2015).

Para o último estudo, foi analisada uma área representativa de 1 mm x 1 mm de material ADI, submetida a uma tensão cíclica na direção vertical que varia de 0 a 60 MPa. Uma área central de 0,8 mm x 0,8 mm foi delimitada para posicionamento dos nódulos de grafita, de forma a evitar possíveis efeitos de borda da carga aplicada sobre eles. Nessa área foram adicionados nódulos de grafita conforme as características dos materiais reportados por Gans *et al.* (2015). O primeiro nódulo foi posicionado no centro da geometria e os demais distribuídos aleatoriamente no restante da área delimitada. A trinca, de comprimento 0,01 mm, foi posicionada perpendicularmente à carga e emanando do nódulo central, visto que, segundo Stokes *et al.* (2007), este é o modo de iniciação das trincas em material ADI na ausência de outros defeitos. A Figura 4.23 representa este caso.

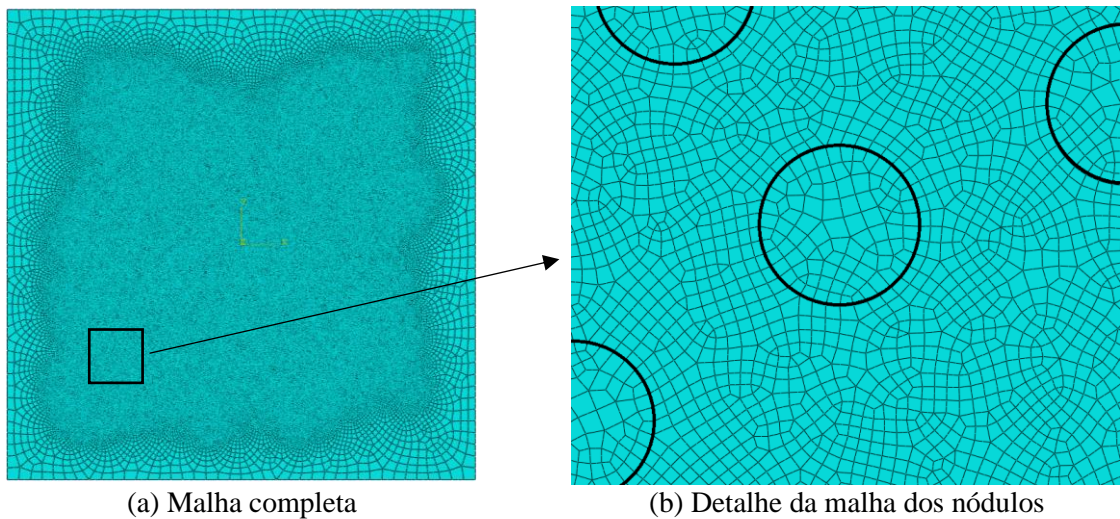
Figura 4.23 – Geometria e condições de contorno para a área representativa de ADI.



Fonte: Autoria própria (2020).

O tamanho global do elemento para estes casos foi definido em 0,025 mm, entretanto, na região dos nódulos há um refinamento da malha, conforme demonstra a Figura 4.24. A malha gerada possui 106551 elementos e 316199 nós.

Figura 4.24 – Malha inicial utilizada para o caso 1 da simulação com área representativa de material ADI I.

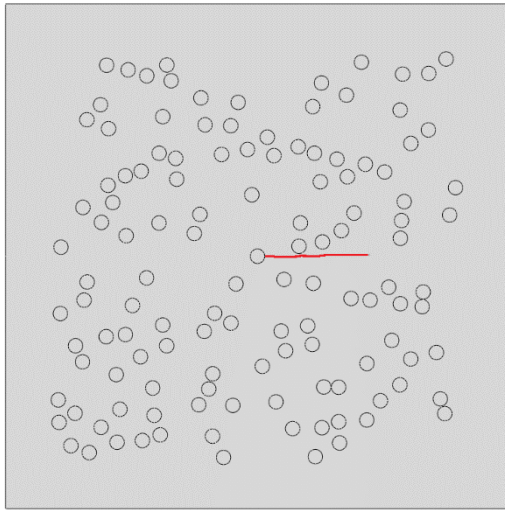


Fonte: Autoria própria (2020).

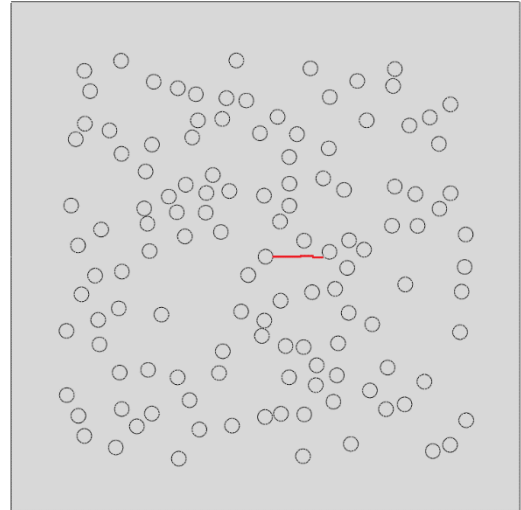
Para cada um dos tipos de ADI foram simulados cinco casos com os nódulos posicionados aleatoriamente. Para gerar a posição dos nódulos foi criada uma sub-rotina em Python, que realiza o posicionamento de um nódulo no centro da geometria, local de origem da trinca, e aleatoriamente determina as coordenadas do centro dos demais nódulos e então os posiciona. O resultado da propagação para o material ADI I está mostrado na Figura 4.25. Como é possível notar, devido a aleatoriedade do posicionamento, a propagação é interrompida nos casos 2, 3, 4 e 5 devido a interceptação da trinca com um nódulo.

O mesmo número de casos foi simulado para o material ADI II. Inicialmente é possível notar a quantidade maior de nódulos, devido à diminuição no diâmetro dos nódulos. Além disso, assim como no ADI I, as trincas não se propagam livremente pois interceptam um nódulo. Isso pode ser observado nos casos 1, 3, 4 e 5. No caso 1, a trinca já interceptou o nódulo na primeira iteração, e, conseqüentemente, a rotina não foi executada para calcular os demais valores, como número de ciclos e fator de intensidade de tensão correspondentes.

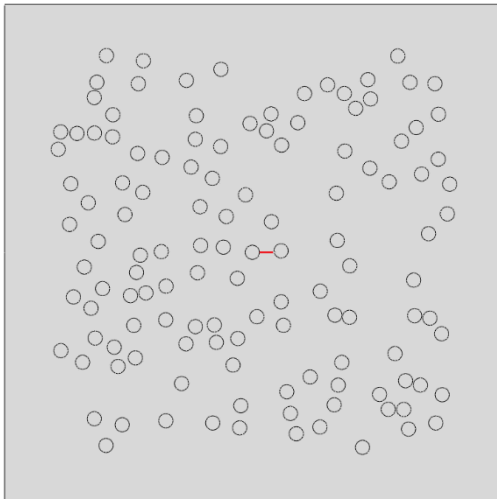
Figura 4.25 – Resultado da propagação da trinca para os casos com nódulos posicionados aleatoriamente no material ADI I.



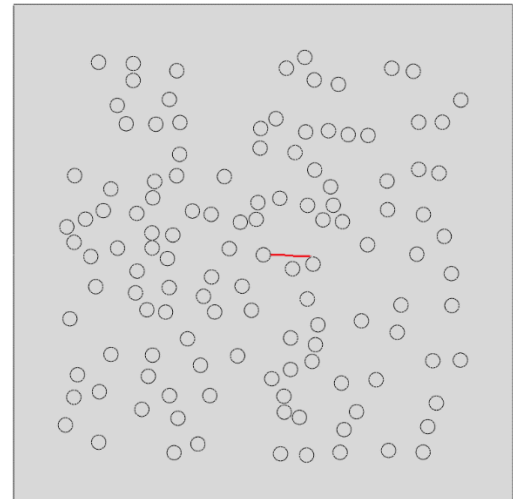
(a) Caso 1



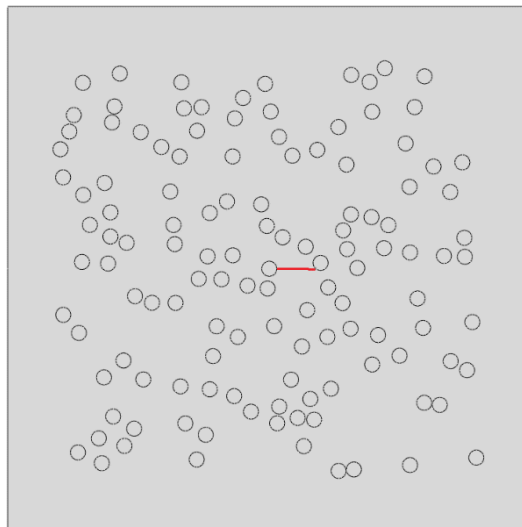
(b) Caso 2



(c) Caso 3



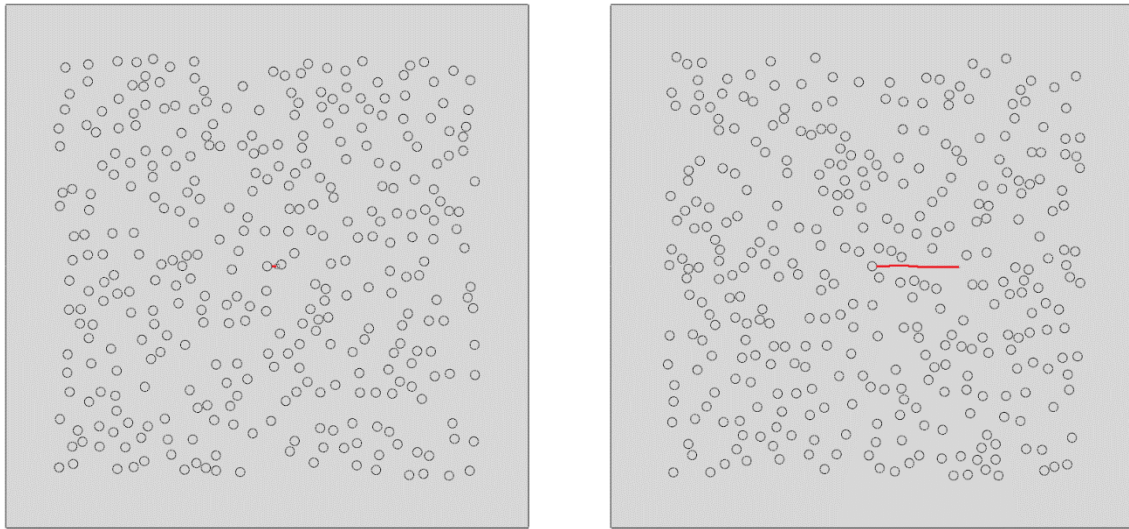
(d) Caso 4



(e) Caso 5

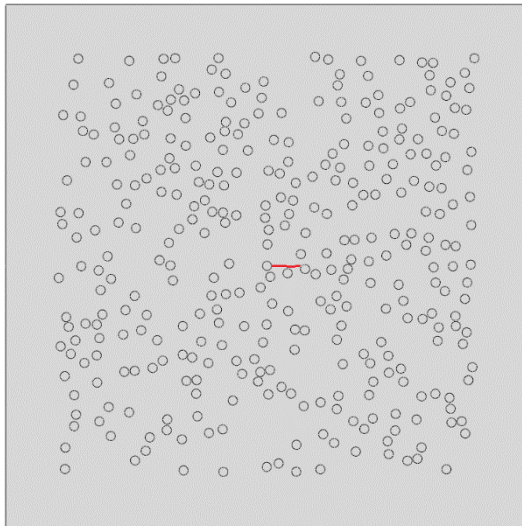
Fonte: Autoria própria (2020).

Figura 4.26 – Resultado da propagação da trinca para os casos com nódulos posicionados aleatoriamente no material ADI II.

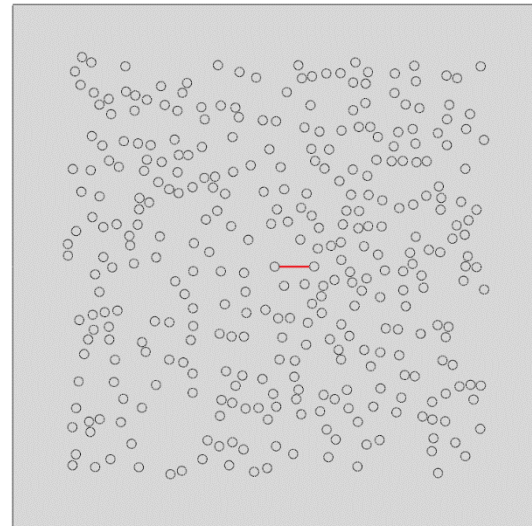


(a) Caso 1

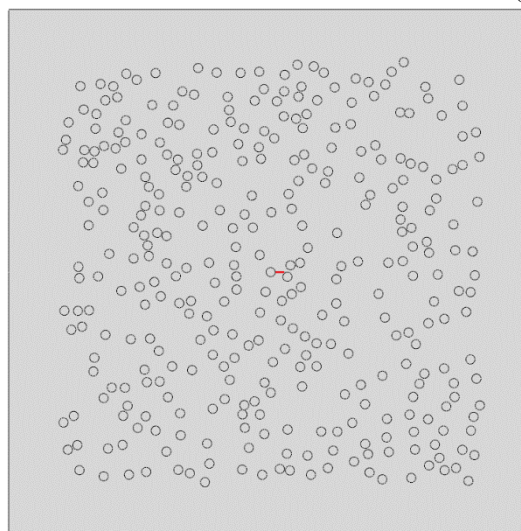
(b) Caso 2



(c) Caso 3



(d) Caso 4



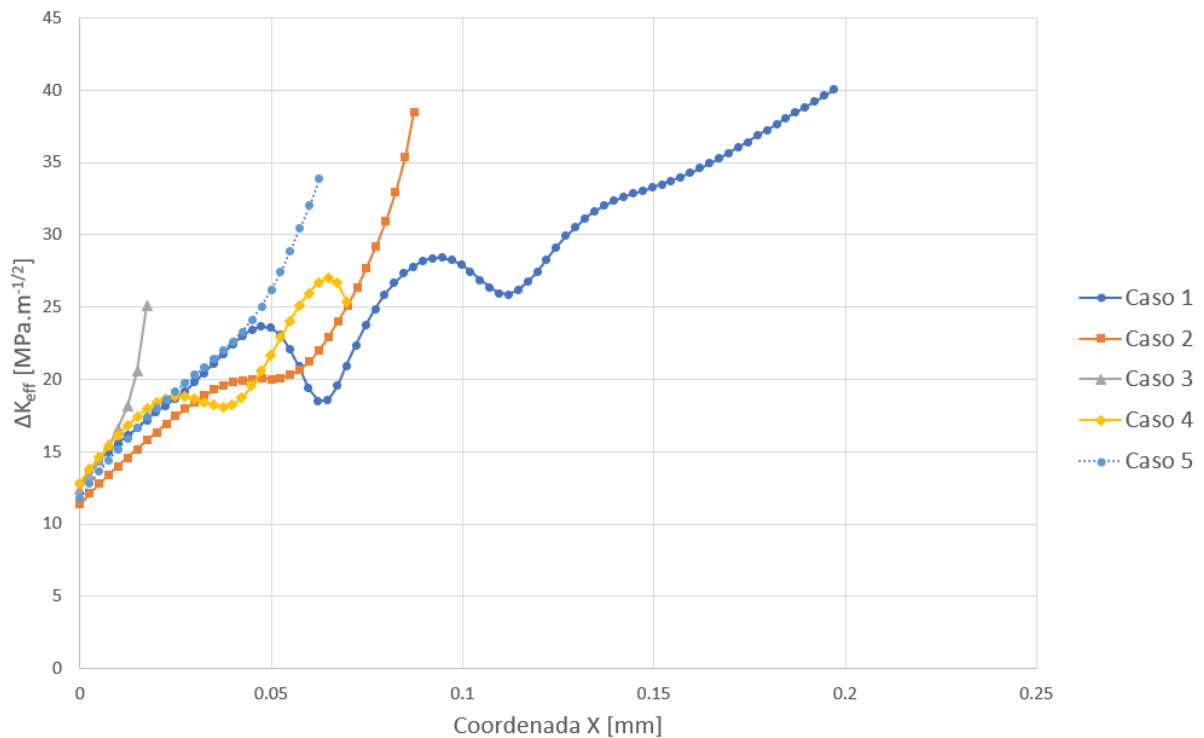
(e) Caso 5

Fonte: Autoria própria (2020).

O fator de intensidade de tensão equivalente também foi obtido a medida que a trinca se propaga, conforme demonstram a Figura 4.27 e a Figura 4.28. O comportamento neste caso não seguiu um padrão. Um dos pontos mais interessantes é a redução que ocorre em certos momentos no valor do ΔK_{eff} , mesmo com o aumento do tamanho da trinca, que pode ser resultante do afastamento da ponta da trinca do nódulo.

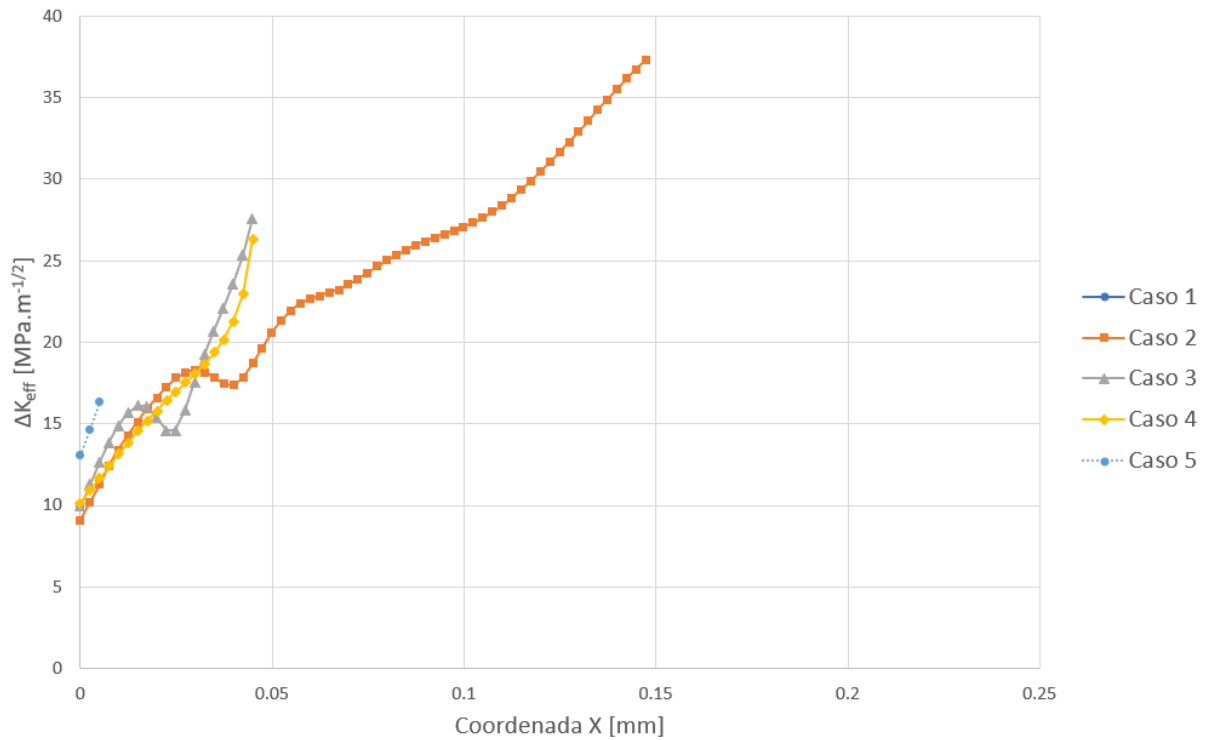
Comparando o fator de intensidade de tensão equivalente nos materiais ADI I e ADI II, é possível notar que há uma diferença no valor inicial desse fator. Enquanto para o material ADI I o valor no início da trinca está em torno de $12,2 \text{ MPa}\cdot\text{mm}^{-1/2}$, para o ADI II o valor está um pouco abaixo, em torno de $10 \text{ MPa}\cdot\text{mm}^{-1/2}$.

Figura 4.27 – Variação do fator de intensidade de tensão equivalente para os casos estudados no material ADI I.



Fonte: Autoria própria (2020).

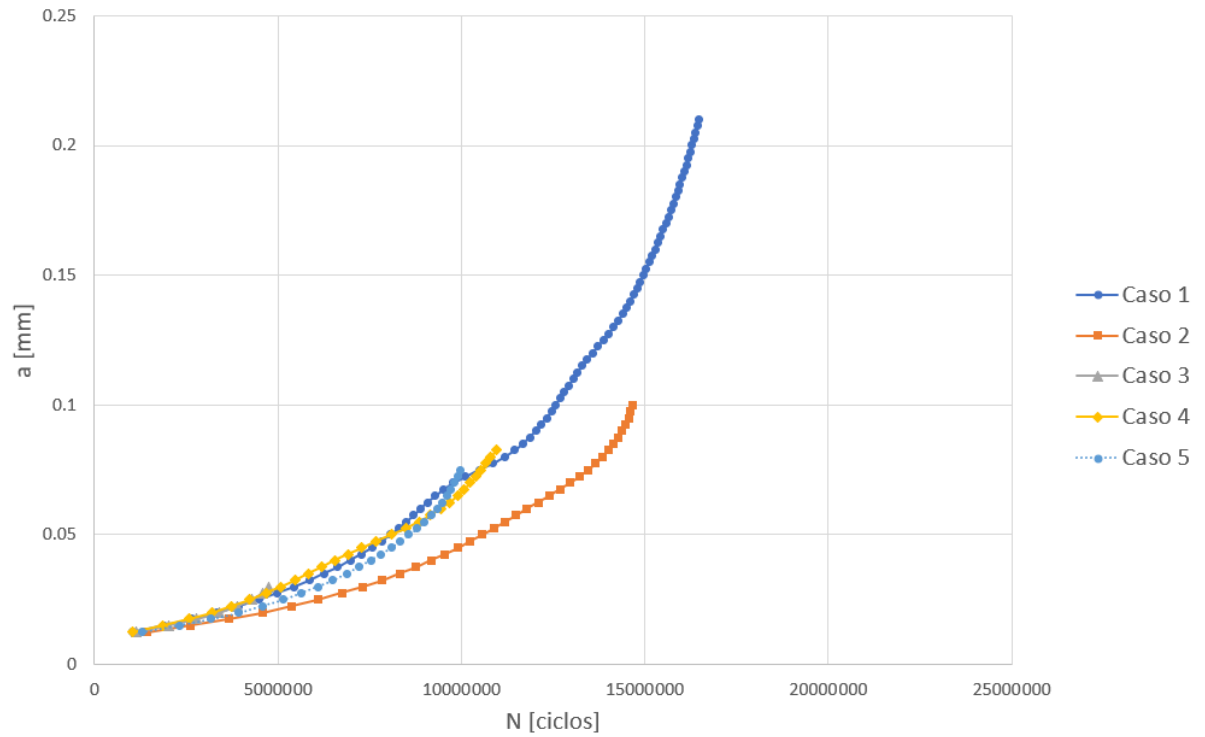
Figura 4.28 – Variação do fator de intensidade de tensão equivalente em função da posição horizontal (x) para os casos estudados no material ADI II.



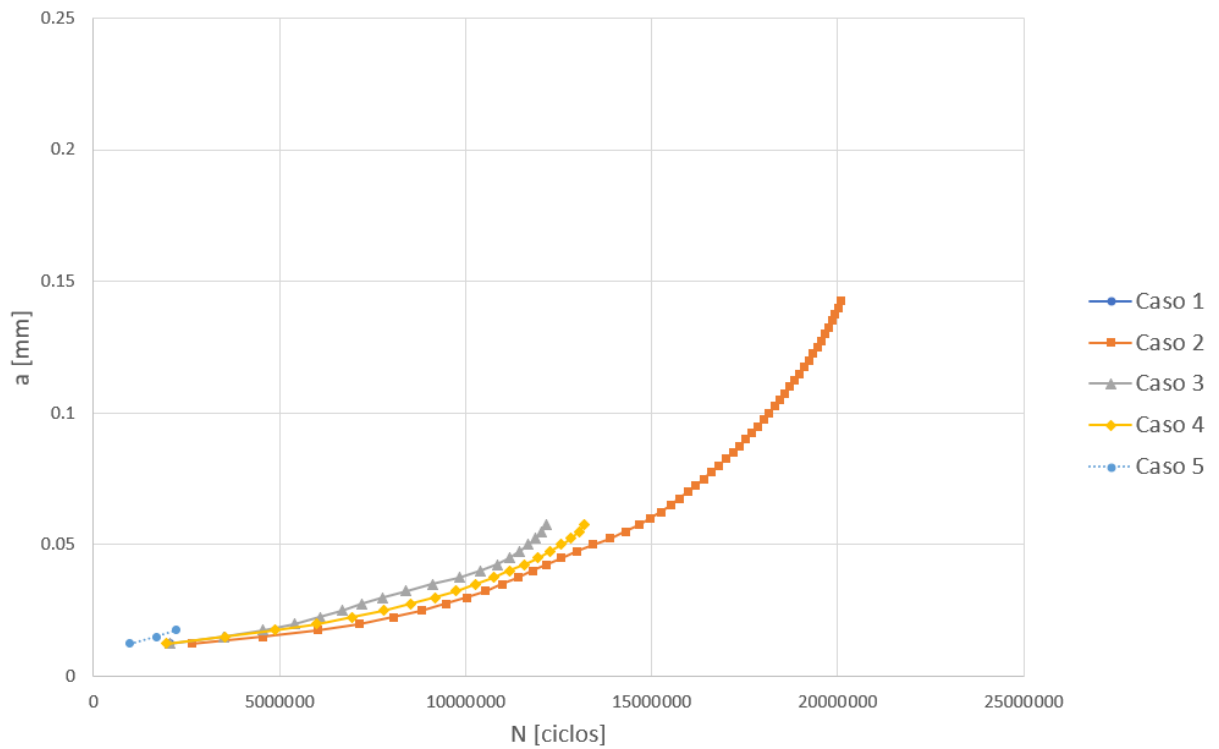
Fonte: Autoria própria (2020).

Na comparação da curva $a - N$ é possível verificar uma grande diferença entre o material ADI I e o ADI II. Há uma grande aceleração no crescimento da trinca para o material com nódulos maiores. É possível notar que para o mesmo número de ciclos a trinca neste material já está muito maior.

Por fim, os resultados também demonstram que as trincas no material com maior número de nódulos têm uma tendência a crescer menos até interceptar um novo nódulo em seu caminho. Pois a quantidade de nódulos é muito superior nesse material, além disso, como verificado ao longo do trabalho a trinca tem uma tendência a se propagar na direção do nódulo, dependendo da distância e do tamanho do nódulo. No caso 1 do material ADI I e no caso 2 do material ADI II, o limite de memória computacional (50GB memória física) foi atingido e a simulação foi encerrada antes da trinca alcançar um nódulo. Desconsiderando estes casos, e considerando os demais, a trinca teve uma propagação média de 0,071 mm no material ADI I e de 0,036 mm no material ADI II, que é praticamente a metade do tamanho da média do ADI I.

Figura 4.29 – Curvas $a - N$ obtidas para o material ADI I.

Fonte: Autoria própria (2020).

Figura 4.30 – Curvas $a - N$ obtidas para o material ADI II.

Fonte: Autoria própria (2020).

5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

5.1 CONCLUSÕES GERAIS

Os materiais ADI apresentam resistências à fadiga mais elevadas que os demais ferros fundidos, sendo um dos únicos materiais dessa classe que compete com aços carbono nesses quesitos. A maior resistência à fadiga está correlacionada com sua microestrutura. Diversos trabalhos recentes estudaram a propagação de trincas em ADI para entender seu mecanismo, sendo investigado também, neste contexto, o efeito dos nódulos de grafita.

Neste trabalho foi realizada a implementação de uma rotina numérico-computacional junto a um código comercial de elementos finitos para o estudo de propagação de trinca em material ADI. Inicialmente, foi realizada a validação do modelo. Para isso, três problemas encontrados na literatura foram simulados. Os problemas avaliaram o crescimento de uma trinca e o tempo de vida em fadiga em um material homogêneo. Para o problema de tempo de vida, obteve-se uma boa correlação entre o resultado da literatura e o resultado do modelo implementado, com erros inferiores a 10%. Para a propagação da trinca os resultados também foram satisfatórios, sendo possível correlacionar o resultado de propagação obtido pela rotina com aquele da literatura.

Em seguida, foram realizados estudos para demonstrar a influência que nódulos de grafita têm sobre o fator de intensidade de tensão e sobre a propagação da trinca. Foi verificado que a proximidade da ponta da trinca ao nódulo e o tamanho do nódulo tem influência direta no valor do fator de intensidade de tensão. Dois fatores de intensidade de tensão foram analisados: o modo I (tração) e o modo II (cisalhamento). Foi demonstrado que com a presença do nódulo, sob carga trativa, o fator de intensidade de tensão no modo II não é nulo e, conseqüentemente, há alteração na direção de propagação da trinca. Portanto, a presença de nódulos influencia principalmente na direção de propagação da trinca e pode acelerar a propagação da trinca devido ao aumento no valor do fator de intensidade de tensão. Entretanto, esses pontos ainda não justificam a maior vida em fadiga desses materiais, observada em testes experimentais.

O último estudo, com distribuição dos nódulos e propriedades mecânicas de forma a representar uma estrutura real de ADI, demonstrou que nos materiais com nódulos de menor diâmetro a trinca tende a interceptar o próximo nódulo em uma quantidade menor de ciclos. Conseqüentemente, para uma mesma fração em área de grafita, uma trinca que se propague num material com nódulos menores tenderá a interceptar uma maior quantidade de nódulos do

que uma trinca que se propaga em um ADI com nódulo de maior diâmetro. O que sugere que o efeito protetivo dos nódulos pode estar correlacionado com a quantidade de nódulos interceptados e a energia para nucleação de novas trincas nesses nódulos.

5.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Como sugestões de trabalhos futuros, em continuidade à esta dissertação, pode-se citar:

- Teste da rotina implementada com outras geometrias mais complexas, simulando regiões de peças reais e comparando com resultados de testes físicos;

- Modelagem da interface grafita/matriz, visto que no presente trabalho ela foi considerada como união perfeita e a modelagem desta região pode trazer uma melhor aproximação do fenômeno real;

- Estudo do fenômeno e implementação de rotina para propagação da trinca pelo contorno do nódulo, visto que isso pode ser importante para determinação do tempo de vida do componente;

- Neste trabalho foi implementada a teoria da máxima tensão tangencial, mas foram citadas diversas outras teorias de propagação de trinca existentes. Então, pode-se também implementar outras teorias e avaliar qual delas é mais adequada e se adapta melhor à cada caso de carregamento;

- Implementação de rotina para propagação de trinca tridimensional, desta forma os nódulos serão modelados como esferas, sendo mais próximo da realidade;

- Verificação dos efeitos da plasticidade na propagação da trinca. Este efeito é ainda pouco estudado mas pode ser importante em determinadas situações onde ocorrem regiões relativamente grandes de plastificação como na ponta da trinca ou na interface nódulo/matriz do ADI;

- Implementação de múltiplas trincas para verificar a teoria proposta por Greno *et al.* (1999), em que a trinca principal sofre desvios para interceptar trincas secundárias que estão nas proximidades de nódulos.

6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABAQUS. **Abaqus 6.14 Analysis User's Guide**. Providence, RI, United States of America: Dassault Systèmes, 2014.

ABAQUS. **Abaqus 6.14 Theory Guide**. Providence, RI, United States of America: Dassault Systèmes, 2014.

ANDERSON, T. L. **Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications**. 3. ed. Boca Raton, United States of America: Taylor & FrancisGroup, 2005.

BOLD, P. E.; BROWN, M. W.; ALLEN, R. J. Shear mode crack growth and rolling contact fatigue. **Wear**, v. 144, p. 307 – 317, 1991.

BOLJANOVIĆ, S.; MAKSIMOVIĆ, S. Analysis of the crack growth propagation process under mixed-mode loading. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 78, p. 1565 – 1576, 2011.

BRUNETTI, C.; LEITE, M. V.; PINTAUDE, G. Effect of specimen preparation on contact fatigue wear resistance of austempered ductile cast iron. **Wear**, v. 263, p. 663 – 668, 2007.

CALLISTER Jr., W. D. **Ciência e Engenharia de Materiais: Uma Introdução**. 7. ed. Rio de Janeiro, Brasil: LTC, 2011.

CHEN, W. R.; KEER, L. M. Fatigue Crack Growth in Mixed Mode Loading. **Journal of Engineering Materials and Technology**, v. 113, p. 222 – 227, 1991.

CHIAVERINI, V. **Aços e ferros fundidos: características gerais, tratamentos térmicos, principais tipos**. São Paulo, Brasil: ABM, 1996.

DI COCCO, V.; IACOVIELLO, F. Ductile cast iron: Microstructure influence on the damaging micromechanisms in overload fatigue cracks. **Engineering Failure Analysis**, v. 82, p. 340 – 349, 2017.

DIAS, J. F. **Estudo do comportamento à fadiga em ferro fundido nodular austemperado (ADI) sujeito a carregamento de amplitude variável**. Dissertação (Doutorado em Engenharia de Estruturas) Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG). Belo Horizonte, Minas Gerais, p. 204, 2006.

DIETER, G. E. **Metalurgia Mecânica**. 2. ed. Rio de Janeiro, Brasil: Guanabara Dois, 1981.

DOMMARCO, R. C.; JAUREGUIBERRY, A. J.; SIKORA, J. A. Rolling contact fatigue resistance of ductile iron with different nodule counts and matrix microstructures. **Wear**, v. 261, n. 2, p. 172 – 179, 2006.

ERDOGAN, F.; SIH, G. C. On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear. **Journal of Basic Engineering**, v. 85, n. 4, p. 519 – 525, 1963.

GANS, L. H. A.; GUESSER, W. L.; LUERSEN, M. A.; DA SILVA, C. H. Numerical analysis of the influence of graphite nodule size on the pitting resistance of austempered ductile iron gears. **Advanced Materials Research**, v. 1120 – 1121, p. 763 – 772, 2015.

GRASSO, M.; XU, Y.; RUSSO, R.; ROSIELLO, V. Mixed mode fatigue crack propagation behaviour of aluminium F357 alloy. **Engineering Failure Analysis**, v. 90, p. 463 – 47, 2018.

GRENO, G. L.; OTEGUI, J. L.; BOERI, R. E. Mechanisms of fatigue crack growth in austempered ductile iron. **International Journal of Fatigue**, v. 21, n. 1, p. 35 – 43, 1999.

KOKINI, K.; MARANGONI, R. D.; DOROGY, G. M.; EZZAT, H. A. Crack propagation under mode II loading: An effective stress intensity factor method. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 28, n. 1, p. 93 – 100, 1987.

LAZZARON, J. **Análise numérica do crescimento de trinca sob influência de nódulos de grafita submetida à flexão presente na raiz de dentes de engrenagem**. Trabalho de Conclusão de Curso – Universidade Tecnologia Federal do Paraná (UTFPR). Curitiba, Paraná, p. 118, 2016.

LEFEVRE, J.; HAYRYNEN, K. L. Austempered materials for powertrain applications. **Journal of Materials Engineering and Performance**, v. 22, n. 7, p. 1914 – 1922, 2013.

MARTINS, R.; SEABRA, J.; MAGALHÃES, L. Austempered ductile iron (ADI) gears: Power loss, pitting and micropitting. **Wear**, v. 264, n. 9 – 10, p. 838 – 849, 2008.

PANNEERSELVAM, S.; PUTATUNDA, S. K.; GUNDLACH, R.; BOILEAU, J. Influence of intercritical austempering on the microstructure and mechanical properties of austempered ductile cast iron (ADI). **Material Science and Engineering: A**, v. 694, p. 72 – 80, 2017.

PEDRO, D. I.; DOMMARCO, R. C. Rolling contact fatigue resistance of Carbide Austempered Ductile Iron (CADI). **Wear**, v. 418 – 419, p. 94 – 101, 2019.

QIAN, J.; FATEMI, A. Mixed mode fatigue crack growth: A literature survey. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 55, n. 6, p. 969 – 990, 1996

REBASA, N.; DOMMARCO, R.; SIKORA, J. Wear resistance of high nodule count ductile iron. **Wear**, v. 253, p. 855 – 861, 2002.

ROSA, E. **Análise de resistência mecânica (Mecânica da fratura e fadiga)**. Apostila UFSC, 2002.

SILVA, A. L. L.; DE JESUS, A. M. P.; XAVIER, J.; CORREIA, J. A. F. O.; FERNANDES, A. A. Combined analytical-numerical methodologies for the evaluation of mixed-mode (I + II) fatigue crack growth rates in structural steels. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 185, p. 124 – 138, 2017.

STOKES, B.; GAO, N.; REED, P. A. S. Effects of graphite nodules on crack growth behaviour of austempered ductile iron. **Materials Science and Engineering: A**, v. 445 – 446, p. 374 – 385, 2007.

SUGUINOSHITA, G.; LUERSEN, M. A.; DA SILVA, C. H. Influência das características dos nódulos no comportamento de trincas em matriz de ferro fundido. **70° Congresso Anual da ABM**, p. 426 – 435, Rio de Janeiro, 2015.

SUGUINOSHITA, G.; DA SILVA, C. H.; LUERSEN, M. A. A finite element study of the influence of graphite nodule characteristics on a subsurface crack in a ductile cast iron matrix under a contact load. **Computer Modeling in Engineering & Sciences**, v. 117 (1), p. 59 – 71, 2018.

TANAKA, K. Fatigue crack propagation from a crack inclined to the cyclic tensile axis. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 6, n.3, p. 493 – 498, 1974.

YAN, W.; PUN, C. L.; WU, Z; SIMON, G. P. Some issues on nanoindentation method to measure the elastic modulus of particles in composites. **Composites: Part B**, v. 42, p. 2093–2097, 2011.