

CENTRO UNIVERSITÁRIO DA FEI  
CAIO FELIPE VINTURINI

**CARACTERIZAÇÃO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DA TAXA DE  
PROPAGAÇÃO DE TRINCAS POR FADIGA EM AÇOS DE APLICAÇÃO  
ESTRUTURAL AUTOMOTIVA**

São Bernardo do Campo

2019

CAIO FELIPE VINTURINI

**CARACTERIZAÇÃO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DA TAXA DE  
PROPAGAÇÃO DE TRINCAS POR FADIGA EM AÇOS DE APLICAÇÃO  
ESTRUTURAL AUTOMOTIVA**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Centro Universitário FEI, como parte dos requisitos necessários para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica. Orientado pelo professor Dr. Gustavo Henrique Bolognesi Donato.

São Bernardo do Campo

2019

Vinturini, Caio Felipe.

CARACTERIZAÇÃO NUMÉRICA-EXPERIMENTAL DA TAXA DE PROPAGAÇÃO DE TRINCAS POR FADIGA EM AÇOS DE APLICAÇÃO ESTRUTURAL AUTOMOTIVA/ Caio Felipe Vinturini. São Bernardo do Campo, 2019.

139 f. : il.

Dissertação - Centro Universitário FEI.

Orientador: Prof. Dr. Gustavo Henrique Bolognesi Donato.

1. Mecânica da fratura linear elástica. 2. Taxa de propagação de trinca por fadiga. 3. Fator de intensidade de tensão. 4. Aços estruturais automotivos. I. Bolognesi Donato, Gustavo Henrique orient. II. Título.

**Aluno:** Caio Felipe Vinturini

**Matrícula:** 216105-7

**Título do Trabalho:** Caracterização numérico-experimental da taxa de propagação de trincas por fadiga em aços de aplicação estrutural automotiva.

**Área de Concentração:** Materiais e Processos

**Orientador:** Prof. Dr. Gustavo Henrique Bolognesi Donato

**Data da realização da defesa:** 27/02/2019

**ORIGINAL ASSINADA**

### Avaliação da Banca Examinadora:

---

---

---

---

---

---

---

---

São Bernardo do Campo,     /     /     .

### MEMBROS DA BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Gustavo Henrique Bolognesi Donato     Ass.: \_\_\_\_\_

Prof. Dr. Marco Antonio Colosio     Ass.: \_\_\_\_\_

Prof. Dr. Maurício de Carvalho Silva     Ass.: \_\_\_\_\_

A Banca Julgadora acima-assinada atribuiu ao aluno o seguinte resultado:

APROVADO

REPROVADO

### **VERSÃO FINAL DA DISSERTAÇÃO**

**APROVO A VERSÃO FINAL DA DISSERTAÇÃO EM QUE  
FORAM INCLUÍDAS AS RECOMENDAÇÕES DA BANCA  
EXAMINADORA**

Aprovação do Coordenador do Programa de Pós-graduação

Dedico esta dissertação aos meus pais e irmão, Pedro, Fátima e Breno, pelo particular fulcro dado em tudo na minha vida, e a minha esposa e filha, Jessika e Paola, por todo auxílio, paciência e amor.

## AGRADECIMENTOS

A Deus.

Aos meus dedicados pais e irmão, Pedro, Fátima e Breno, que me deram todo o suporte necessário para tornar esse trabalho concretizado, sempre me apoiando e incentivando com todo amor que eles poderiam prover.

A minha esposa Jessika, que por já ter trilhado o caminho do stricto sensu, me deu um exímio exemplo de determinação, profissionalismo e dedicação na área acadêmica. Além de compreender as mais diversas ausências durante esse período.

A minha filha Paola, que mesmo sem saber, me preenchia de energia com apenas um sorriso e sons que nem mesmo eram palavras.

Ao meu prezado orientador Prof. Dr. Gustavo Henrique B. Donato, pela orientação, estímulo nas horas difíceis, exemplo de dedicação e competência em todas as áreas da vida.

Aos membros da banca de avaliação da minha dissertação, Prof. Dr. Maurício de Carvalho Silva e Prof. Dr. Marco Antonio Colosio, pelas recomendações e acréscimos feitos no desenvolvimento desse trabalho.

Aos funcionários do Centro de Laboratórios Mecânicos do Centro Universitário FEI, os quais sempre foram muito solícitos e de distinta competência para executar ou apoiar as tarefas necessárias para a realização desse trabalho.

## RESUMO

Componentes estruturais automotivos são projetados com o emprego da filosofia de vida infinita ou vida segura. Essas filosofias se fazem necessárias uma vez que não é garantida a realização de inspeções periódicas pelo público em geral e a utilização do veículo é muito distinta entre usuários; como resultado, em muitos casos, esta prática pode resultar em superdimensionamento. Se considerados os crescentes requisitos em termos de eficiência operacional e redução de custos, tais práticas parecem antagônicas. Entretanto, se consideradas grandes frotas, empresas de transporte baseadas em aplicativos e principalmente a tendência de grande aderência do consumidor a *car sharing*, emerge a possibilidade de verificação de regiões mais solicitadas da estrutura veicular com frequência previamente determinada, gerando a oportunidade da aplicação da abordagem de tolerância ao dano no setor automotivo. A grande vantagem de tal abordagem é a possibilidade de otimização estrutural com melhoria na eficiência energética e custo, por outro lado, a abordagem de tolerância ao dano demanda inspeções periódicas e avaliação de integridade estrutural suportadas por propriedades mecânicas acuradas dos materiais. A necessidade de tais propriedades mecânicas acopladas com uma filosofia de otimização estrutural motivou esse estudo. Neste contexto, este trabalho apresenta a caracterização experimental da taxa de propagação de trincas à fadiga para quatro aços selecionados: alta resistência baixa liga conhecido como HSLA420, aços do tipo *dual phase* DP600 e DP1200, e aço tipo *press hardening steel* PHS, sendo que a aplicação desses aços é destinada a reforços de coluna A, coluna B, vigas de impacto, barras de porta e reforços transversais de assoalho e teto. Para caracterizar os materiais apresentados acima, se faz necessária a exploração detalhada da mecânica da fratura linear elástica, utilizando o fator de intensidade de tensão  $K$  como descritor dos campos de tensões, deformações e deslocamentos à frente de um defeito do tipo trinca, admitindo comportamento predominantemente elástico-linear. Neste contexto, para que a resistência à propagação de trincas seja quantificada, é essencial a correta apuração dos coeficientes  $m$  e  $C$  da Lei de Paris. Em suma, o objetivo central é discutir e apresentar boas práticas que garantam a disponibilidade das referidas propriedades mecânicas à propagação de trincas por fadiga (conduzindo a curvas  $da/dN$  vs.  $\Delta K$ ) respeitando a similitude, ou seja, que a mecânica da fratura permaneça válida e os campos de tensões presentes nos corpos de prova laboratoriais sejam representativos daqueles simulados virtualmente e encontrados em estruturas veiculares reais. Os objetivos colocados foram atingidos possibilitando a caracterização dos materiais estudados e a aplicação exploratória da filosofia de tolerância ao dano em um veículo comercial, empregando as propriedades dos materiais estudados e demonstrando oportunidades de redução de massa. Este arcabouço conceitual e numérico-experimental pode representar uma contribuição para o uso de abordagens tolerantes a dano no setor automotivo, favorecendo estruturas otimizadas e seguras que conduzam a menores custos e maior eficiência energética.

Palavras-chave: Mecânica da fratura linear elástica. Taxa de propagação de trinca por fadiga. Fator de intensidade de tensão. Aços estruturais automotivos.

## ABSTRACT

Automotive structural components are designed using the infinite life or safe life approaches. Such philosophies are necessary since periodic inspections by the general public are not guaranteed and the use of vehicles is very different among users; consequently, such approach often leads to over dimensioning. However, if large fleets, transport based upon app companies and especially the trend of high consumer adherence to car sharing are considered, the possibility of verifying the most severely loaded regions of the vehicular structure with a predetermined frequency emerges, generating the opportunity to apply damage tolerant approaches in the automotive sector; the advantage of such an approach is the possibility of structural optimization with improved energy efficiency and lower cost; on the other hand, this approach requires periodic inspections and structural integrity assessment supported by accurate mechanical properties of the materials. The necessity of such mechanical properties to support the philosophy of structural optimization motivated this study. In this context, this work presents the experimental characterization of the fatigue crack growth rate of four selected steels, including: high resistance low alloy known as HSLA420, dual phase DP600 and DP1200 steels, and finally a press hardening steel PHS; the application of such steels is intended for reinforcements of column A, column B, impact beams, door bars and transverse reinforcements of floor and roof. In order to characterize the materials presented above, it is necessary the detailed exploration of the linear elastic fracture mechanics, using the stress intensity factor  $K$  as the descriptor of the stress, strain and displacement fields in front of a crack-like defect, assuming predominantly linear-elastic response. In this context, to be able to quantify the resistance against fatigue crack growth, the correct determination of  $m$  and  $C$  parameters of the Paris Law is essential. Consequently, the main objective is to discuss and present good practices that guarantee fatigue crack growth experimentation for the studied materials (leading to  $da/dN$  vs.  $\Delta K$  curves) respecting similitude, which means that fracture mechanics remains valid and the stress fields presented in the laboratory specimens are representative of those virtually simulated and found in real vehicle structures. The objectives could be reached allowing the exploratory application of damage-tolerance approach in a commercial vehicle, based on the crack propagation rates obtained in this study. Opportunities in terms of mass reduction could be exemplified. Such conceptual, numerical and experimental developments can represent a contribution to the use of damage tolerant approaches in the automotive sector, supporting corrective maintenance applied to the sector while continuing to develop optimized and safe structures that lead to lower costs and higher energy efficiencies.

Key-words: Linear elastic fracture mechanics. Fatigue crack growth rate. Stress intensity factor. Structural automotive steels.

## LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 - Descrição dos aços aplicados na confecção do Chevrolet Malibu 2016 .....	29
Figura 2 - Descrição dos aços aplicados na confecção Volkswagen Up 2014.....	29
Figura 3 - Descrição dos aços aplicados na confecção do Audi A8 2018.....	30
Figura 4 – Diagrama de alongamento por resistência à tração de aços de aplicação automotiva .....	31
Figura 5 – Capô confeccionado aço tipo IF220 com espessura de 0,7 mm. ....	32
Figura 6 – Painel de porta de aço BH 260 à esquerda e reforço de um aço BH 300 à direita..	33
Figura 7 – Reforço traseiro transversal à esquerda e “ <i>Shock absorber</i> ” (absorvedor de impacto) de viga de impacto à direita, ambos aços em HSLA 300.....	34
Figura 8 - Curva de tensão verdadeira vs. deformação verdadeira de aços HSLA em comparação com aço convencional .....	35
Figura 9 - Curva S-N de aços HSLA com $R = 0,1$ .....	36
Figura 10 – À esquerda reforço viga de impacto em aço tipo DP 1180 e à direita reforço da coluna B em aço tipo DP 600/980.....	37
Figura 11 – Esquema de microestrutura de um aço DP à esquerda e micrografia à direita do mesmo aço .....	38
Figura 12 - Curva de tensão verdadeira vs. deformação verdadeira de aços DP em comparação com aço convencional .....	38
Figura 13 - Curva S-N de aços DP com $R = 0,1$ .....	39
Figura 14 – Reforço de porta constituída de CP 1000 à esquerda; à direita braço de controle de DP 800.....	40
Figura 15 - Esquema de microestrutura de um aço CP à esquerda e microestrutura real à direita de um aço CP 800/1000.....	40
Figura 16 - Curva de tensão verdadeira vs. deformação real verdadeira de aços CP em comparação com aço convencional.....	41
Figura 17 - Curva S-N de aços CP com $R = 0,1$ .....	42
Figura 18 – Reforço de coluna B à esquerda e travessa de para-choque à direita, ambos em TRIP 780 .....	43
Figura 19 - Esquema de microestrutura de um aço TRIP à esquerda e à direita micrografia real de um aço TRIP 690.....	43

Figura 20 - Curva de tensão verdadeira vs. deformação verdadeira de aços TRIP em comparação com aço convencional .....	44
Figura 21 - Curva S-N de aços TRIP com $R = 0,1$ .....	45
Figura 22 – Exemplo ilustrativo da aplicação de aços tipo MS em carroceria automotiva .....	46
Figura 23 - Esquema de microestrutura de um aço MS à esquerda e à direita micrografia real de um aço MS 950/1200.....	46
Figura 24 - Curva de tensão verdadeira vs. deformação verdadeira de aços MS em comparação com aço convencional .....	47
Figura 25 - Curva de SN de aços MS com $R = 0.1$ .....	48
Figura 26 – Exemplo de aplicação do aço tipo PHS, reforço de coluna B, barras de porta na direita superior e viga de impacto na direita inferior .....	49
Figura 27 – Microestutura de um aço 22MnB5 após têmpera .....	49
Figura 28 – Curva Tensão de engenharia vs. deformação de engenharia do aço (PHS) após têmpera .....	50
Figura 29 - Modos que caracterizam os diferentes fatores de intensidade de tensão (K) .....	52
Figura 30 - Definição das coordenadas na frente da trinca .....	53
Figura 31 - Campo de tensão na ponta trinca considerando plasticidade do material .....	54
Figura 32 - Comparação entre as tensões de abertura na ponta da trinca de uma estrutura e corpo de prova em função de $r$ .....	57
Figura 33 - Esquema de similitude encontrado em um corpo de provas e uma estrutura em aplicação, dado que existe plasticidade de pequena monta e validade de $K$ .....	58
Figura 34 – Esquema de um corpo de prova do tipo C(T) .....	59
Figura 35 – Corpo de prova do tipo C(T) adotando um conceito de simetria.....	60
Figura 36 – Resultado dos deslocamentos da frente da trinca quando o C(T) da Figura 35 é submetido a um $K = 25 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ .....	61
Figura 37 – Estágios I e II de propagação de trinca .....	63
Figura 38 - Esquema de uma típica propagação de trinca por fadiga.....	64
Figura 39 – Taxa de propagação de trinca por fadiga de um aço do tipo HSLA .....	68
Figura 40 – Representação esquemática da influência da razão de carga ( $R$ ) na taxa de crescimento de trinca por fadiga .....	69
Figura 41 – Amplitude do fator de intensidade de tensão efetivo .....	71
Figura 42 – Amplitude do fator de intensidade de tensão efetivo .....	72
Figura 43 - Ilustração dos principais corpos de prova da norma ASTM E647 (2016) .....	74

Figura 44 - Esquema corpo de provas C(T) para taxa de propagação de trincas .....	75
Figura 45 – Tipo de entalhe e pré-trinca de corpos de prova C(T) .....	76
Figura 46 – Amostra do tipo C(T) com <i>clip gauge</i> .....	77
Figura 47 – Corpo de prova e placas anti-flambagem à esquerda antes da montagem e corpo de provas montado com placa anti-flambagem à direita.....	79
Figura 48 – Montagem de manilhas em um corpo de prova do tipo C(T) .....	79
Figura 49 – Corpo de prova do tipo C(T) após ensaio de um aço estrutural S355NL .....	80
Figura 50 - Esquema corpo de provas retangular para teste de tração dos materiais HSLA 420, DP600 de 1,00 mm de espessura e DP1200 de 1,20 mm de espessura. Dimensões em mm.....	82
Figura 51 - Esquema corpo de prova retangular para teste de tração exclusivo do material PHS .....	82
Figura 52 - Máquina universal MTS 810 das instalações laboratoriais da FEI.....	83
Figura 53 – Esquema do corpo de prova tipo C(T) baseado na norma ASTM E 647 (2016) à esquerda e à direita detalhe do entalhe de fixação do extensômetro.....	84
Figura 54 – Dimensões principais das placas anti-flambagem .....	85
Figura 55 – Manilha do teste de taxa de propagação de trinca por fadiga .....	85
Figura 56 – Malha de corpo de prova do tipo C(T) de $W = 40$ mm com espessura de 1,00 mm à esquerda e detalhe do refino da ponta da trinca à direita .....	87
Figura 57 – Aplicação de carga e condição de contorno no corpo C(T) de $W = 40$ mm com espessura de 1 mm.....	88
Figura 58 – Corpos de prova dos materiais DP600 e DP1200 do lado esquerdo; do lado direito corpo de prova de tração montado na MTS com extensômetro .....	90
Figura 59 – Curva verdadeira de tensão-deformação até estricção do corpo de prova extraída do teste de tração dos materiais HSLA 420, DP600, DP1200 e PHS. ....	91
Figura 60 – Relação entre $\Delta K$ e comprimento relativo de trinca ( $a/W$ ) para corpo de prova proposto .....	95
Figura 61 – Tensão equivalente de von Mises para corpo de prova do tipo C(T) com $W$ de 40 mm, espessura de 1mm com pré-trinca de 2mm e submetido a carga de 1250N .	96
Figura 62 – Valores de $K_I$ para corpo de prova do tipo C(T) com $W$ de 40 mm, espessura de 1mm e pré-trinca de 2mm submetido a carga de 1250.....	97
Figura 63 – Corpo de prova número 1 do HSLA420 montado com as placas anti flambagem apoiado na manilha inferior com extensômetro modelo 632.02F-23.....	98

Figura 64 – Comprimento de trinca em função dos números de ciclos dos corpos de prova do material HSLA 420 .....	99
Figura 65 – Gráfico log-log da/dN versus $\Delta K$ dos corpos de prova 1, 2 e 3 do material HSLA 420 .....	100
Figura 66 – Gráfico log-log da/dN versus $\Delta K$ dos corpos de prova 1, 2 e 3 do material HSLA 420 usados para o cálculo dos coeficientes da Lei de Paris .....	101
Figura 67 – Gráfico log-log da/dN versus $\Delta K$ da nuvem de pontos do material HSLA 420 usados para o cálculo dos coeficientes da Lei de Paris .....	102
Figura 68 – Comprimento de trinca em função dos números de ciclos dos corpos de prova do material DP 600.....	103
Figura 69 – Gráfico log-log da/dN versus $\Delta K$ dos corpos de prova 1, 2 e 3 do material DP 600 .....	104
Figura 70 – Gráfico log-log da/dN versus $\Delta K$ dos corpos de prova 1, 2 e 3 do material DP600 do trecho considerado para o cálculo dos coeficientes da Lei de Paris.....	105
Figura 71 – Gráfico log-log da/dN versus $\Delta K$ da nuvem de pontos do material DP600 usados para o cálculo dos coeficientes da Lei de Paris .....	105
Figura 72 – Comprimento de trinca em função dos números de ciclos dos corpos de prova do material PHS.....	106
Figura 73 – Gráfico log-log da/dN versus $\Delta K$ dos corpos de prova 1, 2, 3 e 4 do material PHS .....	107
Figura 74 – Gráfico log-log da/dN versus $\Delta K$ dos corpos de prova 1, 2, 3 e 4 do material PHS do trecho considerado para o cálculo dos coeficientes da Lei de Paris.....	108
Figura 75 – Gráfico log-log da/dN versus $\Delta K$ da nuvem de pontos do material PHS usados para o cálculo dos coeficientes da Lei de Paris .....	108
Figura 76 – Comprimento de trinca em função dos números de ciclos dos corpos de prova do material DP1200.....	109
Figura 77 – Gráfico log-log da/dN versus $\Delta K$ dos corpos de prova 1, 2 e 3 do material DP 1200 .....	110
Figura 78 – Gráfico log-log da/dN versus $\Delta K$ dos corpos de prova 1, 2 e 3 do material DP1200 do trecho considerado para o cálculo dos coeficientes da Lei de Paris.....	111
Figura 79 – Gráfico log-log da/dN versus $\Delta K$ da nuvem de pontos do material PHS usados para o cálculo dos coeficientes da Lei de Paris .....	111

Figura 80 – Gráfico log-log da/dN versus $\Delta K$ dos materiais HSLA 420, DP 600, PHS e DP 1200 .....	113
Figura 81 – Aplicações dos aços estudados na carroceria veicular .....	114
Figura 82 – Superfície de fratura do corpo de prova 3 do material DP 600.....	115
Figura 83 – Superfície de fratura do corpo de prova 4 do material PHS .....	116
Figura 84 – À esquerda buraco devido a descontinuidade de pavimentação e à direita junção de ponte em Boston.....	117
Figura 85 – Toyota Camry modelo 2012 e modelo de elementos finitos do mesmo carro....	118
Figura 86 – Caixa de roda frontal lado esquerdo do Toyota Camry modelo 2012 .....	118
Figura 87 – Localização da força mensurada na torre de suspensão do Toyota Camry.....	119
Figura 88 – Distribuição de tensão de von Mises na caixa de roda de espessura 1,20 mm proveniente da carga de 1300N da suspensão .....	120
Figura 89 – Curva de fadiga S-N do aço DP 600 considerando $R = 0,1$ e tensão máxima atuante no ciclo.....	121
Figura 90 – Distribuição de tensão de von Mises na caixa de roda de espessura 0,60 mm proveniente da carga de 1300N da suspensão .....	122
Figura 91 – Modelo de FEM da caixa de roda de espessura 0,60 mm com trinca de 1,00 mm de comprimento à esquerda e detalhe da trinca à direita. ....	123
Figura 92 – Fator de intensidade de tensão de modo I da caixa de roda de espessura 0,60 mm com trinca de 1,00 mm de comprimento .....	123
Figura 93 – Esquema de placa plana trincada sob tração .....	124
Figura 94 – Microestrutura do aço HSLA 420 atacado com Nital 2% com aumento 100 X .	136
Figura 95 – Microestrutura do aço HSLA 420 atacado com Nital 2% com aumento 200 X .	136
Figura 96 – Microestrutura do aço DP600 atacado com Nital 2% com aumento 100 X .....	137
Figura 97 – Microestrutura do aço DP600 atacado com Nital 2% com aumento 200 X .....	137
Figura 98 – Microestrutura do aço DP1200 atacado com Nital 2% com aumento 100 X ....	138
Figura 99 – Microestrutura do aço DP1200 atacado com Nital 2% com aumento 200 X ....	138
Figura 100 – Microestrutura do aço PHS atacado com Nital 2% com aumento 100 X.....	139
Figura 101 – Microestrutura do aço PHS atacado com Nital 2% com aumento 200 X .....	139

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Materiais e dimensões das amostras disponíveis.....	81
Tabela 2 – Propriedades mecânicas dos materiais HSLA 420, DP600 e DP1200 .....	89
Tabela 3 – Propriedades mecânicas dos materiais disponíveis para estudo .....	89
Tabela 4 – Número de amostra por material, largura e a espessura média entre as amostras para o cálculo de área .....	91
Tabela 5 – Valores de módulo de elasticidade, tensão limite de escoamento, tensão limite de resistência, coeficiente de encruamento e deformação total dos materiais HSLA 420, DP600, DP1200 e PHS.....	92
Tabela 6 – Valores de $K_{MAX}$ e Força aplicáveis ao processo de pré-trinca de acordo com a ASTM1820 (2018) .....	92
Tabela 7 – Tensão efetiva calculada baseada nas tensões limite de escoamento e resistência	93
Tabela 8 – Valores de $K_{MAX}$ , $(a/W)$ e carga aceitável para validade da MFLE .....	94
Tabela 9 – Valores das constantes m e C da lei de Paris para o material HSLA 420 e o coeficiente de múltipla correlação ( $R^2$ ).....	102
Tabela 10 – Valores das constantes m e C da lei de Paris para o material DP 600 e o coeficiente de múltipla correlação ( $R^2$ ).....	106
Tabela 11 – Valores das constantes m e C da lei de Paris para o material PHS e o coeficiente de múltipla correlação ( $R^2$ ).....	109
Tabela 12 – Valores das constantes m e C da lei de Paris para o material DP 1200 e o coeficiente de múltipla correlação ( $R^2$ ).....	112
Tabela 13 – Valores das constantes m e C da lei de Paris considerando a regressão executada no Excel para cada material estudado .....	112

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ASTM:	Associação americana para testes e materiais (do inglês: <i>American Society for Testing and Materials</i> )
BRISA:	Associação de pesquisa britânica de ferro e aço (do inglês: <i>British Iron and Steel Research Association</i> )
BH:	Aço com endurecimento por cozimento (do inglês: <i>Bake Hardenable</i> )
BSI:	Instituição de padrões britânica (do inglês: <i>British Standards Institution</i> )
C(T):	Corpo de prova compacto submetido a tração (do inglês: <i>Compact Tension</i> )
CP:	Aços multifásicos (do inglês: <i>Complex Phase</i> )
CMOD	Abertura da boca da trinca (do inglês: <i>Crack Mouth Opening Displacement</i> )
DIN:	Instituto alemão de normas técnicas (do Alemão: <i>Deutsches Institut für Normung</i> )
DP:	Aço bifásico (do inglês: <i>Dual phase</i> )
EPD:	Estado Plano de Deformações
EPT:	Estado Plano de Tensões
HF:	Aço conformado a quente (do inglês: <i>Hot Forming</i> )
HSLA:	Aço de alta resistência e baixa liga (do inglês: <i>High Strength Low Alloy</i> )
JSME:	Sociedade japonesa de Engenharia Mecânica (do inglês: <i>Japan Society of Mechanical Engineers</i> )
ISO:	Instituição Internacional de Normas (do inglês: <i>International Institute of Standards</i> )
MF:	Mecânica da Fratura
MEF:	Método dos Elementos Finitos
MFEL:	Mecânica da Fratura Elástica Linear
MFEP:	Mecânica da Fratura Elasto-Plástica
MS:	Aço martensítico (do inglês: <i>Martensitic Steel</i> )
NASA:	Administração espacial e aeronáutica nacional (do inglês: <i>National Aeronautics and Space Administration</i> )
PHS:	Aço endurecido durante conformação (do inglês: <i>Press Hardening Steel</i> )
ESE(T):	Corpo de prova excêntrica carregado com uma face trincada e submetido a tração (do inglês: <i>Eccentrically-loaded Single Edge Crack Tension</i> )

- M(T): Corpo de prova trincado no centro e submetido a tração (do inglês: *Middle Tension*)
- TRIP: Aço com transformação de fase induzida por plasticidade (do inglês: *Transformation Induced Plasticity*)
- TWIP: Aço com maclação induzida por plasticidade (do inglês: *Twinning-Induced Plasticity*)

## LISTA DE SÍMBOLOS

### Simbologia latina

$a$ :	Tamanho de trinca.
$a_0$ :	Tamanho inicial da trinca.
$a_c$ :	Tamanho crítico da trinca.
$a_{\text{eff}}$ :	Tamanho efetivo da trinca.
$a/W$ :	Tamanho relativo de trinca
$B$ :	Espessura do corpo de prova.
$C$ :	Constante da Lei de Paris
$E$ :	Módulo de elasticidade
$da/dN$ :	Taxa de propagação de trinca por fadiga
$G$ :	Taxa de liberação de energia linear
$J$ :	Integral $J$ . Taxa de liberação de energia não linear.
$K$ :	Fator de intensidade de tensões.
$K_I$ :	Fator de intensidade de tensões modo de carregamento I.
$K_{II}$ :	Fator de intensidade de tensões modo de carregamento II.
$K_{III}$ :	Fator de intensidade de tensões modo de carregamento III.
$K_{\text{eff}}$ :	Fator de intensidade de tensões efetivo.
$K_{IC}$ :	Fator de intensidade de tensões crítico para o modo de carregamento I.
$K_p$ :	Fator de intensidade de tensões máximo de pré-trinca
$m$ :	Expoente da Lei de Paris
$r$ :	Raio do estado de tensões sendo analisado
$r_0$ :	Raio da zona de tensão de referência
$r_y$ :	Raio da zona elástica
$r_p$ :	Raio da zona plástica
$S_g$ :	Tensão remota
$P$ :	Carga
$R$ :	Razão da aplicação entre fator de intensidade de tensões mínimo e máximo.
$R^2$ :	Coefficiente de múltipla correlação.
$W$ :	Comprimento do centro de aplicação de carga até o fim do corpo de prova do tipo C(T)

## Simbologia grega

$\alpha$ :	Relação entre $a$ e $W$
$\Delta K$ :	Variação do fator de intensidade de tensão.
$\Delta K_{th}$ :	Limiar da variação do fator de intensidade de tensão (do inglês: <i>Threshold</i> )
$\varepsilon$ :	Deformação
$n$ :	Expoente de encruamento do material
$\theta$ :	Ângulo de rotação da linha de centro do corpo da zona de tensão na ponta da trinca.
$\sigma$ :	Tensão.
$\sigma_0$ :	Tensão de referência
$\sigma_{ef}$ :	Tensão efetiva
$\sigma_{yy}$ :	Tensão em $y$ perpendicular à ponta da trinca
$\sigma_{LE}$ :	Tensão limite de escoamento
$\sigma_{LR}$ :	Tensão limite de resistência

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b> .....	21
1.1	PANORAMA DA MECÂNICA DA FRATURA NA INDÚSTRIA AUTOMOTIVA .....	22
1.2	MOTIVAÇÃO E OBJETIVOS GERAIS .....	25
1.3	ESTRUTURA DO TRABALHO .....	26
<b>2</b>	<b>REVISÃO DA LITERATURA</b> .....	27
2.1	APLICAÇÃO DE AÇOS NA INDÚSTRIA AUTOMOTIVA.....	27
2.2	TIPOS DE AÇOS EMPREGADOS NA INDÚSTRIA AUTOMOTIVA .....	31
2.2.1	AÇOS CONVENCIONAIS.....	32
2.2.2	AÇOS AVANÇADOS DE ALTA RESISTÊNCIA.....	36
2.2.3	AÇOS DE ULTRA ALTA RESISTÊNCIA.....	45
2.3	MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA .....	51
2.3.1	CONCEITOS DA MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA (MFLE).....	51
2.3.2	LIMITAÇÕES DA MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA .....	56
2.4	PROPAGAÇÃO DE TRINCAS POR FADIGA.....	61
2.4.1	ESTÁGIOS DA PROPAGAÇÃO DE TRINCAS POR FADIGA.....	62
2.4.2	CARACTERIZAÇÃO DA PROPAGAÇÃO DE TRINCAS POR FADIGA .....	64
2.4.2.1	FATORES QUE INFLUENCIAM A TAXA DE PROPAGAÇÃO DE TRINCA POR FADIGA.....	67
2.4.2.2	FECHAMENTO DE TRINCA POR FADIGA.....	71
2.4.3	ENSAIOS DE PROPAGAÇÃO DE TRINCA POR FADIGA.....	73
2.4.3.1	GEOMETRIA E ESPESSURA DE CORPOS DE PROVA .....	73
2.4.3.2	CORPO DE PROVA DO TIPO COMPACT UNDER TENSION (C(T)).....	74
2.4.3.3	PRÉ-TRINCA NO ENSAIO DE TAXA DE PROPAGAÇÃO DE TRINCA .....	76
<b>3</b>	<b>METODOLOGIA</b> .....	81
3.1	GEOMETRIA DOS CORPOS DE PROVA DE TRAÇÃO E DO TIPO C(T) .....	81
3.1.1	DIMENSIONAMENTO DOS CORPOS DE PROVA DE TRAÇÃO E DO TIPO C(T) .....	81
3.1.2	VERIFICAÇÃO DO CORPO DE PROVA DO TIPO C(T) PELO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS .....	85
3.1.3	MODELAMENTO E CRIAÇÃO DE MALHA DO TIPO C(T).....	86

3.1.4	APLICAÇÃO DE CARGA E CONDIÇÃO DE CONTORNO.....	87
3.2	MATERIAIS PARA CARACTERIZAÇÃO .....	88
<b>4</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÃO CRÍTICA .....</b>	<b>90</b>
4.1	PROPRIEDADES MECÂNICAS .....	90
4.2	PROCESSO DE PRÉ-TRINCAMENTO.....	92
4.3	RESULTADOS DE FATOR DE INTENSIDADE DE TENSÃO PARA CORPO DE PROVA C(T).....	93
4.3.1	RESULTADOS CORPO DE PROVA DO TIPO C(T) BASEADOS NO MEF. ....	95
4.4	RESULTADOS EXPERIMENTAIS DA TAXA DE PROPAGAÇÃO DE TRINCA	97
4.4.1	SUPERFÍCIE DA FRATURA DOS CORPOS DE PROVA.....	115
4.5	POTENCIAL DE REDUÇÃO .....	116
<b>5</b>	<b>CONCLUSÕES.....</b>	<b>126</b>
<b>6</b>	<b>SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....</b>	<b>128</b>
	<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>129</b>

## 1 INTRODUÇÃO

Desde o fim da Segunda Guerra Mundial, se intensificaram os avanços da Mecânica da Fratura (MF), o que beneficiou a segurança e tem permitido o aprimoramento das atividades de projeto e avaliação de integridade de estruturas (GROVER, 1966). Tais avaliações são usualmente aplicáveis em diversos setores de alta responsabilidade, como aeronáutico, aeroespacial, nuclear, óleo e gás, entre outros (ANDERSON, 2005). O diferencial das tecnologias da mecânica da fratura em relação às formulações da mecânica dos sólidos é que a primeira permite que componentes contendo trincas sejam avaliados e tenham sua segurança e integridade atestadas. Por outro lado, estas tecnologias demandam propriedades mecânicas específicas, um maior refinamento matemático das metodologias de avaliação e muitas vezes processamento computacional (ANDERSON, 2005).

O emprego da mecânica da fratura nos setores citados tem sido intenso nas últimas décadas já que representam aplicações de elevado impacto em termos de acidentes, mas para as quais os custos adicionais decorrentes da utilização dessas metodologias são absorvíveis e inspeções periódicas podem ser realizadas. É uma filosofia de avaliação denominada tolerante ao dano e na qual as estruturas não são necessariamente consideradas falhadas pela existência de um defeito (entenda-se, no contexto do presente trabalho, defeito tipo-trinca), pelo contrário, existe uma avaliação quantitativa se a tenacidade à fratura do material ou sua resistência à propagação de trincas por fadiga permite uma operação adicional do componente antes de um reparo ou substituição (STEPHENS et al., 2001).

O cenário no ambiente automotivo tem sido distinto. Não se costuma realizar o desenvolvimento de componentes e sistemas considerando a possibilidade de surgimento de trincas ou defeitos tipo-trinca. Os projetos de componentes carregados ciclicamente à fadiga consideram vida infinita ou vida segura (operação por um determinado número de ciclos à falha). O motivo reside no fato de não existir a possibilidade ou a cultura de inspeções periódicas em veículos particulares, mesmo se considerados componentes de segurança. Neste contexto, coeficientes de segurança mais elevados e a intolerância ao dano são praticados (STEPHENS et al., 2001), com os decorrentes prejuízos em termos de eficiência energética, operacional e custo.

Com as novas tendências de compartilhamento de veículos de grandes frotas e mesmo o surgimento de grandes empresas de transporte baseadas em aplicativos, as avaliações (inspeções) de nucleação e propagação de trinca em fadiga podem se tornar factíveis com um caráter regular, assim como efetuado na indústria aeronáutica. A aplicabilidade do estudo da

propagação de trincas no setor automotivo não se limita ao que já foi mencionado, uma vez que essa filosofia também pode ser utilizada para se avaliar a necessidade de manutenções corretivas, também conhecidas como campanhas de *recall*. Neste sentido, pode existir potencial de evolução das práticas de projeto de sistemas veiculares em termos de tolerância a dano em diversos aspectos. A título de suporte conceitual, é apresentado a seguir um panorama do emprego de mecânica da fratura no setor automotivo, seguido de considerações sobre a motivação do trabalho e seus objetivos.

## 1.1 PANORAMA DA MECÂNICA DA FRATURA NA INDÚSTRIA AUTOMOTIVA

A indústria automotiva está cada vez mais competitiva em termos de segurança e consumo de combustíveis dos meios de transporte, tanto da perspectiva do consumidor quanto dos órgãos governamentais, os quais estão cada vez mais exigentes. Por isso, a aplicação de aços de alta resistência se tornou cada vez mais intensa para aliar desempenho estrutural e redução de consumo de combustível e, por consequência, redução de emissão de gás carbônico (CO<sub>2</sub>). Obviamente, a redução de massa conseguida com os materiais de alta resistência e otimizações estruturais pode também trazer benefícios do ponto de vista de dinâmica veicular e segurança, o que representa adicional motivação à pesquisa sendo conduzida.

Uma dificuldade que a indústria automotiva enfrenta é que cada motorista não tem um perfil de condução bem definido e nem pavimentação onde o veículo é utilizado, ou seja, os esforços aos quais o veículo será submetido não seguem um padrão definido, o que em casos de carregamento intenso (e até mesmo sobrecarregamento) pode resultar na nucleação de trincas por fadiga não previstas por projeto, obrigando a indústria a adotar a abordagem de vida infinita ou finita do componente para uma determinada condição de trabalho determinada por cada montadora (STEPHENS et al., 2001). Outro fator que agrava essa condição é que nem sempre o usuário realiza revisões regulares em estabelecimentos indicados pelo fabricante tornando inviável o controle e a verificação do início e da propagação de eventuais trincas, ao contrário da indústria aeronáutica que tem padrões de voo, inspeção periódica e manutenção consolidados e amparados por normas estabelecidas (STEPHENS et al., 2001).

De acordo com um estudo realizado em 2016, os carros são subutilizados sendo que, em média, cada carro particular é usado uma hora por dia; adicionalmente, consomem 45% da demanda de óleo do mundo. Segundo o mesmo estudo, os veículos compartilhados percorreram 4% das milhas viajadas no mundo em 2015, sendo que a perspectiva é de que até 2030 esse

número aumentará para 26% das distâncias percorridas no mundo, ultrapassando o uso de carros particulares (JONAS, 2016).

Um dos exemplos de que tal cenário está em expansão é o investimento de US\$ 500 milhões feito em 2016 pela montadora de veículos General Motors na empresa de veículos compartilhados chamada Lyft, com intuito de entrar nesse novo mercado (ISAAC, 2016). Com o crescimento da utilização do compartilhamento dos automóveis e considerando o grande aumento das empresas de transporte baseadas em aplicativos e que configuram frotas, o potencial de crescimento da demanda de veículos destinados a estes nichos possibilitaria as inspeções regulares viabilizando o emprego da abordagem tolerante ao dano, onde é esperado que a trinca nucleie e a mesma possa ser monitorada, como já praticado na indústria aeronáutica, mesmo que seja necessário implementar uma campanha de conscientização do uso de veículos destinados a frota que careça de inspeções periódicas. Assim, seria possível a redução do peso veicular considerando a presença de trincas e, por consequência, a diminuição do consumo de combustível e da emissão de CO<sub>2</sub> trazendo ganhos econômicos e ambientais (WOHLECKER et al., 2007).

O mercado de mobilidade compartilhada da China, Europa e Estados Unidos foi de quase US\$ 54 bilhões em 2016 e deve continuar a apresentar elevadas taxas de crescimento anual no futuro. Sob o cenário mais positivo, o que envolve uma forte demanda de clientes por táxis ou auto condução (chamados de táxis autônomos), há uma previsão de crescimento anual de 28% desse tipo de transporte entre 2015 a 2030 (GROSSE-PRHOFF et al., 2017). Mesmo o cenário mais conservador aponta para um crescimento anual de 15% com base na conveniência e na economia, mesmo considerando que os clientes não optem prontamente pelos táxis autônomos e as cidades não deem incentivos para a uso desse tipo de transporte (GROSSE-PRHOFF et al., 2017).

De acordo com Stephens (2001), a indústria aeronáutica iniciou o uso da abordagem “*Fail-Safe Design*” antes da abordagem de tolerância ao dano. Tal prática consiste em ter uma expectativa de que irá ocorrer trinca por fadiga, sendo que a estrutura estará preparada para tolerar essa trinca e que a mesma possa ser identificada por meio de inspeções regulares sem que ocorra uma falha catastrófica. Essas estruturas são dimensionadas com múltiplos caminhos de cargas, transferências de carga entre componentes, implementação de *crack stoppers* na estrutura e inspeções regulares. A filosofia de tolerância ao dano veio como um refinamento da “*Fail-Safe Design*”, ou seja, é previsto que a trinca irá nuclear, sendo causada por fadiga ou processo de fabricação, porém com a diferença que tais trincas irão propagar e serão detectadas

durante os períodos de inspeção antes de causarem falhas catastróficas (STEPHENS et al., 2001).

Um fator de grande relevância para a utilização dessa filosofia é a aplicação da metodologia que prevê o comportamento de propagação de trinca por fadiga, se tornando necessário, nesse momento, o conhecimento da teoria da Mecânica da Fratura e também de propriedades mecânicas que permitam caracterizar a evolução do tamanho da trinca por mecanismos atrelados ao carregamento cíclico. A Mecânica da Fratura pode ser dividida entre a Elástica-Linear (MFEL), utilizada onde não existe plasticidade relevante na região da ponta da trinca, e a Elasto-Plástica (MFEP) utilizada para situações onde a plasticidade na frente da trinca não pode ser desconsiderada (ANDERSON, 2005). No contexto do presente trabalho, é importante investigar quais ferramentais da mecânica da fratura permitem que as avaliações de propagação de trinca de estruturas veiculares sejam conduzidas com precisão.

Ainda de acordo com o Stephens (2001), ambas metodologias de desenvolvimento de estruturas foram criadas visando a redução de peso e custo das aeronaves, sem menosprezar a elevada segurança exigida evitando o risco de danos a vidas. Com uma avaliação correta, além do projeto otimizado, peças que seriam retiradas de serviço podem continuar em uso após a aplicação dessas metodologias, estendendo a vida útil dos componentes e evitando assim uma substituição antes do necessário. A aceitação da aplicação do *design* de estruturas por tolerância ao dano é tamanha que até mesmo a Força Aérea Norte Americana a utiliza no desenvolvimento de suas estruturas, com o intuito de obter estruturas leves e prolongar o uso de componentes que seriam retirados de serviços devido ao seu tempo de uso, sendo que esses ainda teriam tempo adicional de trabalho (STEPHENS et al., 2001).

Considerando a crescente demanda de veículos compartilhados que são administrados por empresas especializadas, onde inspeções são feitas em períodos regulares para garantir o funcionamento ideal do produto e evitar a perda de garantia do fabricante, surge a oportunidade da aplicação da metodologia da tolerância ao dano na estrutura veicular de qualquer modelo de veículo seja movido a combustão interna até mesmo elétrico, podendo assim reduzir a massa do veículo garantindo melhorias dinâmicas, que o mesmo não sofra um colapso da estrutura e, ao mesmo tempo, diminuir o custo peça, o consumo de combustível, emissão de gases do tipo CO<sub>2</sub> na atmosfera e incidência de falhas, reduzindo as manutenções corretivas.

## 1.2 MOTIVAÇÃO E OBJETIVOS GERAIS

Baseado no panorama descrito no item 1.1, esse trabalho tem como motivação a caracterização de materiais estruturais selecionados, da perspectiva da mecânica da fratura e da resistência à propagação de trincas por fadiga, para aplicação no ramo automotivo, devendo levar em consideração as restrições aplicáveis ao setor em questão, como, por exemplo, aços de baixa liga com espessura condizente com as aplicações, o que pode resultar em uma condição de menor triaxialidade na ponta da trinca gerando aumento da plasticidade na frente da mesma. Com o intuito de usar a caracterização correta dos materiais, deve-se aplicar o conceito de similitude, ou seja, estruturas diferentes com uma condição de singularidade na ponta da trinca e submetidas ao mesmo fator de intensidade de tensão apresentam a mesma falha. Esse conceito aplicado de forma correta, garante que os testes realizados em laboratório serão representativos para estruturas maiores. Além disso, o conceito de similitude fornece embasamento teórico para a Mecânica da Fratura, quando o mesmo pode ser aplicado.

Tem-se como objetivo geral caracterizar experimentalmente a taxa de propagação de trinca à fadiga de materiais selecionados aplicáveis à indústria automotiva, baseando-se na norma da *American Society for Testing and Materials* ASTM E647 (2016). Tal norma descreve a metodologia para determinação de taxa de propagação de trincas por fadiga respeitando a teoria da MFEL, levando em consideração o conceito de similitude para que os valores obtidos no laboratório sejam aplicáveis a qualquer estrutura. Como resultado principal, objetiva-se fornecer as curvas  $da/dN$  vs.  $\Delta K$  que caracterizam a resistência à propagação de trincas de fadiga nestes materiais. Complementarmente, objetiva-se verificar se de fato existe similitude e validade da MFEL durante os ensaios recomendados pela ASTM E647 (2016) para os materiais em estudo.

Os objetivos específicos desse trabalho podem ser descritos como: i) Caracterizar e comparar a taxa de propagação de trinca de aços de baixa liga com aços avançados como, por exemplo, alta resistência baixa liga conhecido como HSLA 420, aços tipo *Dual Phase* denominados DP600 e DP1200, por fim um aço tipo PHS *Press Hardening Steel*, sendo que a aplicação desses aços é destinada a reforços de coluna A, coluna B, vigas de impacto, barras de porta e reforços transversais de assoalho e teto; ii) Dimensionar corpos de prova baseado na norma ASTM E647 garantindo que o mesmo seja submetido a esforços elásticos lineares; iii) Avaliar a geometria dos corpos de prova com método dos elementos finitos (MEF) a fim de sancionar que as condições da MFEL sejam atendidas propiciando similitude e iv) Fazer o uso dos valores de taxa de propagação de trinca caracterizadas nesse estudo, para aplicar a filosofia

de tolerância ao dano em conjunto com modelo de MEF em um estrutura veicular comercial a fim de averiguar o potencial de redução de massa.

### 1.3 ESTRUTURA DO TRABALHO

Esta dissertação é constituída por seis seções. A primeira trata da introdução na qual se explica a relevância da Mecânica da Fratura no setor automotivo e expõe-se motivação e objetivos.

Na próxima seção, tem-se a apresentação dos principais conceitos necessários para o desenvolvimento deste, sendo dividida em quatro assuntos abordados: Aços aplicados na indústria automotiva, Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFEL), limitações da aplicação da MFEL e taxa de propagação de trinca regida pela Lei de Paris ( $da/dN$ ).

A seção 3 apresenta a metodologia utilizada para dimensionamento dos corpos de provas seguindo a norma ASTM E647 (2016), sendo verificada a aderência à norma através do uso do método dos elementos finitos (MEF) e sendo empregada a Lei de Paris para a caracterização da taxa de propagação de trincas dos materiais em estudo.

Os cenários gerados e seus resultados finais são abordados na seção 4.

Conclusões são apresentadas na seção 5.

Por fim, são apresentadas sugestões para trabalhos futuros na seção 6.

## 2 REVISÃO DA LITERATURA

A ampla aplicação do aço se deu após a revolução industrial tendo como grande apelo a sua resistência em tração. Engenheiros usavam teorias de barras para calcular a máxima tensão atuante em uma estrutura e a comparavam com uma porcentagem do valor de resistência à tração do material, sendo que tal abordagem era usual nos anos que antecederam a Segunda Guerra Mundial. Porém, devido ao dimensionamento com esse tipo de abordagem, algumas estruturas apresentavam falha, uma vez que tal dimensionamento não era capaz de identificar diretamente os efeitos de concentradores de tensão, como, por exemplo, furos, descontinuidades e defeitos tipo-trinca nas estruturas. Com isso, se fez necessário o desenvolvimento de conceitos que pudessem contabilizar essa característica, assim a Mecânica da Fratura e a caracterização da tenacidade de materiais foram largamente estudadas e aprofundadas uma vez que os conceitos da Mecânica dos Sólidos não eram refinados o suficiente para caracterizar estruturas com defeitos (FISCHER-CRIPPS, 2007).

### 2.1 APLICAÇÃO DE AÇOS NA INDÚSTRIA AUTOMOTIVA

A indústria automotiva tem usado aços como matéria prima em diversas regiões dos veículos, incluindo carroceria, chassis, trem de força, rodas, estrutura de bancos, portas, entre outros (GHASSEMIEH, 2011).

O aço pode apresentar uma grande capacidade de absorção de energia, o que é favorável para manter a integridade dos ocupantes durante um evento de colisão (WITTEMAN, 1999). Outro ponto relevante da aplicação desse material é a otimização da massa quando os aços de alta resistência são empregados, tendo em vista que uma redução de 10% na massa do veículo pode resultar em uma economia de combustível de 2% a 8% (WOHLECKER, et al., 2007), sem mencionar os benefícios dinâmicos.

As vantagens da aplicação dos aços vão além do que já foi mencionado anteriormente, o que faz com que as propriedades mecânicas desse material sejam de valia relevante para a indústria automotiva. A resistência de um componente está ligada diretamente à forma do mesmo e às propriedades mecânicas do material de que é constituído, como por exemplo tensão limite de escoamento e tensão limite de resistência, tais propriedades mecânicas são favorecidas em aços avançados de alta resistência (GHOSAL et al., 2008).

Ganhos em resistência são vantajosos quando o veículo está sujeito a altas solicitações mecânicas e eventos no regime plástico do material, entretanto, independentemente do tipo de

aço, seja esse de baixa resistência ou alta resistência, o módulo de elasticidade permanece o mesmo. O módulo de elasticidade influencia, juntamente à geometria, diretamente na rigidez do componente e conseqüentemente na rigidez global do veículo, nas situações em que o componente está submetido a solicitações que permanecem no regime linear, ou seja, não passa do limite de escoamento do material, a resistência do aço não vai alterar a rigidez do componente e nem a do veículo (SINGH, 2016). Com a aplicação de aços de alta resistência, existe uma tendência da diminuição de espessura das chapas para reduzir a massa, o que pode resultar na queda na rigidez do conjunto. Como medida para balancear a perda de rigidez muitas vezes são necessárias mudança de forma dos componentes e são aplicadas soldas a laser e adesivos estruturais como complemento (GHASSEMIEH, 2011).

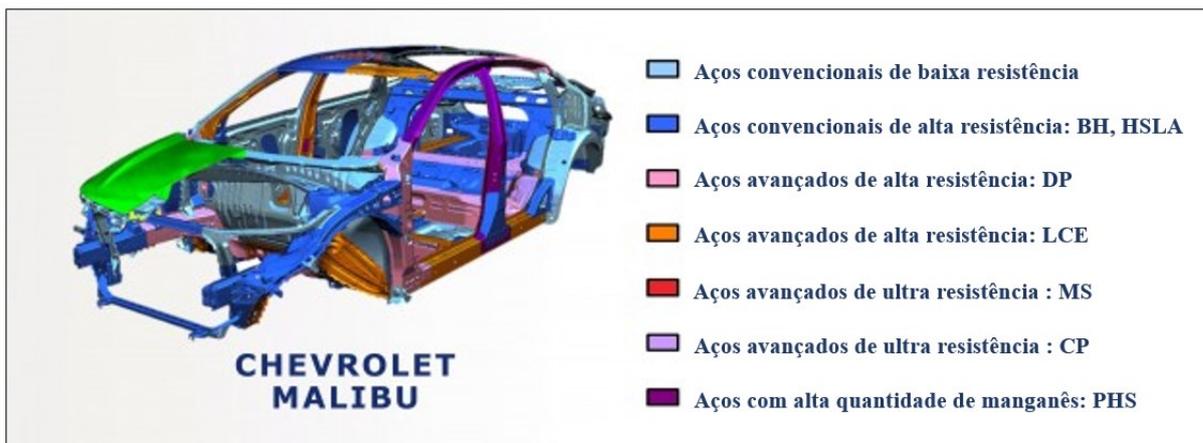
Mais um fator relevante para o uso de aço na confecção de veículos é a resistência a fadiga, a qual é dependente da forma da peça, como a mesma está sendo solicitada e as propriedades de fadiga que constituem o material (SINGH, 2016). A aplicação de aços avançados promove o aumento do limite de fadiga do material quando comparado a aços de baixa liga e média resistência (KEELER; KIMCHI; 2014).

Não menos importante do que já foi citado, as formas complexas das partes que constituem a carroceria só podem ser manufaturadas devido à facilidade de estampar peças de aço, as quais podem ser alcançadas com técnicas no processo de fabricação, como por exemplo na estampagem a quente ou com a adição de elementos de liga (BUCHER; HAMBURG; 1977).

O custo e a massa são fatores determinantes para o desenvolvimento de um veículo e, nesse ponto, o aço compete com materiais que apresentam boa relação de resistência à tração e densidade, como por exemplo a fibra de carbono. Um dos fatores pelos quais o aço se mostra superior à fibra de carbono é o custo da matéria prima, sendo de US\$ 1,30 por kg para o aço e US\$ 28,00 por kg para fibra de carbono (SHAMA RAO et al., 2014). Além disso, a baixa produtividade da fibra de carbono a torna inviável para veículos de alto volume de produção, mas pesquisas demonstram que a substituição das peças de aço por esse material de alto rendimento poderia gerar uma redução de 60% de massa nas carrocerias (LOVIS, CRAMER, 2004).

A Figura 1 mostra a carroceria do Chevrolet Malibu 2016 e como o aço pode ser aplicado nas mais diversas partes da carroceria. Nesse veículo foram utilizados sete tipos diferentes de aço.

Figura 1 - Descrição dos aços aplicados na confecção do Chevrolet Malibu 2016



Fonte: Autor “adaptado de” Sherman, 2016

A aplicação de diversos tipos de aços não se dá apenas em veículos de luxo, até mesmo veículos populares têm ganhado a aplicação de aços de alta resistência como no caso do Volkswagen Up, vendido no Brasil desde de 2014, e que apresenta uma diversa quantidade de aços estruturais que compõem a carroceria do veículo. Esse exemplo se encontra na Figura 2.

Figura 2 - Descrição dos aços aplicados na confecção Volkswagen Up 2014

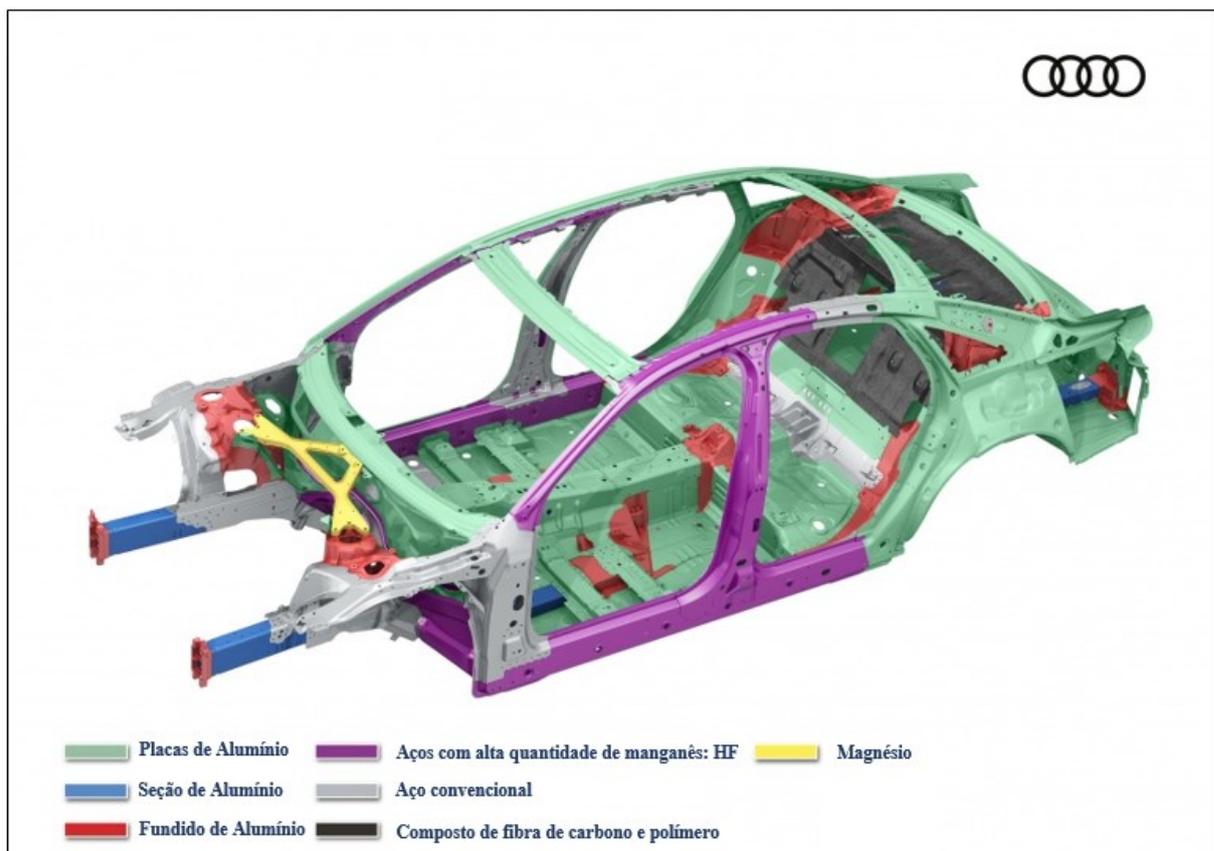


Fonte: Autor “adaptado de” Oliveira, 2014

Mesmo na fatia de mercado de veículos de luxo, onde a aplicação de metais vai além do aço, sendo utilizado o alumínio e materiais de alta resistência à tração e baixa densidade, como fibra de carbono, o uso de aço ainda se mostra proeminente, sendo válido apresentar o exemplo

do Audi A8 2018 que aumentou a utilização do aço em 32,5% na carroceria em comparação ao mesmo modelo ano 2009, com objetivo de atender os requisitos de segurança e performance, sendo que a rigidez a torção do veículo aumentou em 24%, tudo isso se deu usando o princípio de “*O material certo no lugar certo*” (LUNGWITZ, 2017). Baseado nesse princípio, foi concebida a célula de segurança do ocupante com uma combinação de aços de alta resistência e conformados a quente, que compreende a parte inferior do anteparo frontal, as soleiras laterais, os pilares B e a seção da linha do teto. Algumas dessas peças de chapa metálica são fabricadas em diferentes espessuras, ou seja, elas são feitas sob medida e também passam por tratamento térmico parcial. Isso reduz o peso e aumenta a resistência, especialmente em áreas do veículo que são particularmente críticas para a segurança (LUNGWITZ, 2017). Tal aplicação pode ser vista na Figura 3, demonstrando a importância do aço na confecção da indústria de veículos de luxo.

Figura 3 - Descrição dos aços aplicados na confecção do Audi A8 2018



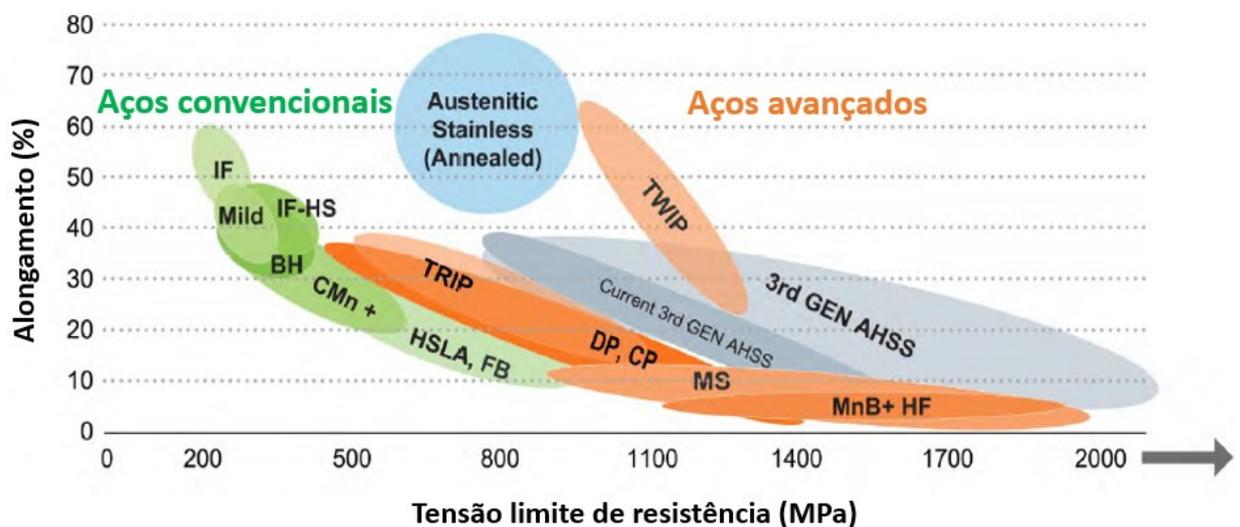
Fonte: Autor “adaptado de” Lungwitz, 2017

## 2.2 TIPOS DE AÇOS EMPREGADOS NA INDÚSTRIA AUTOMOTIVA

Anteriormente foi mostrado o uso do aço na aplicação automotiva e algumas razões para tal. Vislumbrando o balanço complexo entre custo, segurança veicular, produção, redução de massa e produtividade, o desenvolvimento de aços mais resistentes tem se mostrado necessário. Porém, esse ganho de resistência implica em uma dificuldade maior de conformação dos componentes, restringindo a forma e a profundidade de estampagem com que os mesmos são confeccionados (BUCHER, HAMBURG, 1977). Nesse caso a indústria que fornece a matéria prima tem criado uma diversa gama de aços para que os mesmos possam satisfazer os critérios de conceito e engenharia do setor automotivo (ZMIK et al., 2006).

Os aços empregados nas carrocerias podem ser classificados desde um aço convencional até os aços complexos, por exemplo aqueles com grande quantidade de manganês e boro, estampados a quente por exemplo: *Press Hardening Steel* (PHS) (KEELER, KIMCHI, 2014). A Figura 4 apresenta de forma ilustrativa a classificação dos tipos de aço em relação ao alongamento percentual e resistência à tração. Em sua pluralidade, aços com alto alongamento possuem baixa resistência à tração e o inverso também é verdadeiro, sendo que as principais exceções se dão pelos aços de alto manganês, *Transformation-Induced Plasticity* (TRIP) e *Twinning-Induced Plasticity* (TWIP) (SINGH, 2016). No presente trabalho estão os aços do tipo convencionais *High Strength Low Alloy* (HSLA), avançados de alta resistência *Dual Phase* (DP) e os de ultra alta resistência *Press Hardening Steel* (PHS) e esses serão apresentados na seção 3.2 que trata dos materiais em caracterização.

Figura 4 – Diagrama de alongamento por resistência à tração de aços de aplicação automotiva



Fonte: Autor "Adaptado de" Keebler, Kimchi, 2014, página 1-3

Devido à ampla gama de aços de aplicação automotiva e o interesse central ao trabalho, esses aços serão brevemente abordados entre as seções 2.2.1 a 2.2.3.

### 2.2.1 Aços convencionais

Aços convencionais podem ser de média ou alta resistência. Os aços de média resistência são destinados a formas mais complexas por serem de mais fácil conformação mecânica, ou seja, suportam maiores níveis de deformações e estiramento antes de gerar imperfeições no estampado até mesmo ruptura da peça, sendo constituídos basicamente de microestrutura constituída de ferrita (ZMIK, et al., 2006). Outra categoria de aços convencionais é a de *Interstitial Free* (IF). Por definição, estes aços apresentam baixos teores de nitrogênio e carbono nos interstícios do ferro, atingindo baixo limite de escoamento com alto expoente de encruamento (ELIAS; HOOK, 1972). Aços do tipo IF são tipicamente aplicados a peças de fechamento da carroceria e portas (ARCELORMITTAL, 2017). A Figura 5 ilustra a aplicação desse aço em um capô de 0,7 mm de espessura com um aço IF220.

Figura 5 – Capô confeccionado aço tipo IF220 com espessura de 0,7 mm.



Fonte: Autor “adaptado de” ArcelorMittal, 2017

O ganho em resistência pode afetar a estampabilidade de aço, ou seja, aços mais resistentes não permitem que estampagens profundas sejam realizadas sem que ocorra ruptura do mesmo e, para melhorar tal condição, foram desenvolvidos aços que aumentam sua resistência após passagem pelo processo de cura da pintura, sendo que tais aços são conhecidos como ‘*Bake Hardenable*’ (BH) e possuem basicamente microestrutura ferrítica. Aços BH tem composição química específica para manter o carbono em solução sólida até que passem pelo processo de pintura onde a temperatura é elevada até 170 graus e mantida por tempo determinado. Nesse processo ocorre o endurecimento por precipitação de fases complexas e vale observar que esse processo de aquecimento tem também como objetivo acelerar o tempo de cura da pintura (MOMENI et al., 2011). Os aços da gama BH são concebidos para peças visíveis, por exemplo: portas, capô, porta traseira, para-lama e também para peças de aplicação estrutural como por exemplo: parte inferior da carroceria, reforços, travessas (ARCELORMITTAL, 2017). À esquerda na Figura 6 é possível observar o painel externo de uma porta feito de um aço tipo BH 260, ou seja, com 260 MPa de tensão limite de escoamento, e à direita, um reforço confeccionado de um aço tipo BH 300, com 300 MPa.

Figura 6 –Painel de porta de aço BH 260 à esquerda e reforço de um aço BH 300 à direita



Fonte: Autor “adaptado de” ArcelorMittal, 2017

Aços em que são empregados baixos teores de elementos de liga, geralmente menores do que 0,1%, são nomeados como aços de alta resistência e baixa liga ou também comumente encontrados com a nomenclatura em inglês *High Strength Low Alloy* (HSLA). Os elementos de liga variam e podem ser titânio, vanádio, nióbio, alumínio, entre outros (SKOBIR, 2011), sendo que o detalhamento dos mecanismos fogem ao escopo do presente trabalho. Os aços da linha

HSLA são adequados para peças estruturais, como sistemas de suspensão, reforços, travessas longitudinais, componentes de chassi, etc. (ARCELORMITTAL, 2017). Com aplicação variada desses aços HSLA na indústria automotiva, esse trabalho selecionou um aço dessa categoria para ser caracterizado e apresentado posteriormente na seção 3.2. Pode-se ilustrar tais aplicações com a Figura 7, onde à esquerda tem-se um reforço traseiro transversal e à direita um “*Shock absorber*” (absorvedor de impacto) de viga de impacto; ambos componentes empregando aços HSLA 300, ou seja, aços de alta resistência e baixa liga com 300 MPa de tensão limite de escoamento.

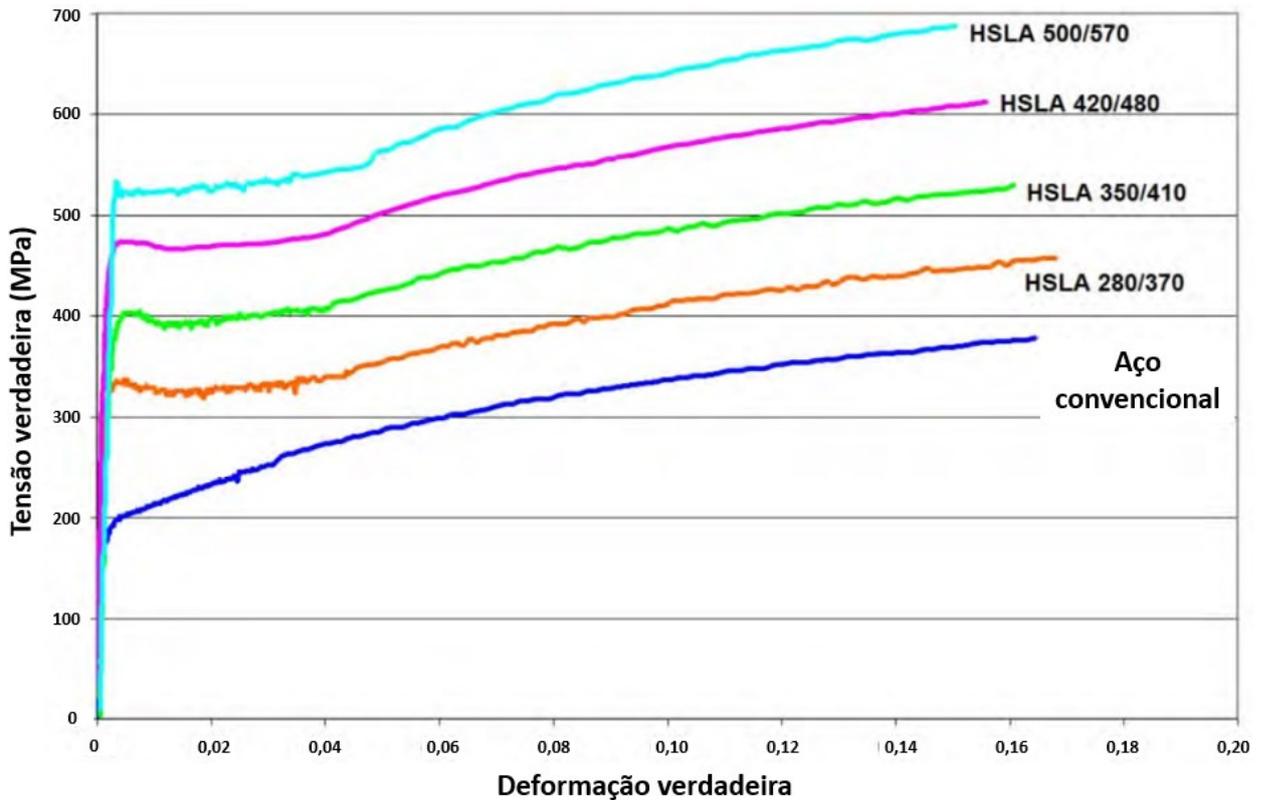
Figura 7 – Reforço traseiro transversal à esquerda e “*Shock absorber*” (absorvedor de impacto) de viga de impacto à direita, ambos aços em HSLA 300



Fonte: Autor “adaptado de” ArcelorMittal, 2017

Os HSLA têm um aumento do limite de escoamento da ordem de duas vezes maior do que os aços médios. O ganho de resistência é promovido basicamente pelo refino de grãos e átomos que entram em solução sólida substitucional ou intersticial (SKOBIR, 2011). Os aços HSLA apresentam microestrutura constituída de matriz ferrítica com carbonetos distribuídos dentro dos grãos ou ao longo dos contornos de grãos. As propriedades mecânicas de um aço HSLA podem ser vistas de forma comparativa com o aço convencional que apresenta limite de escoamento de 180 MPa na Figura 8.

Figura 8 - Curva de tensão verdadeira vs. deformação verdadeira de aços HSLA em comparação com aço convencional

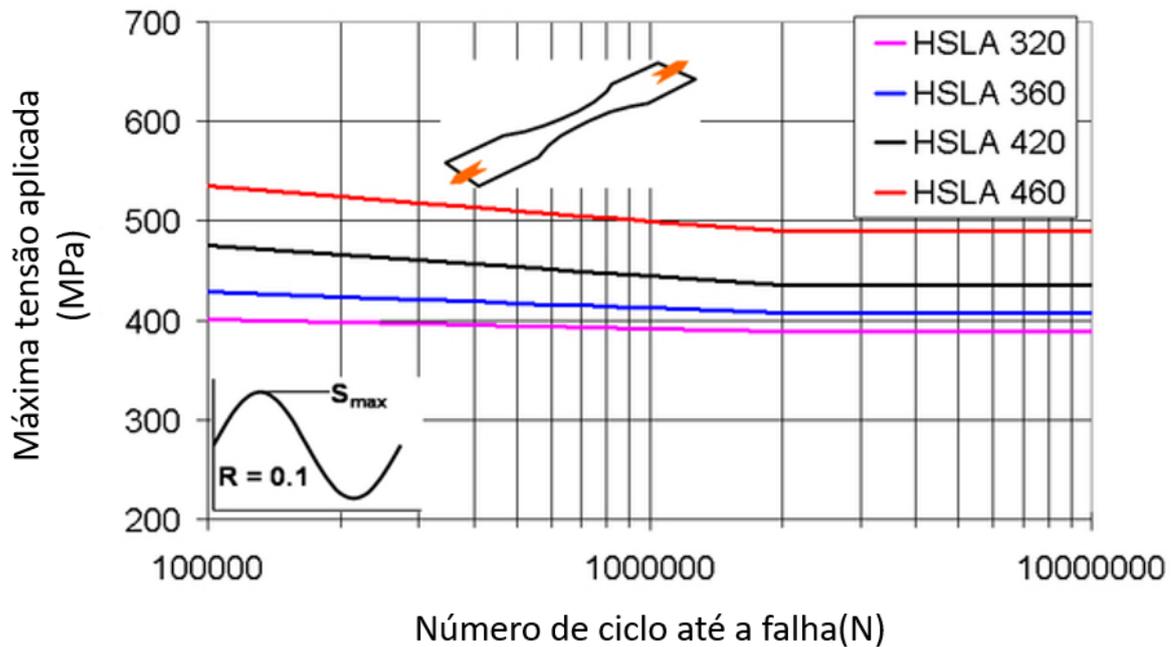


Fonte: Autor "adaptado de" Keeler e Kimchi, 201, página 3-9

Essa figura apresenta valores de tensão verdadeira no eixo da ordenada e deformação verdadeira no eixo da abscissa. Nesse caso foram ensaiados aços que variam de 280 MPa a 500 MPa de tensão limite de escoamento. A nomenclatura mostra valores mínimos de resistência do aço, por exemplo, HSLA 280/370 denota que é um aço com tensão limite de escoamento de 280 MPa e tensão limite de resistência de 370 MPa.

Curvas de tensão vs. deformação auxiliam na classificação de aços por sua propriedade mecânica e são de mais fácil obtenção do que as curvas de fadiga que demandam mais tempo de teste e uma maior quantidade de amostras. Como esse trabalho se trata de um processo que abrange fadiga, a Figura 9 ilustra curvas de máxima tensão aplicada por número de ciclos até a falha, também conhecidas como curvas S-N ou ainda como curvas de Wöhler, de aços do tipo HSLA. As curvas S-N da Figura 9 foram compostas com relação de tensão de  $R = 0,1$ , ou seja, a tensão mínima aplicada é da ordem de 10% da tensão máxima aplicada. Vale ressaltar que o eixo número de ciclo até falha se encontra em escala logarítmica.

Figura 9 - Curva S-N de aços HSLA com  $R = 0,1$



Fonte: Autor “adaptado de” ArcelorMittal, 2017

As curvas S-N podem ser interpretadas da seguinte maneira: para um aço do tipo HSLA 320 submetido a uma tensão cíclica, a qual varia de 40 MPa a 400 MPa, a expectativa é que esse ciclo se repita 100.000 vezes até que a trinca nucleie.

Até esse momento nesta seção foram apresentados os aços convencionais e os de baixa liga. Nos próximos tópicos, serão apresentados aços avançados de alta resistência e ultra alta resistência.

### 2.2.2 Aços avançados de alta resistência

Na década de 70, foi desenvolvido o aço de microestrutura composta de ferrita e martensítica pela *British Iron and Steel Research Association* (BRISA) na Inglaterra e paralelamente pela *Inland Steel Corporation* nos Estados Unidos da América, sendo nomeado *Dual Phase* (DP) que significa bifásico em português. Apesar desse aço ser conhecido como bifásico, de acordo com Rashid (1981) sua microestrutura varia de 75% a 85% de ferrita, sendo o restante uma mistura de martensita, bainita e austenita retida, onde a martensita é predominante. Segundo Medina et al. (2017) aços DP 600 apresentam 80% de ferrita e o restante de martensita. O aumento da fase martensítica induz o aumento da tensão de escoamento e do limite de resistência, como é o caso do DP1200 que possui 85% da microestrutura composta de martensita (PUSHKAREVA et al., 2015). Essa microestrutura

promove uma melhor relação de ductilidade e resistência em comparação com aços de constituição microestrutural ferrita e perlita (RASHID, 1981). Devido à sua alta capacidade de absorção de energia e resistência à fadiga, os aços de dupla fase laminados a frio são particularmente adequados para peças estruturais e de segurança automotiva, como vigas longitudinais, travessas e reforços (ARCELORMITTAL, 2017). Devido ao vasto emprego dos aços tipo DP na indústria automotiva, esse trabalho elegeu dois aços dessa categoria para serem caracterizados posteriormente na seção 3.2. Para exemplificar a aplicação do uso do aço tipo DP a imagem posicionada à esquerda da Figura 10 mostra uma viga de impacto com DP 1180, a qual se encontra na extremidade frontal do veículo e é destinada à absorção de energia durante colisões, e na direita da mesma figura um reforço de coluna B confeccionada de um aço tipo DP 600/980 e é localizado entre as aberturas de porta dianteira e traseira do veículo tendo como principal objetivo evitar alto deslocamento na região em uma situação de impacto lateral preservando a integridade dos ocupantes.

Figura 10 – À esquerda reforço viga de impacto em aço tipo DP 1180 e à direita reforço da coluna B em aço tipo DP 600/980

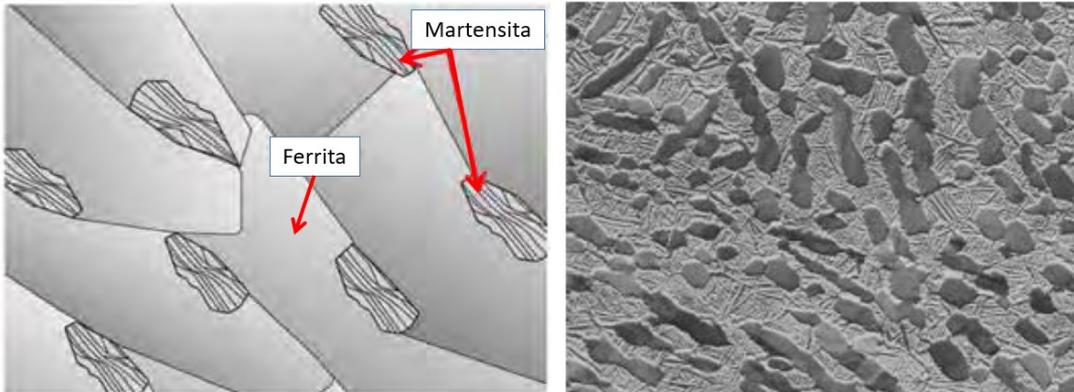


Fonte: Autor “adaptado de” ArcelorMittal, 2017

O aço da viga de impacto apresenta tensão limite de escoamento de 900 MPa e tensão limite de resistência de 1180 MPa, enquanto o reforço de coluna B apresenta tensão limite de escoamento de 600 MPa e de resistência 980 MPa.

Com o intuito de ilustrar a microestrutura de aços tipo DP, a Figura 11 composta de duas imagens apresenta à esquerda a microestrutura em sua forma esquemática e à direita ilustra uma micrografia real, vale salientar que não há escala e nem tamanho de grão no trabalho original.

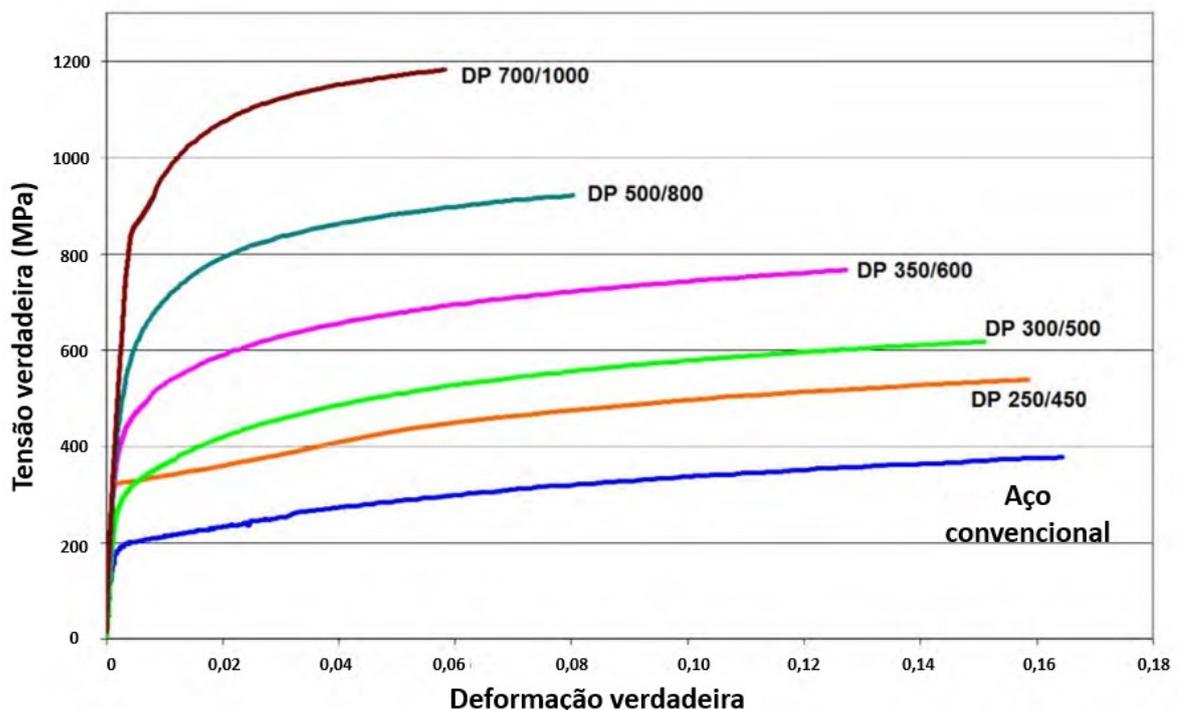
Figura 11 – Esquema de microestrutura de um aço DP à esquerda e micrografia à direita do mesmo aço



Fonte: Autor “adaptado de“ Keeler e Kimchi, 2014, página 2-2

Apenas como comparativo de desempenho, a Figura 12 ilustra a diferença do ensaio de tração de aços do tipo DP para um aço convencional, com microestrutura ferrítica e tensão limite de escoamento de 180 MPa. Nesse caso foram ensaiados distintos tipos de aço DP, sendo que a nomenclatura mostra valores mínimos de resistência do aço, por exemplo, DP 700/1000 significa que é um aço com tensão limite de escoamento de 700 MPa e tensão limite de resistência de 1000 MPa.

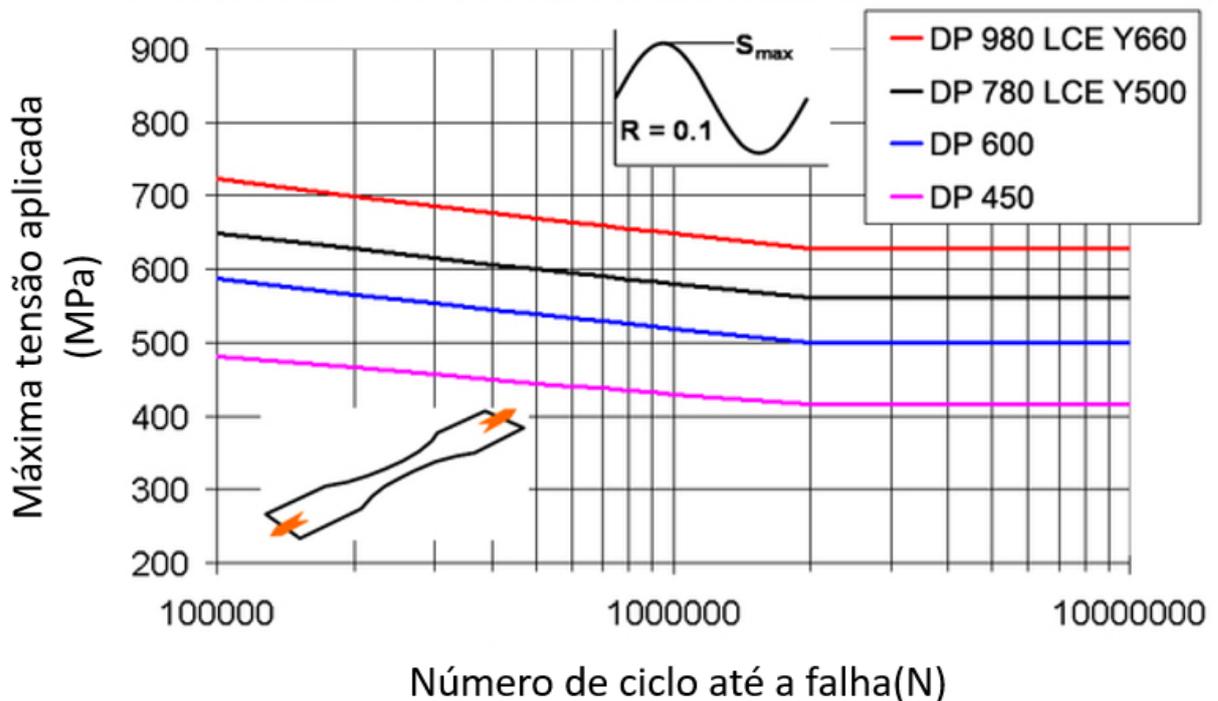
Figura 12 - Curva de tensão verdadeira vs. deformação verdadeira de aços DP em comparação com aço convencional



Fonte: Autor “adaptado de“ Keeler e Kimchi, 2017, página 2-4

Para dar uma ordem de grandeza do desempenho de fadiga de aços do tipo DP, curvas S-N são apresentadas na Figura 13. As curvas S-N foram compostas com relação de tensão de  $R = 0,1$ , assim como feito para as curvas S-N de aços tipo HSLA apresentadas anteriormente nesse trabalho. É relevante dizer que o número de ciclos está em escala logarítmica e a interpretação do gráfico do tipo S-N da Figura 13 pode ser feita da mesma forma que apresentado anteriormente, ou seja, para um aço DP 450 submetido a uma tensão cíclica, a qual varia de 48 MPa a 480 MPa, a expectativa é que esse ciclo se repita 100.000 vezes até que a trinca nucleie.

Figura 13 - Curva S-N de aços DP com  $R = 0,1$



Fonte: Autor “adaptado de” ArcelorMittal, 2017

Dentre os aços que são classificados como avançados de alta resistência, está o de fase complexa ou também conhecido como *Complex Phase* (CP). Esses aços apresentam limite de resistência similar aos de aços DPs, porém com microestrutura da matriz ferrítica ou bainítica contendo martensita e perlita. O tamanho de grão é refinado devido ao atraso da recristalização e à precipitação de elementos de liga, no caso tipicamente titânio, vanádio ou nióbio. Aços do tipo CP que constituem sua matriz de bainita apresentam maior dificuldade de estampagem do que os de matriz ferrítica (KUZIAK; KAWALLA; WAEGLER, 2008). Dada a sua alta capacidade de absorção de energia e resistência à fadiga, essas qualidades são particularmente adequadas para componentes de segurança automotiva que exigem boa resistência ao impacto

e para componentes do sistema de suspensão que não exijam formas complexas (ARCELOR MITTAL, 2017). A aplicação desse tipo aço fica ilustrada na Figura 14, sendo que à esquerda se encontra uma barra de reforço de porta constituída de CP 1000, com tensão limite de escoamento de 1000 MPa e à direita se encontra um braço de controle de um CP 800, com tensão limite de escoamento de 800 MPa.

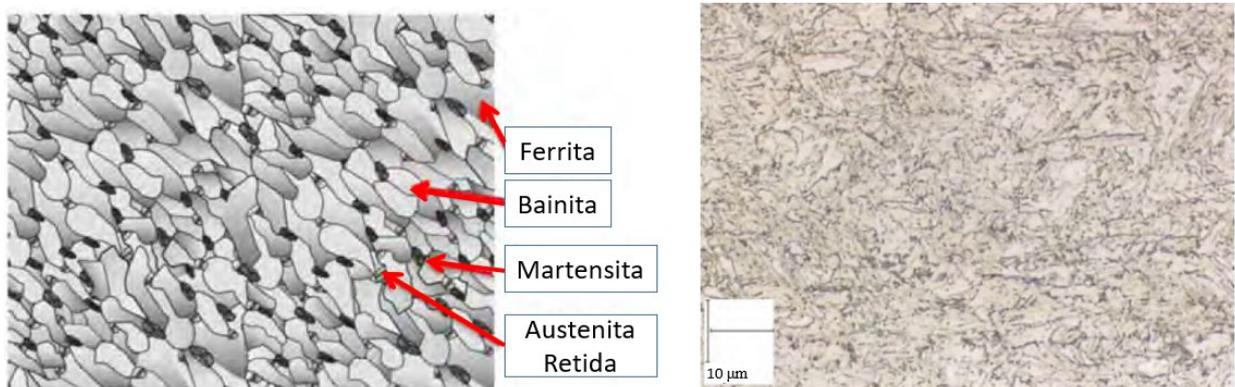
Figura 14 – Reforço de porta constituída de CP 1000 à esquerda; à direita braço de controle de DP 800



Fonte: Autor “adaptado de” ArcelorMittal, 2017

Com o intuito de ilustrar a microestrutura de aços tipo CP, na Figura 15 são apresentadas as microestruturas de aços tipo CP esquematicamente à esquerda, sendo elas ferrita, bainita, martensita e austenita, e do lado direito da figura está ilustrada uma micrografia real de um aço CP 800/1000, ou seja, com tensão limite de escoamento de 800 MPa e tensão limite de resistência de 1000 MPa.

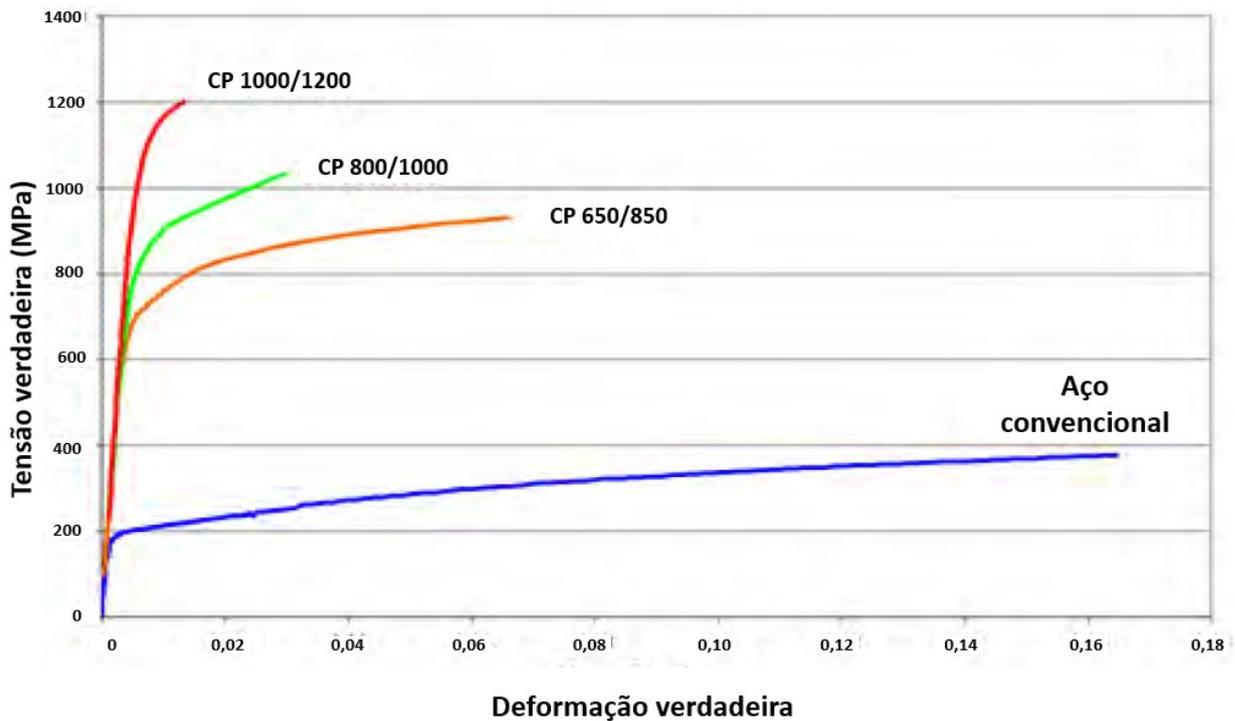
Figura 15 - Esquema de microestrutura de um aço CP à esquerda e microestrutura real à direita de um aço CP 800/1000



Fonte: Autor “adaptado de” Keeler e Kimchi, 2017, página 2-8

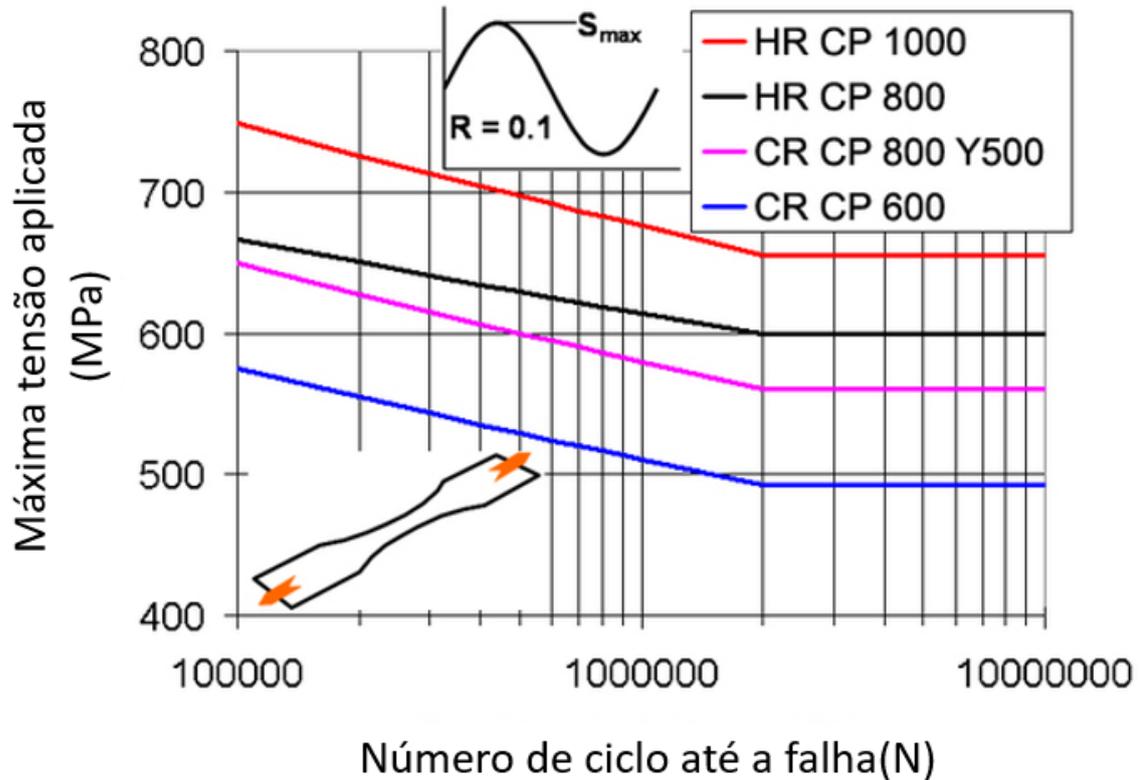
Com o intuito de mostrar o desempenho dos aços classificados como CP em teste de tração, a Figura 16 mostra um comparativo destes com um aço convencional de microestrutura ferrítica e tensão limite de escoamento de 180 MPa. De forma similar aos anteriores, na nomenclatura dos aços CPs apresentados na Figura 16, um aço CP 1000/1200 apresenta tensão limite de escoamento de 1000 MPa e tensão limite de resistência de 1200 MPa.

Figura 16 - Curva de tensão verdadeira vs. deformação real verdadeira de aços CP em comparação com aço convencional



Fonte: Autor “adaptado de” Keeler e Kimchi, 2017, página 2-9

Aços do tipo CP apresentam boas propriedades de fadiga e por isso são usualmente empregados em peças de chassis, como o braço de controle mostrado na figura 14; para ilustrar esse desempenho a figura 17 exhibe curvas S-N de aços do tipo CP com  $R = 0,1$ , sendo que o número de ciclos está em escala logarítmica. Para um aço CP 600 submetido a uma tensão cíclica, a qual varia de 57 MPa a 570 MPa, por exemplo, a expectativa é que esse ciclo se repita 100.000 vezes até que a trinca nucleie.

Figura 17 - Curva S-N de aços CP com  $R = 0,1$ 

Fonte: Autor “adaptado de” ArcelorMittal, 2017

Os aços classificados como *Transformation Induced Plasticity* (TRIP), cuja definição se deu inicialmente na década de 70, possuem transformação de fase induzida por plasticidade, sendo que sua microestrutura é austenita retida embutida em uma matriz primária de ferrita (GREENWOOD; JOHNSON, 1967 apud FISCHER et al., 2000). Entretanto, os aços do tipo TRIP são classificados dentre os aços avançados de alta resistência, os quais consistem em uma matriz de bainita, ferrita, martensita e austenita retida (KEELER; KIMCHI, 2014). O maior teor de silício e carbono dos aços TRIP também resulta em frações volumosas significativas de austenita retida na microestrutura final (FISCHER et al., 2000). Os aços TRIP podem ser projetados ou adaptados para fornecer excelente conformabilidade para a fabricação de peças complexas ou exibir alto endurecimento durante a deformação proveniente de colisão, o que resulta em grande absorção de energia durante o impacto (KEELER; KIMCHI, 2014). Esse aço é empregado na confecção de travessas transversais, vigas longitudinais, reforços de pilares B, soleiras e reforços para para-choques, como ilustrado na Figura 18 (ARCELOR MITTAL, 2017). À esquerda da Figura 18 encontra-se um reforço de coluna B e à direita uma travessa de para-choque, ambos feitos em TRIP 780.

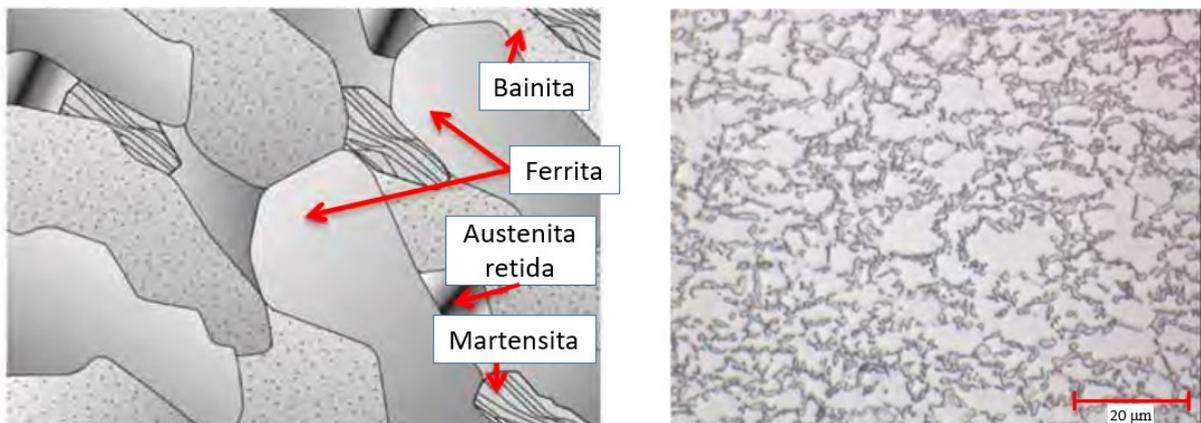
Figura 18 – Reforço de coluna B à esquerda e travessa de para-choque à direita, ambos em TRIP 780



Fonte: Autor “adaptado de” ArcelorMittal, 2017

A microestrutura típica de um aço TRIP é exemplificada de forma esquemática à esquerda da Figura 19 e à direita na mesma figura tem-se uma micrografia real de um aço TRIP 690.

Figura 19 - Esquema de microestrutura de um aço TRIP à esquerda e à direita micrografia real de um aço TRIP 690

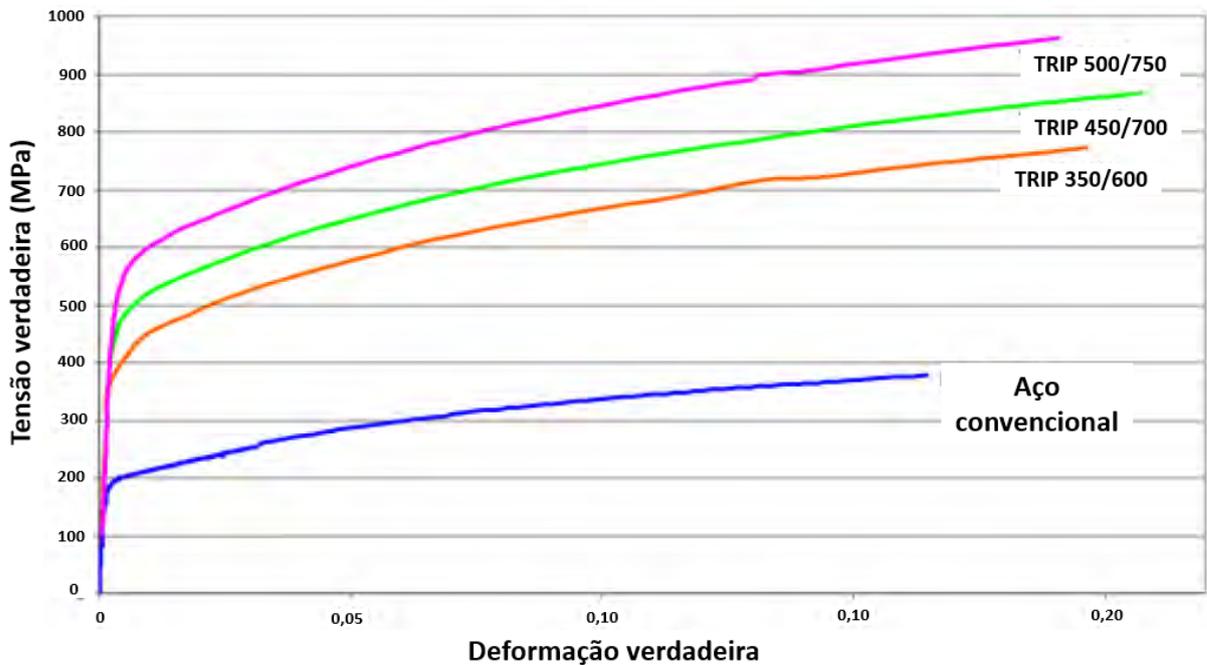


Fonte: Autor “adaptado de” Keeler e Kimchi, 2017, página 2-5

A Figura 20 ilustra o comportamento mecânico no teste de tração dos aços do tipo TRIP em relação a um aço convencional, com microestrutura ferrítica e tensão limite de escoamento de 180 MPa; estão plotados valores de tensão e deformação verdadeiras nos eixos das ordenadas

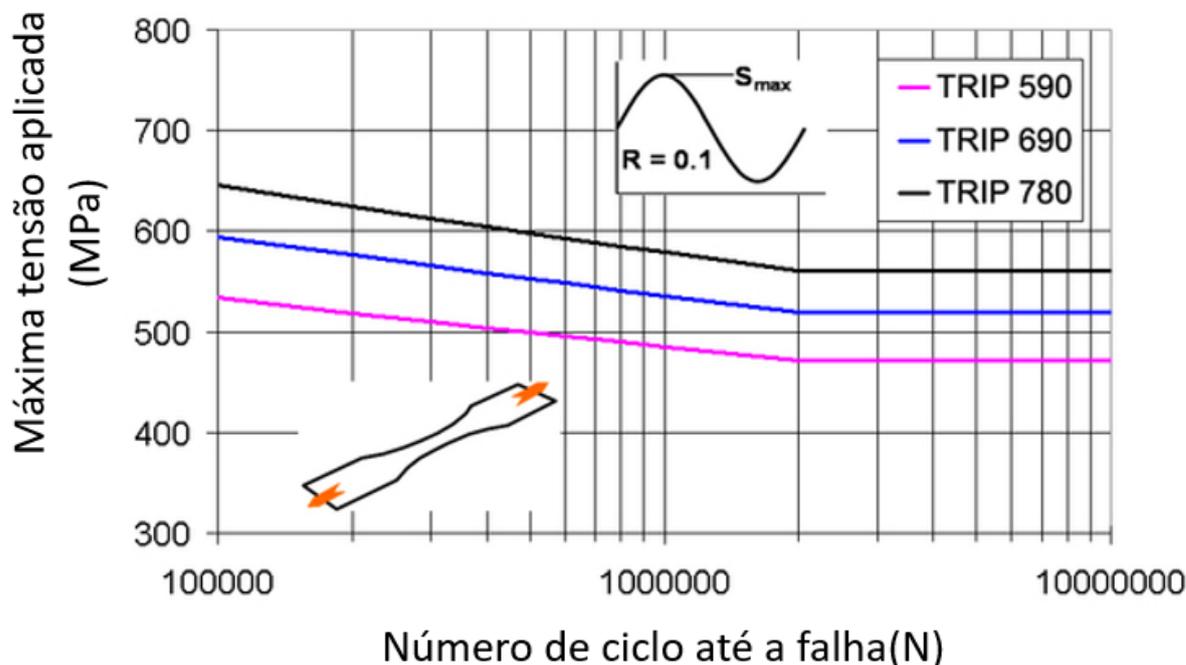
e abscissas, respectivamente. A denominação dos aços TRIP seguem as mesmas de aços já previamente citados, sendo que o primeiro valor após a sigla TRIP se refere à tensão limite de escoamento e o segundo valor à tensão limite de resistência.

Figura 20 - Curva de tensão verdadeira vs. deformação verdadeira de aços TRIP em comparação com aço convencional



Fonte: Autor “adaptado de” Keeler e Kimchi, 2017, página 2-7

Aços do tipo TRIP possuem bom desempenho em termos de fadiga quando comparados aos aços de média resistência e para ilustrar esse desempenho a Figura 21 exibe curvas S-N de aços do tipo TRIP com  $R = 0,1$ , seguindo o mesmo padrão das curvas apresentadas até o momento, tendo o número de ciclos em escala logarítmica. Para um aço TRIP 590 submetido a uma tensão cíclica, a qual varia de 54 MPa a 540 MPa, por exemplo, a expectativa é que esse ciclo se repita 100.000 vezes até que a trinca nucleie.

Figura 21 - Curva S-N de aços TRIP com  $R = 0,1$ 

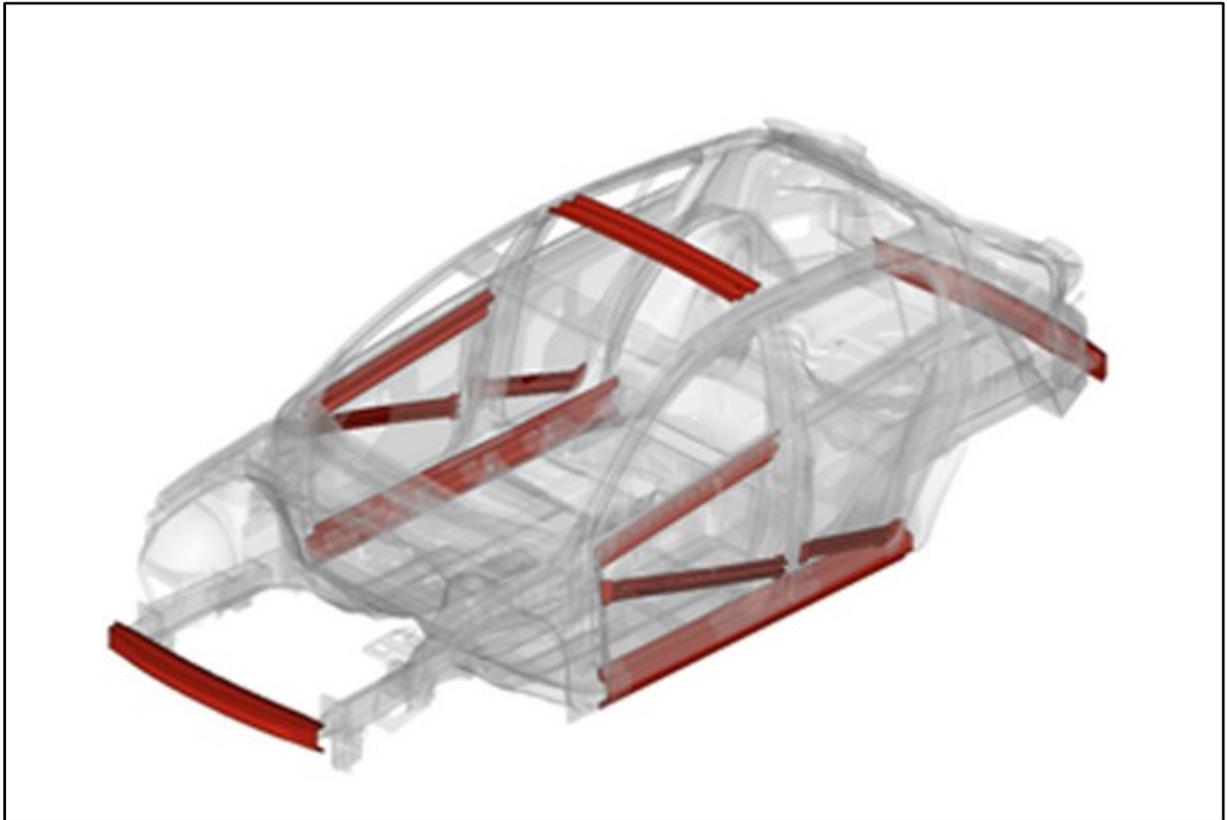
Fonte: Autor “adaptado de” ArcelorMittal, 2017

Até o momento foram apresentados aços convencionais e do tipo avançados de alta resistência de aplicação automotiva, ilustrando suas propriedades mecânicas, como aquelas advindas de curvas tensão-deformação e curvas S-N. Na seção 2.2.3 são apresentados os aços de ultra alta resistência e suas aplicações na indústria automotiva.

### 2.2.3 Aços de ultra alta resistência

Aços que possuem matriz martensítica contendo pequenas quantidades de ferrita e bainita são classificados como *Martensitic Steels* (MS) e possuem alto limite de resistência podendo atingir até 1700 MPa. Os aços MS são produzidos pelo rápido resfriamento da fase austenítica, a qual é transformada em grande parte em martensita. Em condições específicas pode se chegar a produzir aços com 100% de martensita usando água para o resfriamento do processo. Sua aplicação no setor automotivo é destinada a vigas de impacto dianteiras e traseiras, barras de portas e travessas de teto, assim como ilustrado na Figura 22 (KEELER; KIMCHI, 2014).

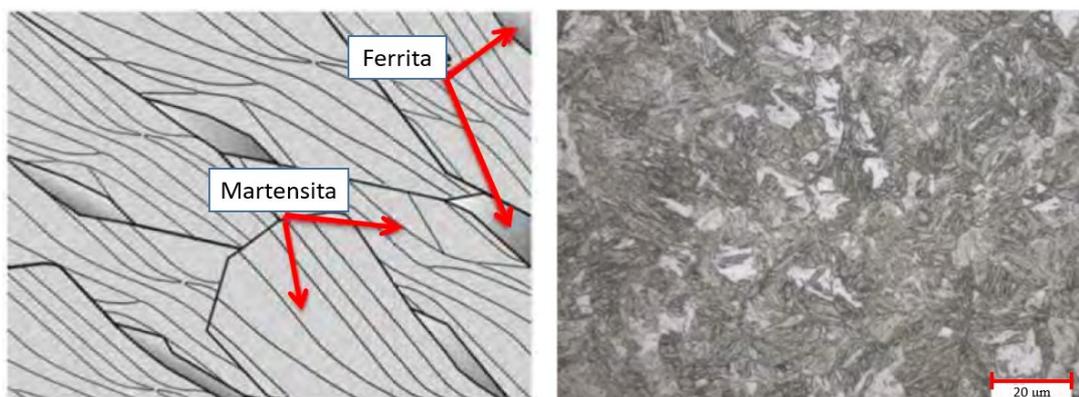
Figura 22 – Exemplo ilustrativo da aplicação de aços tipo MS em carroceria automotiva



Fonte: Autor “adaptado de“ ArcelorMittal, 2017

A figura 23 mostra como os aços do tipo MS, nesse caso MS 950/1200, apresentam maior quantidade de martensita do que ferrita em sua constituição microestrutural.

Figura 23 - Esquema de microestrutura de um aço MS à esquerda e à direita micrografia real de um aço MS 950/1200

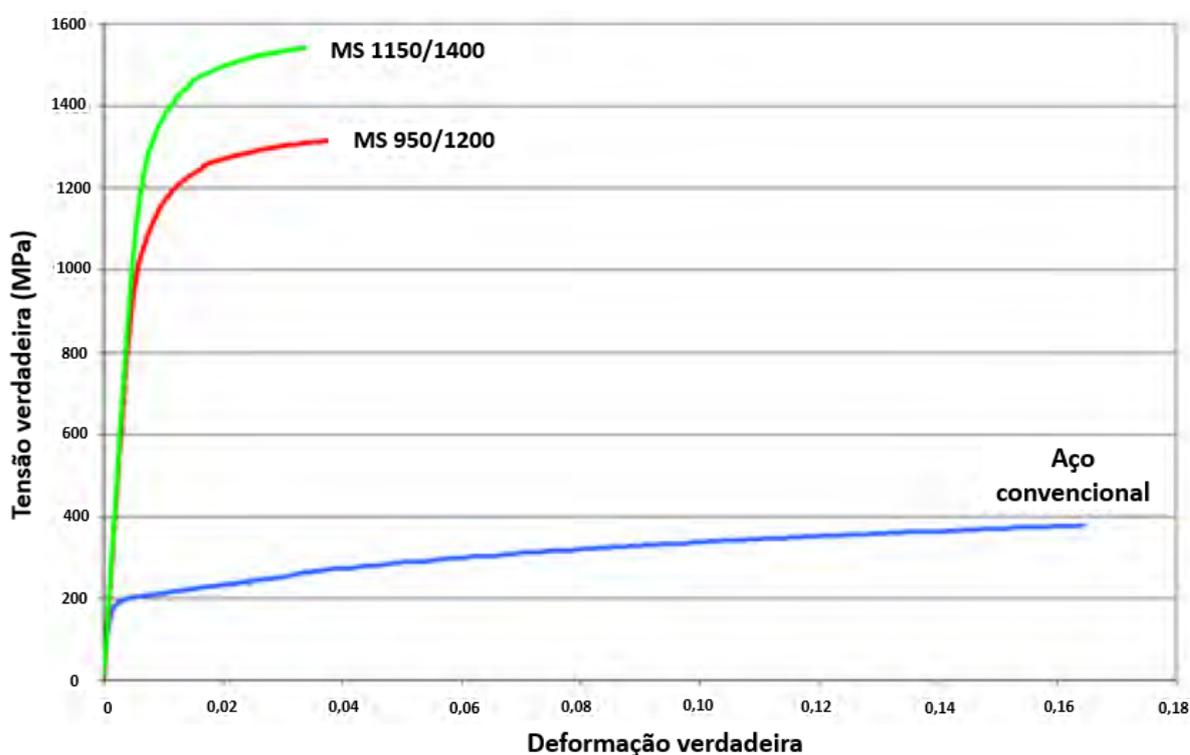


Fonte: Autor “adaptado de“ Keeler e Kimchi, 2017, página 2-10

Diversos elementos de liga são utilizados para aumentar a dureza e melhorar a capacidade de conformação, dentre eles estão: manganês, silício, cromo, molibdênio, boro,

vanádio e níquel (SAVIC et al., 2010). É possível verificar o desempenho dos aços MS no teste de tração ilustrado na Figura 24 em comparação com um aço convencional, com microestrutura ferrítica e tensão limite de escoamento de 180 MPa. A Figura 24 apresenta a curva tensão verdadeira vs. deformação verdadeira de dois aços do tipo MS, sendo um deles com tensões limite de escoamento e limite de resistência de 950 MPa e 1200 MPa e outro com 1150 MPa e 1400 MPa das mesmas propriedades mecânicas. Ambos são identificados como MS 950/1200 e MS 1150/1400, respectivamente.

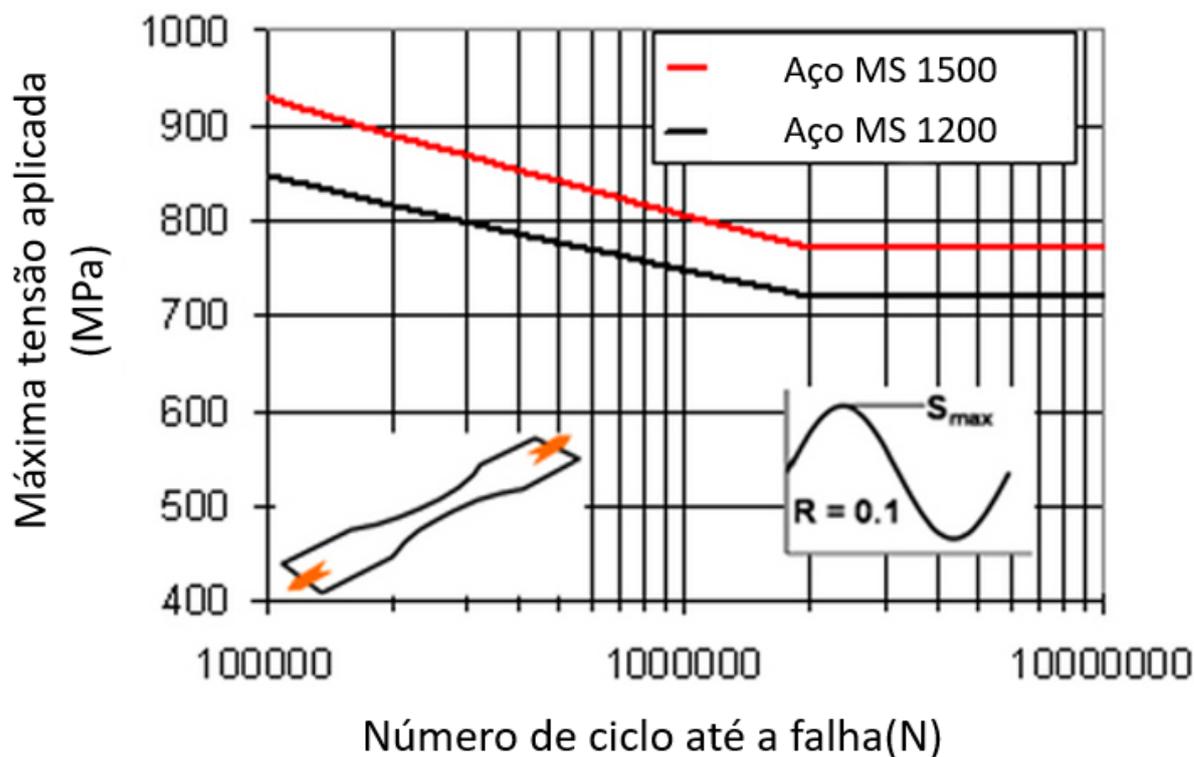
Figura 24 - Curva de tensão verdadeira vs. deformação verdadeira de aços MS em comparação com aço convencional



Fonte: Autor “adaptado de” Keeler e Kimchi, 2017, página 2-11

Aços do tipo MS apresentam desempenho superior em termos de fadiga quando comparados com aços de mesmas tensões limite de escoamento e resistência, porém com distintas microestruturas. Para ilustrar esse desempenho a Figura 25 exibe curvas S-N de aços do tipo MS com  $R = 0,1$ , seguindo o mesmo padrão das curvas apresentadas até o momento, sendo que o número de ciclos está em escala logarítmica. Para um aço MS 1200 submetido a uma tensão cíclica, a qual varia de 85 MPa a 850 MPa, a expectativa é que esse ciclo se repita 100.000 vezes até que a trinca nucleie.

Figura 25 - Curva de SN de aços MS com R = 0.1



Fonte: Autor “adaptado de” ArcelorMittal, 2017

Além dos aços do tipo MS, os aços estampados por meio de um processo de estampagem a quente, *Hot Forming* (HF) ao mesmo tempo conhecido como *Press Hardening Steel* (PHS), também são classificados como aços de ultra alta resistência. Aços do tipo PHS empregam teores de boro variando entre 0,001% a 0,005% em sua formulação (KEELER, KIMCHI, 2014). O aço do tipo 22MnB5 é comumente aplicado no processo que envolve estampagem a quente; antes do processo de estampagem esse material apresenta uma microestrutura ferrítica e perlítica e atinge tensão limite de resistência de 600 MPa, chegando a atingir 1500 MPa para a mesma propriedade após o processo de estampagem resultante de uma microestrutura martensítica (KARBASIAN, TEKKAYA, 2010). Essencialmente, esse processo acontece em temperaturas próximas de 950°C e em seguida o aço é resfriado durante o próprio processo atingindo uma taxa de resfriamento de 50°C por segundo. Com esse processo pode-se obter partes com geometrias complexas e limite de resistência de 1800 MPa, porém, nesse caso a capacidade de atingir grandes deformações fica comprometida (MERKLEIN et al., 2009). Devido à sua alta resistência, os aços PHS são particularmente adequados para reforços que restrinjam deslocamento em caso de colisão, por isso suas principais aplicações em vigas dianteiras e traseiras, reforços de porta, coluna A, coluna B, de assoalho e teto (ARCELORMITTAL, 2017). A Figura 26 exhibe três aplicações de aço tipo PHS, sendo reforço

de coluna B à esquerda da figura, barras de porta na direita superior e viga de impacto na direita inferior.

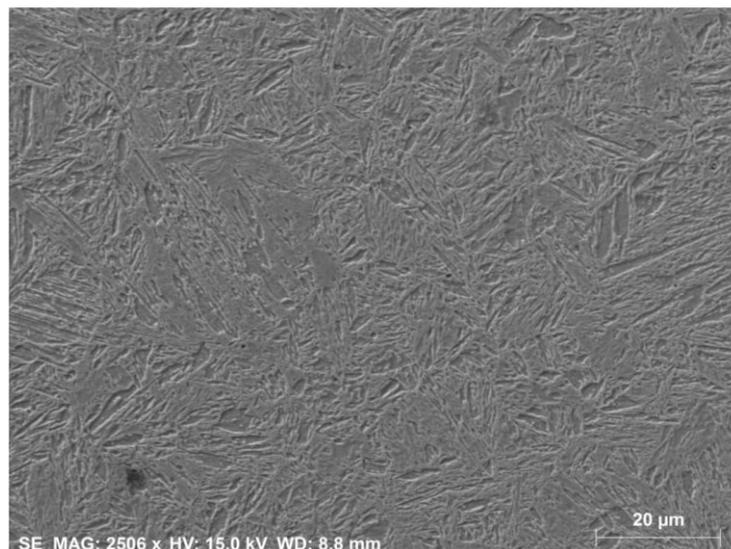
Figura 26 – Exemplo de aplicação do aço tipo PHS, reforço de coluna B, barras de porta na direita superior e viga de impacto na direita inferior



Fonte: Autor “adaptado de” ArcelorMittal, 2017

A Figura 27 ilustra a microestrutura martensítica de um aço 22MnB5, o qual recebeu tratamento térmico, sendo que esse tratamento consistiu em aquecimento do material entre 900°C a 950°C, durante 5 a 10 minutos, seguido de têmpera em ferramentas de estampagem refrigeradas resultando em uma velocidade de resfriamento maior do que 50°C por segundo.

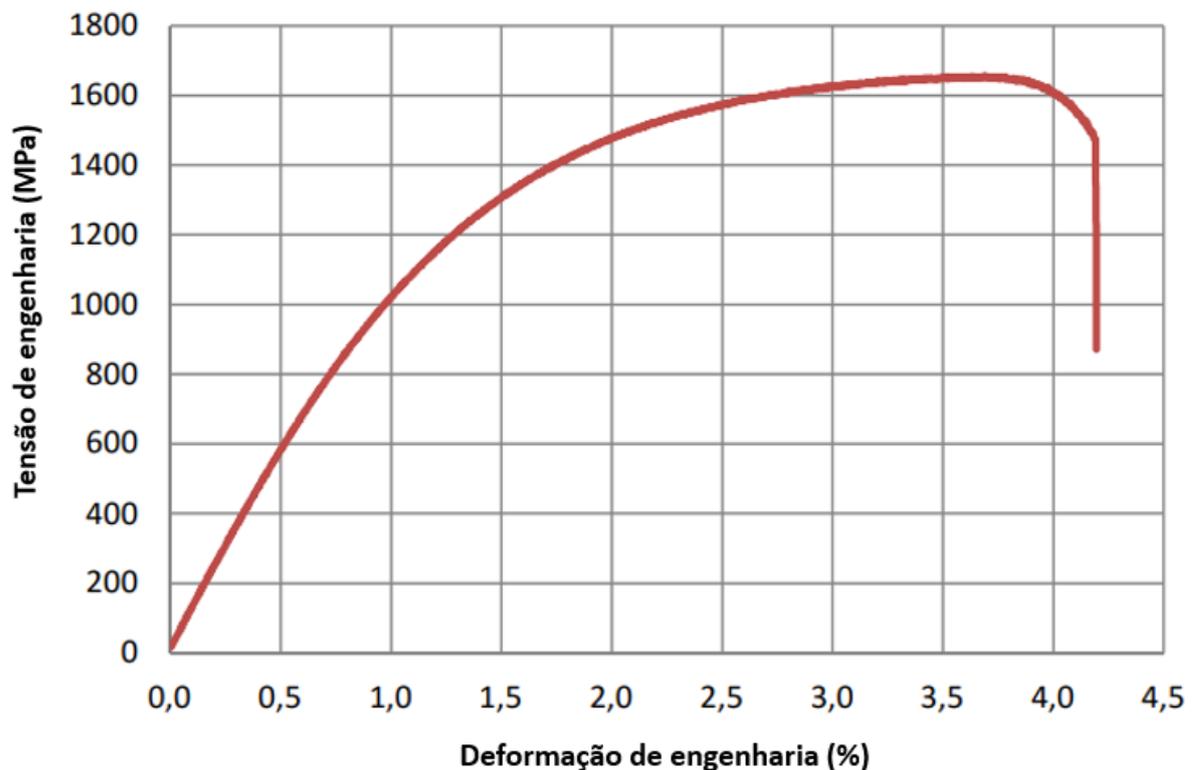
Figura 27 – Microestrutura de um aço 22MnB5 após têmpera



Fonte: Bacic Junior, 2016

Na Figura 28 é possível verificar o desempenho de um aço 22MnB5 no teste de tração, ressaltando que esse aço recebeu o mesmo tratamento descrito para a microestrutura da Figura 27. A Figura 28 apresenta a curva de tensão de engenharia vs. deformação de engenharia de um aço 22MnB5, que apresenta valores de tensão limite de escoamento de 1100 MPa e de resistência de 1650 MPa (BACIC JUNIOR, 2016).

Figura 28 – Curva Tensão de engenharia vs. deformação de engenharia do aço (PHS) após têmpera



Fonte: Bacic Junior, 2016

Conforme já mencionado, com o intuito de abranger as três categorias de aços comumente utilizados na indústria automobilística, aços convencionais, avançados de alta resistência e avançados de ultra alta resistência, foi selecionado um aço tipo PHS que, assim como os demais materiais estudados, será apresentado na seção 3.2.

Para que estas variadas classes de materiais possam ser estudadas à luz de filosofias tolerantes a dano, é importante a discussão da parte do ferramental de Mecânica da Fratura de interesse ao trabalho.

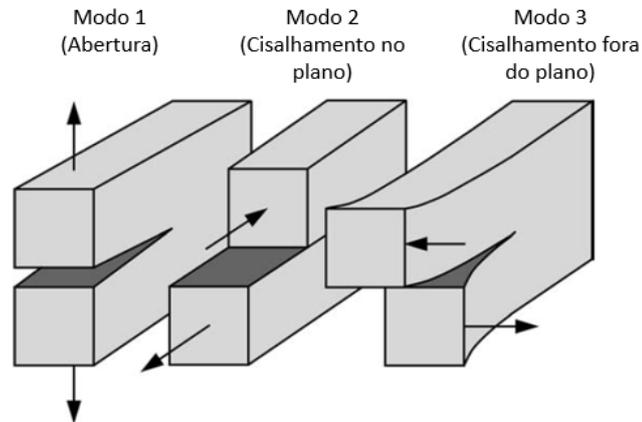
## 2.3 MECÂNICA DA FRATURA LINEAR ELÁSTICA

A Mecânica da Fratura teve grande ascensão durante a Segunda Guerra Mundial quando foi detectada a falha dos navios *Liberty*, os quais apresentaram diversos acidentes. Entre os 2700 navios que foram fabricados, 400 deles apresentaram algum tipo de defeito, sendo que desse total 90 foram considerados graves chegando ao ponto de 10 navios se partirem ao meio. Além do caso dos navios *Liberty*, o desenvolvimento da Mecânica da Fratura nas décadas seguintes foi motivado por diversos incidentes e acidentes, podendo se destacar por exemplo aqueles ocorridos com os aviões a jato *Comet*, os quais apresentavam erros de projetos nas concentrações de tensão das janelas, que levaram à propagação de trincas e a acidentes catastróficos envolvendo vítimas fatais (ANDERSON, 2005). Até os dias atuais diversas pesquisas continuam sendo conduzidas para o aprimoramento das ferramentas de Mecânica da Fratura, mas as técnicas de interesse ao trabalho (predominantemente da teoria elástica-linear) são amplamente consolidadas e usualmente aplicadas a problemas reais que permitem o uso da filosofia de tolerância a dano ou precisam ser avaliados quanto à presença de trincas em componentes.

### 2.3.1 Conceitos da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE)

Em 1957, Irwin, que formulou o conceito do parâmetro  $G$  (taxa de liberação de energia linear) usou as propostas de Westergaard (1939) para consolidar o conceito do fator de intensidade de tensões ( $K$ ) nas regiões próximas da ponta da trinca e assim conseguir definir o campo de tensões próximo da mesma. Antes de prosseguir com esse conceito, é de grande importância mencionar que existem três categorias de  $K$ , sendo o Modo I de tipo de abertura, no qual a sollicitação é normal à face da trinca, o Modo II de cisalhamento no plano da trinca, onde a sollicitação é cisalhante à direção normal da parte frontal da trinca e o Modo III de cisalhamento fora do plano da trinca, no qual a trinca é cisalhada paralelamente à frente da mesma. Para facilitar o entendimento, os modos estão ilustrados na Figura 29. Vale observar que a maioria das propagações de trinca ocorre devido ao modo I de sollicitação (considerado de maior severidade), entretanto a estrutura pode estar submetida a combinações de todos os modos de carregamento e dependendo do tipo de carregamento o  $K$  recebe nome de  $K_I$ ,  $K_{II}$  ou  $K_{III}$  (GROSS; MENDELSON, 1989).

Figura 29 - Modos que caracterizam os diferentes fatores de intensidade de tensão (K)



Fonte: Autor “adaptado de” Anderson, 2005, página 43

Considerando um corpo de material linear elástico trincado e sujeito a forças externas, o campo de tensões pode ser definido usando coordenadas polares (sendo a origem na ponta da trinca existente) como sendo:

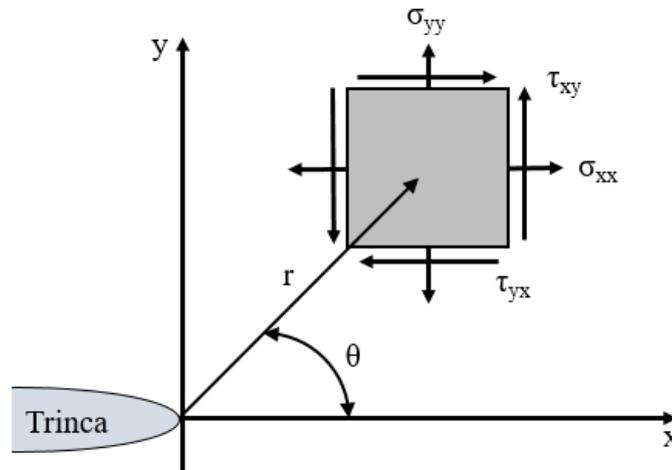
$$\sigma_{ij} = \left( \frac{k}{\sqrt{r}} \right) f_{ij}(\theta) + \sum_{m=0}^{\infty} A_m r^{\frac{m}{2}} g_{ij}^{(m)}(\theta) \quad (1)$$

As variáveis da equação 1 são:

- $\sigma_{ij}$ : é o tensor de tensão;
- $k$ : é uma constante que depende do modo de carregamento;
- $r$  e  $\theta$ : são coordenadas polares;
- $f_{ij}$ : é uma função de  $\theta$ ;
- $A_m$ : é a amplitude;
- $g_{ij}$ : é uma função de  $m$  e  $\theta$ .

Tanto  $A_m$  como  $g_{ij}$  são termos que dependem do inverso da raiz do raio a partir da ponta da trinca e assumem valores que são desprezíveis quando o raio tende a zero (ANDERSON, 2005). Com o subsídio da Figura 30, é possível elucidar as coordenadas polares  $r$  e  $\theta$  em relação à ponta da trinca e também apresentar as componentes de tensões e respectivas direções usualmente empregadas na mecânica da fratura.

Figura 30 - Definição das coordenadas na frente da trinca



Fonte: Autor

Por consequência, o campo de tensões pode ser descrito pelas equações 2, 3 e 4 para o modo I de abertura, modo II de cisalhamento no plano e modo III de cisalhamento fora do plano, respectivamente. Como fica claro nas respectivas formulações, as tensões nas cercanias das trincas dependem somente de fatores geométricos e do respectivo  $K$  atuante.

$$\lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{ij}^{(I)} = \left( \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \right) f_{ij}^{(I)}(\theta) \quad (2)$$

$$\lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{ij}^{(II)} = \left( \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \right) f_{ij}^{(II)}(\theta) \quad (3)$$

$$\lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{ij}^{(III)} = \left( \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \right) f_{ij}^{(III)}(\theta) \quad (4)$$

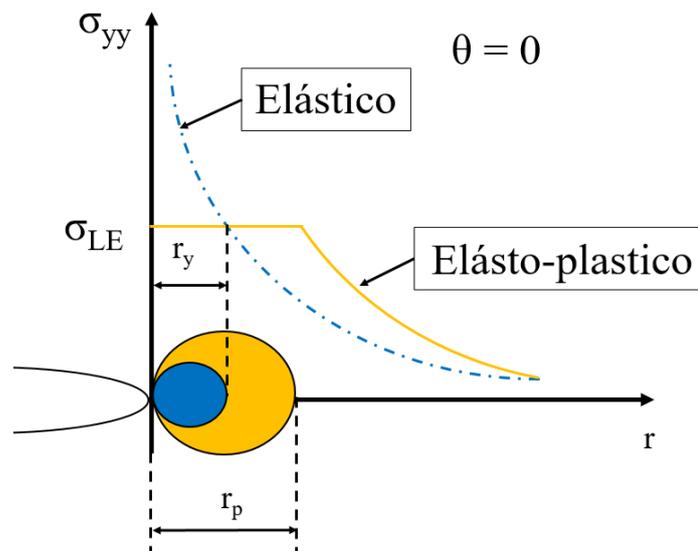
As variáveis das equações 2,3 e 4 são:

- $K_I$ : modo I do fator de intensidade de tensão;
- $K_{II}$ : modo II do fator de intensidade de tensão;
- $K_{III}$ : modo III do fator de intensidade de tensão;
- $r$  e  $\theta$ : são coordenadas polares e estão ilustradas na figura 30;
- $f_{ij}$ : é uma função de  $\theta$ .

Vale advertir que existe uma restrição para a aplicação do fator de intensidade de tensão ( $K$ ). Esse se limita a condição de não haver plasticidade relevante na frente da trinca. Estruturas que são compostas de aços dúcteis, tornam-se totalmente plásticas antes de uma trinca começar a avançar sob cargas monotônicas, invalidando os conceitos da MFLE. Entretanto, se a plasticidade na frente da trinca não for de grande monta a MFLE pode ser aplicada mesmo em aços de comportamento dúctil (HUTCHINSON, 1983). Para garantir que as condições da MFLE sejam respeitadas, normas como a ASTM E647 (2016) descrevem de forma minuciosa todas as considerações necessárias para se atingir tais condições.

O campo de tensões calculados à frente da trinca está ligado diretamente à distância  $r$ , assim como ilustrado na Figura 31. Para um valor de  $r$  muito pequeno as tensões apresentariam tendência ao infinito, o que não é realista do ponto de vista fenomenológico e de comportamento do material. A resposta para conter essa tensão, que tenderia ao infinito, é que o material atinge seu limite de escoamento e entra em regime plástico nessa região, redistribuindo as tensões para manter o equilíbrio; por isso foi proposto que uma parcela plástica deveria ser considerada devido ao escoamento do material; tal parcela é refletida na distância  $r_p$ , sendo duas vezes maior do que a distância  $r_y$  considerada para a condição de distribuição de tensões elásticas (IRWIN, 1957).

Figura 31 - Campo de tensão na ponta trinca considerando plasticidade do material



Fonte: Autor

Essa proposta de consideração e correção de fenômenos de plasticidade localizada é ilustrada na Figura 31, para um ângulo de  $\theta$  igual a zero, a zona plástica de tamanho  $r_y$  da

estrutura, calculada com base na distribuição elástica de tensões, pode ser descrita pela equação 5 para um estado plano de tensões, onde  $\sigma_{LE}$  é a tensão de escoamento do material.

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{LE}} \right)^2 \quad (5)$$

As variáveis da equação 5 são:

- $K_I$ : modo I do fator de intensidade de tensão;
- $\sigma_{LE}$ : tensão de escoamento.

Uma vez que o escoamento na ponta da trinca é alcançado ocorre um encruamento localizado devido à plasticidade e a tensão é redistribuída para que o equilíbrio seja restabelecido. Por isso uma nova dimensão para a zona plástica na frente da trinca ( $r_p$ ) pode ser descrita usando a equação 6 para as mesmas condições do estado plano de tensão; nota-se, para as hipóteses adotadas, que o  $r_p$  é de 2 vezes a ordem de grandeza de  $r_y$ :

$$r_p = \frac{1}{\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{LE}} \right)^2 \quad (6)$$

As variáveis da equação 6 são:

- $K_I$ : modo I do fator de intensidade de tensão;
- $\sigma_{LE}$ : tensão de escoamento.

Nos episódios onde o estado de deformações é plano, o  $r_{y-EPD}$  pode ser calculado usando a equação 7.

$$r_{y-EPD} = \frac{1}{6\pi} \left( \frac{K_I}{\sigma_{LE}} \right)^2 \quad (7)$$

As variáveis da equação 7 são:

- $K_I$  modo I do fator de intensidade de tensão;
- $\sigma_{LE}$  tensão de escoamento.

Os esforços para considerar a plasticidade na ponta da trinca não se limitaram com as propostas descritas anteriormente. Outra abordagem dada para esse mesmo contexto foi a do

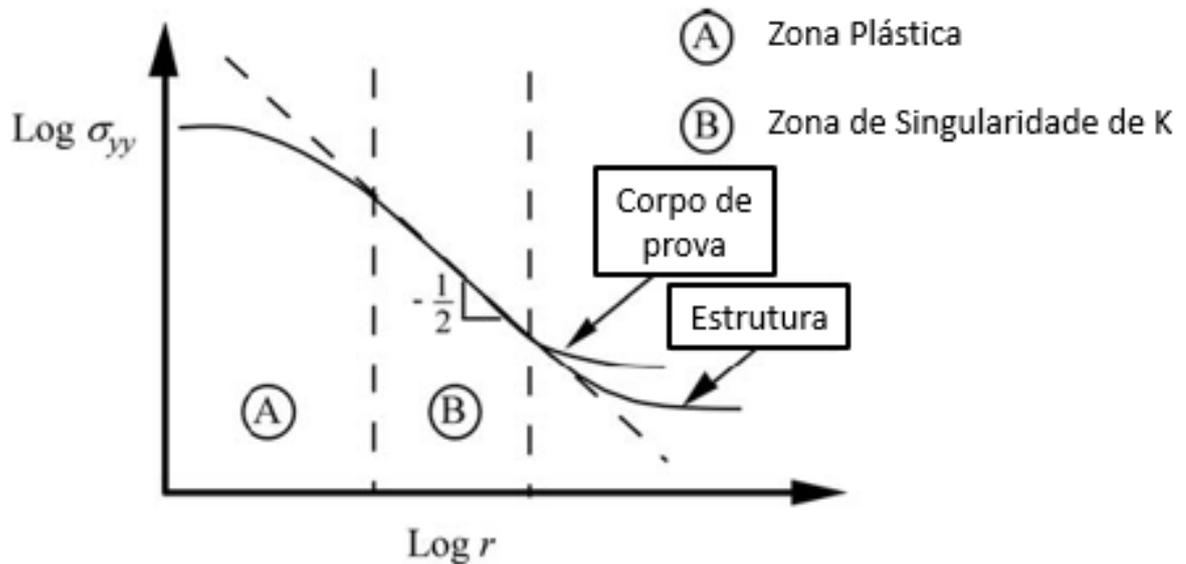
*Strip-yield model*, ou modelo de faixa de escoamento, o qual assume que em uma condição de estado plano de tensão existe uma esbelta região de deformação plástica na frente da ponta da trinca sem endurecimento do material (DUGDALE, 1960 e BARENBLATT, 1962).

Vale lembrar que os esforços para tentar representar o efeito da plasticidade no campo de tensões na ponta da trinca com teorias da MFEL, somente são de validade para condições onde não existe demasiada e extensa plasticidade na frente da trinca, pois, caso exista, esses equacionamentos se tornam potencialmente imprecisos, o que pode acarretar em conclusões equivocadas a respeito da integridade estrutural (RICE et al., 1973), especialmente em se tratando de materiais modernos que possuam alguma capacidade de deformação plástica. A seção 2.3.2 irá discorrer sobre as limitações da MFEL, o que suportará a avaliação sobre a similitude e validade dos corpos de prova empregados neste trabalho.

### **2.3.2 Limitações da Mecânica da Fratura Linear Elástica**

Mesmo com todos os esforços para considerar a plasticidade na frente da trinca feitos por Irwin, Dugdale e Barenblatt, os conceitos da MFEL apresentados até o momento são válidos quando a plasticidade na frente da trinca não é de grande relevância, ou seja, prevalecendo a zona de dominância  $K$  (entendendo-se por dominância a correta descrição das tensões que ocorrem na frente da trinca por este fator). Quanto mais se aproxima de  $r$  igual a zero, o valor de  $K$  se torna mais conservador para descrever o campo de tensões na região da ponta trinca (denominada por região A e ilustrada na Figura 32), de uma certa maneira estando a favor da segurança, porém contra o realismo das tensões atuantes na estrutura e contra o desenvolvimento de estruturas mais otimizadas. Por outro lado, na região B, onde há dominância de  $K$ , o campo de tensões é bem descrito. Após a região B o mesmo prevê valores menores de tensão do que a estrutura está submetida, mas esta região é de reduzida relevância uma vez que não aciona os mecanismos de falha da denominada zona de processo de fratura (ANDERSON, 2005).

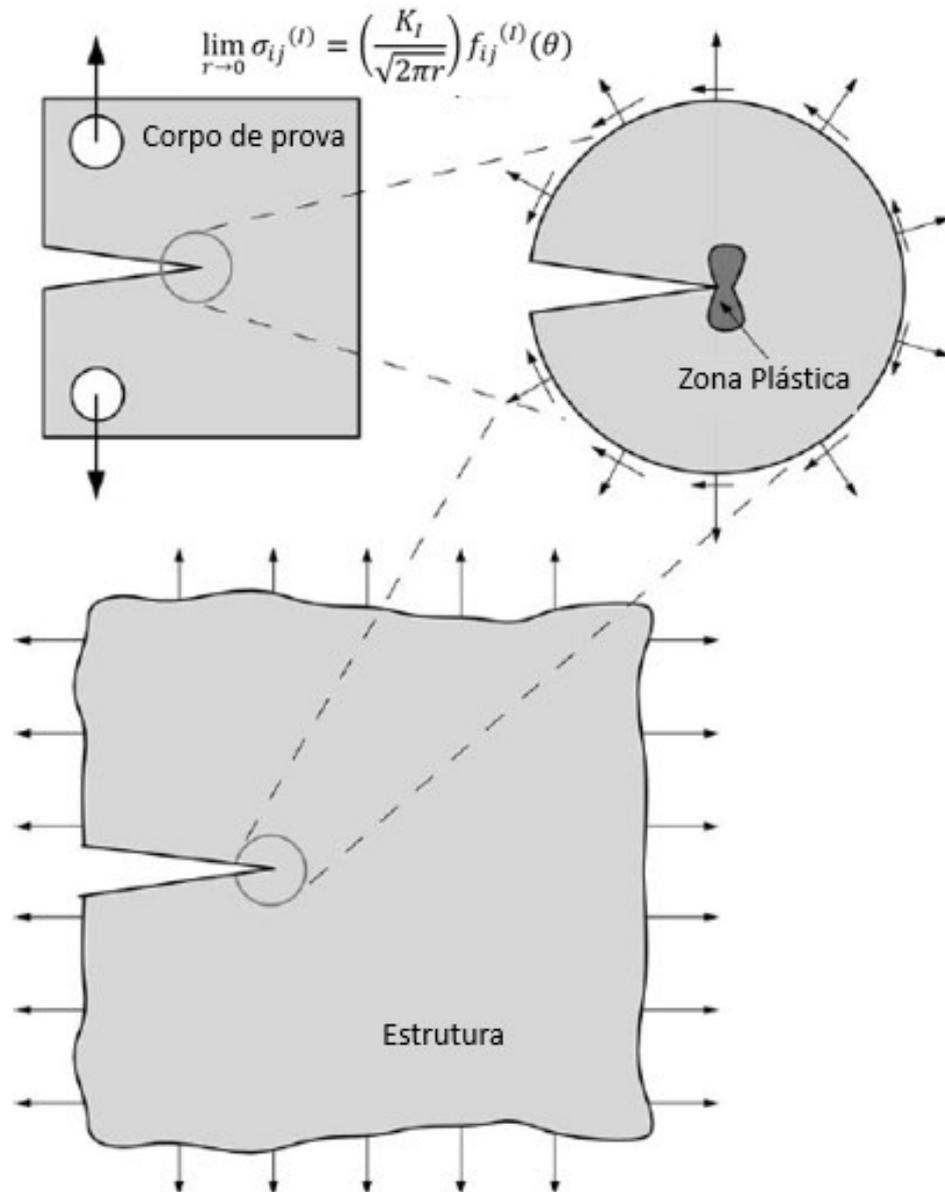
Figura 32 - Comparação entre as tensões de abertura na ponta da trinca de uma estrutura e corpo de prova em função de  $r$



Fonte: Autor "adaptado de" Anderson, 2005, página 71

A Figura 33 ilustra um caso onde a região da ponta da trinca contém baixa plasticidade, tanto em um corpo de prova como em uma estrutura, ou seja, os valores de  $K$  coletados em testes laboratoriais podem ser aplicados em estruturas reais sem perda de representatividade; esse é o conceito conhecido como similitude. Dessa forma quando um valor  $K$  crítico é encontrado em laboratório, o mesmo valor de  $K$  poderá ser usado para avaliar uma estrutura durante seu trabalho.

Figura 33 - Esquema de similitude encontrado em um corpo de provas e uma estrutura em aplicação, dado que existe plasticidade de pequena monta e validade de K

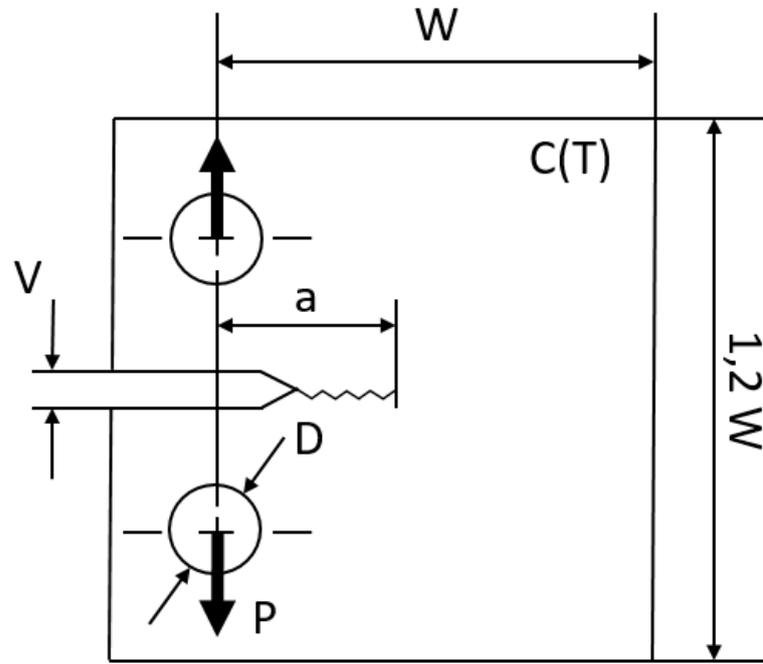


Fonte: Autor "adaptado de" Anderson, 2005, página 71

Para garantir que a condição de similitude seja respeitada, a norma ASTM E647 (2016) recomenda que seja usada uma relação entre a largura do corpo de prova ( $W$ ), tamanho de trinca ( $a$ ), fator de intensidade de tensão máximo aplicado ( $K_{MAX}$ ) e o limite de escoamento do material ( $\sigma_{LE}$ ). Tais dimensões estão ilustradas na Figura 34, que mostra um esquema de um corpo de prova do tipo tração compacto (C(T) do inglês: *Compact Tension*), onde  $P$  é a carga aplicada e  $V$  é a abertura da boca da trinca, também denominada de *Crack Mouth Opening Displacement*

(CMOD). As recomendações de dimensionamento serão apresentadas de forma mais detalhadas na seção 2.4.3.2.

Figura 34 – Esquema de um corpo de prova do tipo C(T)



Fonte: Autor

Baseado nas dimensões esquematizadas na figura 34, a relação proposta pela ASTM E647 (2016) está descrita na equação 8.

$$(W - a) \leq \frac{4}{\pi} \cdot \left( \frac{K_{MAX}}{\sigma_{LE}} \right)^2 \quad (8)$$

As variáveis da equação 8 são:

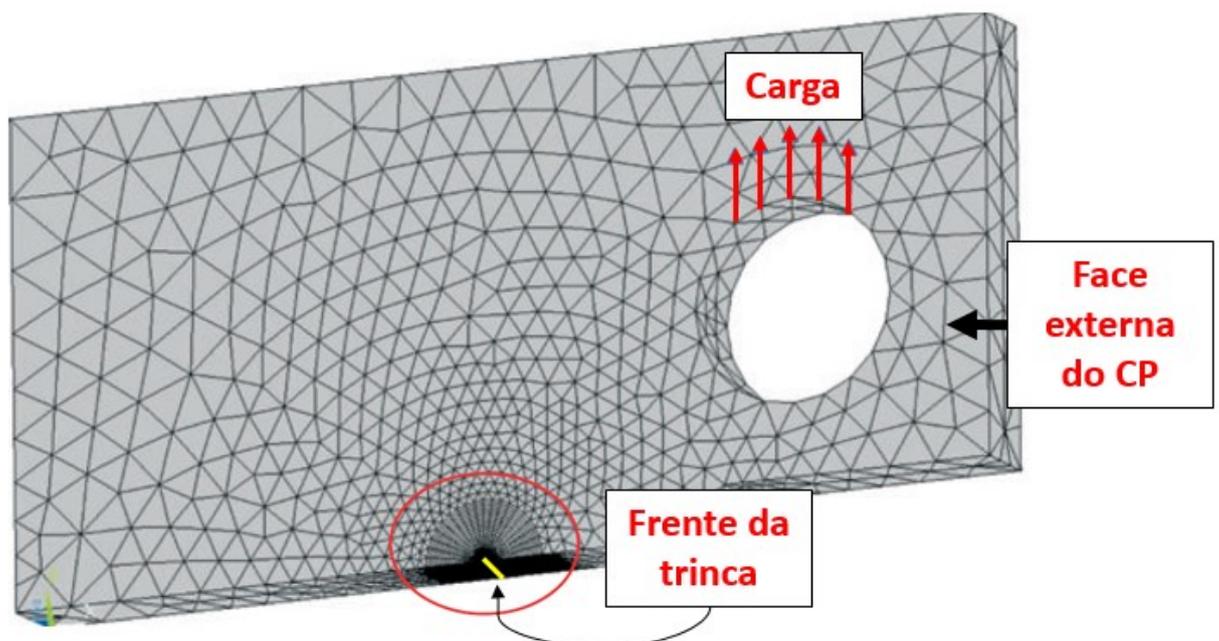
- $W$ : largura do corpo de prova;
- $a$ : comprimento da trinca;
- $K_{MAX}$ : máximo do fator de intensidade de tensão aplicado;
- $\sigma_{LE}$ : tensão de escoamento.

A questão da espessura vai além da quantidade de plasticidade que o corpo de prova estará submetido. Corpos de prova finos possuem uma tendência de apresentar estado plano de tensões na frente da trinca, enquanto corpos de prova mais espessos apresentam estado plano

de deformações na região central da trinca (maior triaxialidade), sendo que isso se deve pela maior quantidade de material que está ao redor da região da frente da trinca impedindo que o mesmo contraia lateralmente de forma livre (ANDERSON, 2005). Trincas ocorrem preferencialmente em regiões de alta triaxialidade favorecendo menor plasticidade e consequentemente a validade da MFEL. Já estruturas finas, ou de baixa triaxialidade, costumam apresentar maior plasticidade devido às grandes solicitações cisalhantes aí presentes nas regiões próximas da superfície, beneficiando o escoamento antes da fratura; tal comportamento se encontra em aços com características dúcteis (ANDERSON, 2005). Por isso, é tamanha a importância de seguir as recomendações feitas pela ASTM E647 (2016) e assegurar que os valores de taxa de propagação de trinca por fadiga respeitem as limitações da MFLE e que o conceito de similitude seja aplicado.

Nesse aspecto da influência da espessura nas deformações, análises de elementos finitos mostram que o efeito da diferença de plasticidade com o aumento da espessura é subestimado (GARCIA MANRIQUE et al., 2017). Utilizando o método dos elementos finitos, a Figura 35 exibe um corpo de prova do tipo C(T) dividido ao meio, ou seja, adotando um conceito de simetria. Na mesma figura, também é possível verificar a região da frente da trinca e o local de aplicação de carga aplicada.

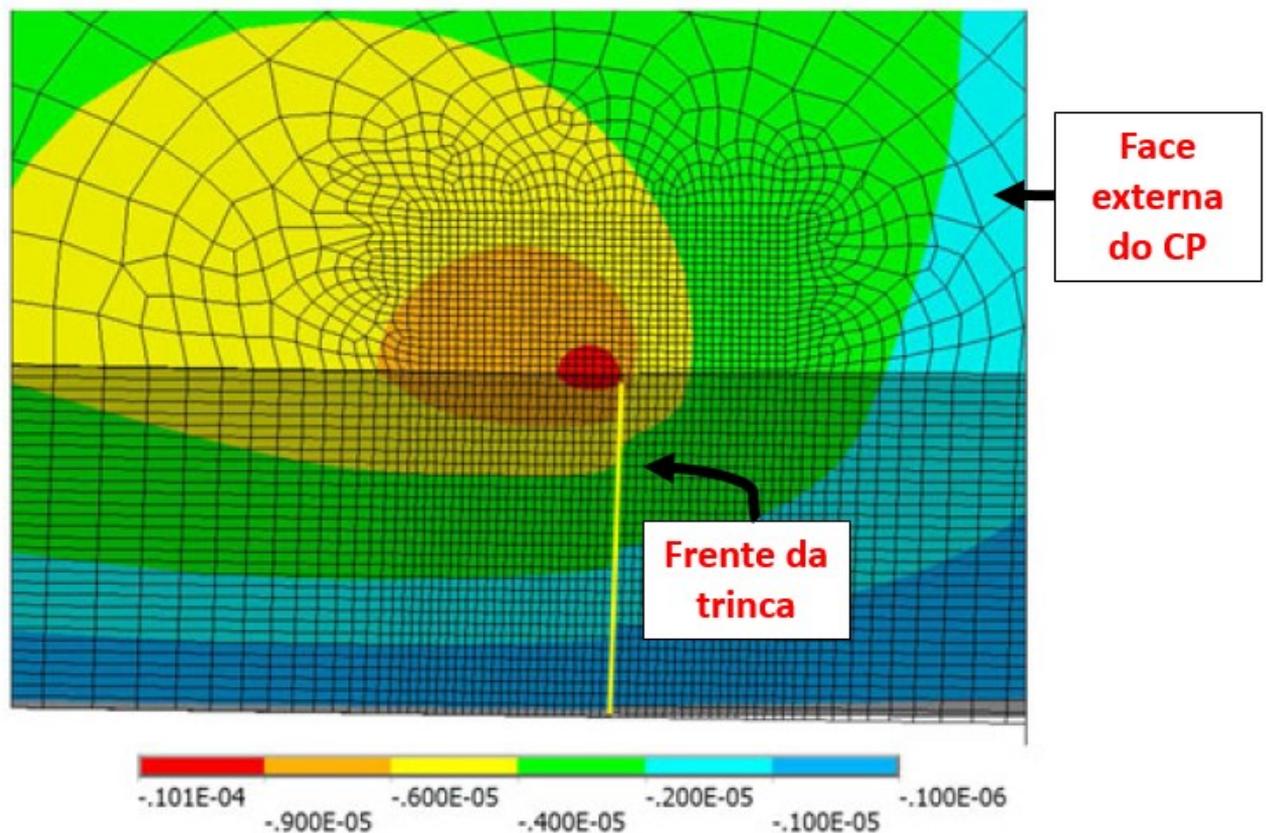
Figura 35 – Corpo de prova do tipo C(T) adotando um conceito de simetria



Fonte: Autor “adaptado de” Garcia-Manrique et al., 2017, página 3

Quando o corpo de prova da Figura 35 é submetido a um  $K_I$  atuante de  $25 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ , existe uma diferença de deslocamento entre o centro do corpo de prova que está em estado triplo de tensão e a face externa do mesmo que se encontra em estado duplo de tensão. O material ao redor da ponta da trinca na região interior do corpo de prova tenta contrair, mas é impedido de fazê-lo pelo material circundante. Isso leva a tensões triaxiais elevadas e uma tendência ao estado de deformação plana na região. Próxima da face, as tensões triaxiais são mais baixas, resultando em um estado de tensão no plano (ANDERSON, 2005). A diferença de deslocamento a partir da face externa e o centro do CP pode ser visto na Figura 36: note que a região em vermelho mostra maior deslocamento transversal do que a região em azul, a qual está se aproximando do centro do corpo de prova (GARCIA MANRIQUE et al., 2017).

Figura 36 – Resultado dos deslocamentos da frente da trinca quando o C(T) da Figura 35 é submetido a um  $K = 25 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$



Fonte: Autor “adaptado de” Garcia-Manrique et al., 2017, página 5

## 2.4 PROPAGAÇÃO DE TRINCAS POR FADIGA

Estruturas ou componentes submetidos a cargas cíclicas podem apresentar trincas em regiões de maior solicitação mecânica, sendo essas previstas durante as fases de concepção,

simulação e avaliação de engenharia, assim como já citado anteriormente na seção 1.1 nas filosofias de vida infinita e chegando até a de tolerante ao dano desenvolvida pela indústria aeronáutica. É importante para este trabalho, portanto, compreender os estágios do processo de propagação de trincas por fadiga, assim como os modelos matemáticos adequados para sua representação.

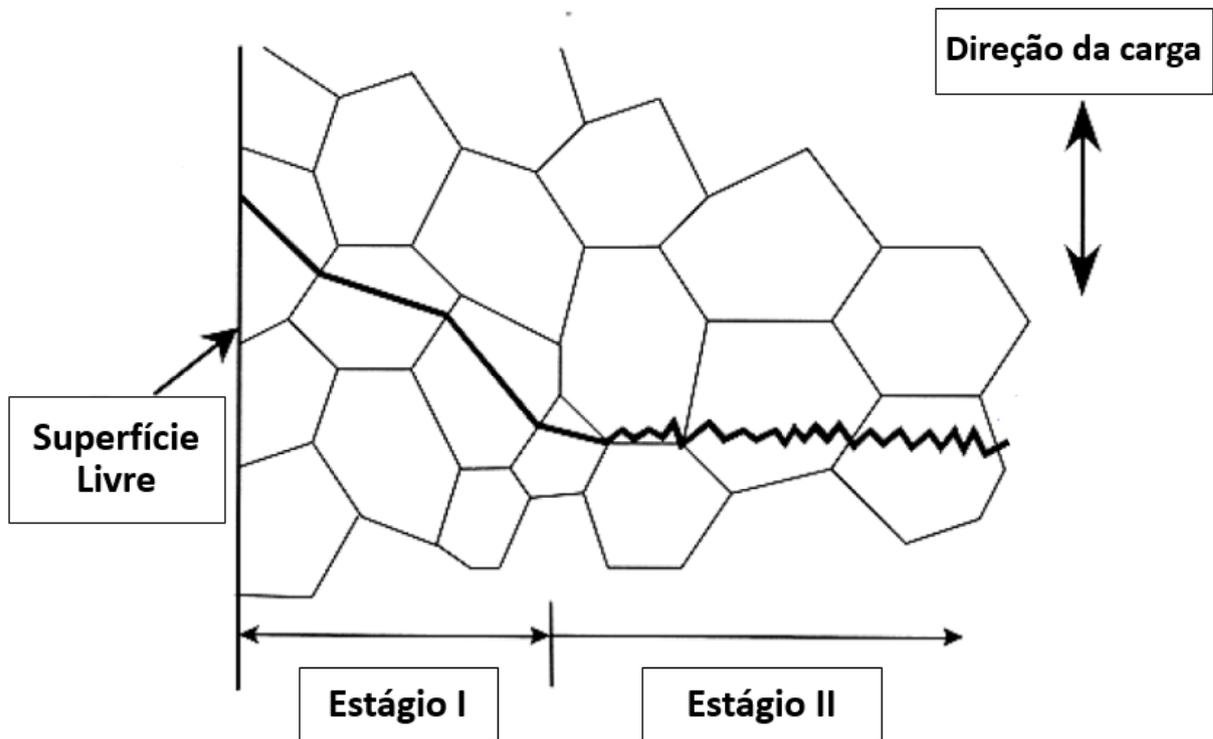
#### **2.4.1 Estágios da propagação de trincas por fadiga**

O histórico de uma trinca ao longo da vida de um componente pode ser caracterizado pela nucleação da trinca, propagação da trinca e, por fim, fratura do componente. Essas fases são definidas como Estágio I, Estágio II e Estágio III (O. DUBER et al., 2004).

O Estágio I pode ser descrito quando a deformação plástica ao redor da trinca está confinada no diâmetro de alguns grãos e o efeito é proveniente de cisalhamento puro (FORSYTH, 1962).

O próximo estágio da propagação de trinca se caracteriza por conter uma trinca passante por vários grãos, sendo que esse processo é conhecido como Estágio II e ocorre normal ao plano de maior tensão aplicada (FORSYTH, 1962). Cada ciclo de carga aplicado ao componente gera estrias na superfície do material, sendo que esse foi primeiramente observado por Zaffle e Worden em 1951, mas a correlação entre as estrias e cada ciclo de deformação foi definida após essa observação, e assim foi proposto que o crescimento da trinca e o número de estrias estaria ligado ao número de ciclos aplicado (FORSYTH; RYDER, 1962 apud SURESH, 1998). Por consequência, em condições de trabalho de amplitude de carga constante, há o aumento da tensão aplicada ao componente resultando no aumento da taxa de propagação de trinca (FORSYTH, RYDER, 1963 apud SURESH, 1998). A Figura 37 ilustra de forma esquemática a diferença entre o Estágio I (nucleação da trinca) e o Estágio II (propagação da trinca).

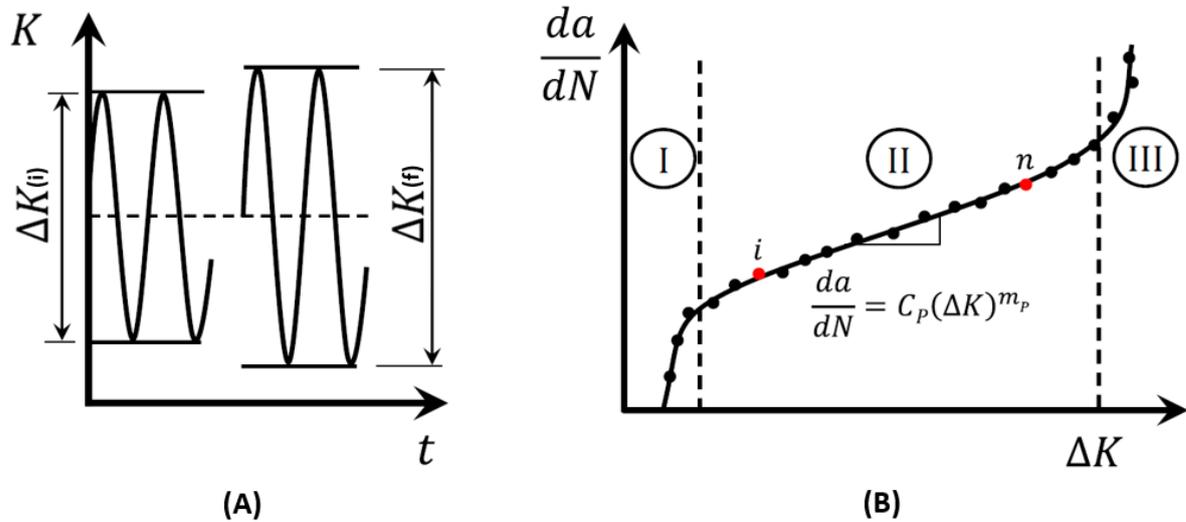
Figura 37 – Estágios I e II de propagação de trinca



Fonte: Autor “adaptado de” Stephens, et al., 2001, página 51

O Estágio II apresenta propagação de trinca estável, o que o torna útil para ser considerado na abordagem de tolerância ao dano. O comportamento da trinca no Estágio II é caracterizado até certo ponto, quando a trinca atinge um tamanho crítico e a fratura começa a ser governada por falha estática, onde já não há controle da taxa de crescimento de trinca. Esse comportamento inconstante é caracterizado como Estágio III. A partir desse ponto, a propagação da trinca se torna bem mais rápida, chegando a ruptura da estrutura (PUNGO et al., 2005). Durante um teste de propagação de trinca sob controle de carga e não de deslocamento, a propagação da trinca resulta em um aumento do fator de intensidade de tensão, o subscrito  $i$  ilustra o fator de intensidade de tensão inicial do teste e o subscrito  $f$  mostra o fator de intensidade de tensão depois do aumento da trinca, o que está ilustrado na Figura 38(a). O tamanho de trinca pode ser calculado de forma instantânea em conjunto com o número de ciclos pela diferença de  $K$  máximo e mínimo ( $\Delta K$ ) caracterizando o Estágio II graficamente - para detalhes vide Figura 38(b) (DONATO; MOREIRA, 2013). Esses representam a base para a predição da vida tolerante ao dano considerando o fenômeno de crescimento de trinca por fadiga.

Figura 38 - Esquema de uma típica propagação de trinca por fadiga



Fonte: Autor “adaptado de” Donato e Moreira, 2013, página 4

Esse estudo tem o foco maior no Estágio II que será apresentado na próxima seção abordando suas características principais, limitações e os equacionamentos que o regem.

## 2.4.2 Caracterização da propagação de trincas por fadiga

Como já previamente apresentado, os conceitos da MFLE descrevem de forma apropriada os campos de tensão na ponta da trinca quando um componente é submetido a cargas que geram uma limitada deformação plástica na ponta da trinca. Nos casos que solicitações cíclicas são aplicadas com esses mesmos pressupostos, os conceitos MFLE são suficientes para caracterizar a taxa de propagação de trincas no Estágio II, onde o número de ciclos e o tamanho de trinca são relacionados com valores de fator de intensidade de tensão (PARIS; ERDOGAN, 1963).

A taxa de crescimento do tamanho de trinca ( $a$ ) por número de ciclos ( $N$ ) apresenta uma relação empírica com a variação dos valores de  $K$  e tal relação pode ser descrita por meio de uma equação de potência, onde duas constantes,  $C$  e  $m$ , dependem do material que está sendo submetido a carga cíclica. Tal equação é conhecida como Lei de Paris (Eq. 9).

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (9)$$

Essa formulação permite que o cálculo do número de ciclos de propagação de trinca do Estágio I até o Estágio III (onde pode-se gerar uma instabilidade da estrutura) seja calculado por meio de uma integral, nesse caso o tamanho inicial da trinca é usualmente denominado de  $a_0$  e o tamanho crítico como sendo  $a_c$ . Para alimentar esses dados são necessários testes laboratoriais executados para o material em estudo. Os testes laboratoriais têm o intuito de levantar a curva do tamanho de trinca pelo número de ciclos correspondentes, ou seja,  $a$  vs.  $N$ . Em posse desses valores, os mesmos são tratados para obter os valores de  $da/dN$  e em seguida são calculados os valores de  $\Delta K$  para cada comprimento de trinca (PARIS; ERDOGAN, 1963).

Com os valores de  $da/dN$  plotados no eixo da ordenadas e no eixo das abcissas  $\Delta K$ , é possível obter os parâmetros  $C$  e  $m$ . Apenas como referência os valores de  $m$  para aços variam entre 2 a 4 (ANDERSON, 2005). Vale ressaltar que os valores de  $C$  e  $m$  dependem do tipo de material e podem sofrer influência de alguns fatores como por exemplo temperatura, razão da aplicação da carga ( $R$ ), ambiente e microestrutura do material. Para que se possa mensurar a propagação de trinca por fadiga através da MFEL é de grande importância manter os valores máximos de  $K$  dentro de um certo limite.

A questão do valor de  $R$  é de tamanha importância que o  $K$  máximo depende do valor de  $R$  para ser estimado e para determinação de tal valor a equação 10 pode ser aplicada (SURESH, 1998).

$$K_{max} = \frac{\Delta K}{(1 - R)} ; R = \frac{K_{min}}{K_{max}} \quad (10)$$

Outras propostas surgiram para relacionar  $da/dN$  e  $\Delta K$  em conjunto com  $K_{IC}$  e  $R$ , como uma forma de considerar dados da região III e a propagação de trinca, assim como demonstrada na equação 11 usualmente denominada Lei de Forman (FORMAN, 1967 apud ANDERSON 2005).

$$\frac{da}{dN} = \frac{C(\Delta K)^m}{(1 - R)K_{IC} - \Delta K} \quad (11)$$

Com o escopo de levar em consideração os valores do limiar da variação do fator de intensidade de tensão ( $\Delta K_{th}$ ) na determinação de  $da/dN$  e  $\Delta K$ , outras equações foram propostas contemplando o limiar da propagação de trincas como, por exemplo, na equação 12 abaixo (KLESNIL; LUKAS, 1972 apud ANDERSON, 2005). Vale advertir que o limiar da propagação

de trinca pode ser definido como sendo o valor de  $\Delta K$  mínimo para que a trinca se propague (ANDERSON, 2005).

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K - \Delta K_{th})^m \quad (12)$$

Uma das inconsistências da equação 12, que leva em conta o valor de  $\Delta K_{th}$  na taxa de propagação de trinca, é que em alguns estudos demonstram que a aquisição do valor de  $\Delta K_{th}$  pode ser influenciada por fatores intrínsecos do material ou ainda de fatores extrínsecos, como por exemplo a variação da razão de carregamento  $R$  (ANDERSON, 2005). Apesar de existirem modelos para entender os deslocamentos na ponta da trinca e a resistência da propagação de trinca devido a contornos de grão, o mecanismo que rege a influência intrínseca do material não está claramente definido, (YOKOBORI et al., 1975; TANAKA et al., 1981). Segundo diversos estudos o fator que aparenta ser mais relevante ao levantamento do  $\Delta K_{th}$  é o efeito do fechamento de trinca (ANDERSON, 2005), o qual será brevemente abordado na seção 2.4.2.2, mas que, embora considerado, não é foco do presente trabalho.

Os modelos para equacionar a taxa de propagação de trinca não se limitaram a levar em consideração apenas o estágio II e III, a equação 13 demonstra um modelo utilizado pela *National Aeronautics and Space Administration* (NASA) e tem como premissa prever o Estágio I, não diferente do que já foi mostrado até o momento os valores de  $C$ ,  $m$ ,  $p$  e  $q$  são constantes do material, e no equacionamento utilizado pelos engenheiros da NASA, os valores de  $C$  e  $m$  são os mesmos utilizados pela Lei de Paris (ANDERSON, 2005).

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \frac{(1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K})^p}{(1 - \frac{\Delta K_{max}}{K_{IC}})^q} \quad (13)$$

Vale advertir que as equações apresentadas na sessão 2.4.2 têm como premissa a MFLE, onde o efeito da plasticidade na frente da trinca não é considerado relevante, como já mencionado previamente. A seguir serão discutidos alguns fatores que influenciam a taxa de propagação de trincas por fadiga.

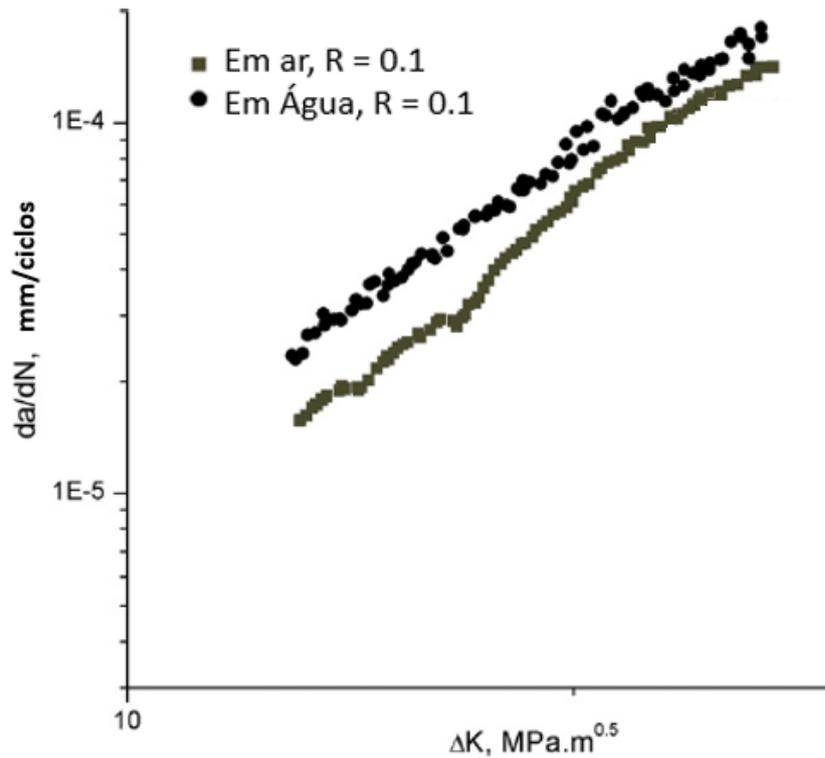
### 2.4.2.1 Fatores que influenciam a taxa de Propagação de Trinca por Fadiga

A taxa de propagação de trinca em metais pode sofrer influência de algumas variáveis, podendo ser intrínsecas do material ou extrínsecas, sendo que os fatores que exercem maior influência na propagação trinca são de meio-ambiente, condição de carga e microestrutura (CUI, 2002). Além das variáveis citadas, os processos de manufatura do material ou da peça, como por exemplo, tratamento térmico, laminação, extrusão, forjamento entre outros, também influenciam na vida em fadiga e na taxa de propagação de trinca (CUI, 2002).

Um fator de fonte extrínseca é o meio-ambiente, sendo que esse pode afetar de maneira determinante o desempenho em fadiga e taxa de propagação dos metais. Corrosão e temperatura são fatores basais que comprometem a taxa de crescimento de trinca (CUI, 2002). Falhas em componentes de engenharia sujeitos às intemperes do ambiente podem ocorrer sob tensões mais baixas do que aquelas em ambientes menos agressivos ou até mesmo inertes. Na maioria das vezes os ambientes mais hostis são as soluções de cloretos e iodetos, enquanto o menos agressivo é o ar seco (RHODES et al., 1981).

A título de exemplo, a Figura 39 exibe a propagação de trinca por fadiga por meio de um gráfico  $da/dN$  vs.  $\Delta K$  de um aço do tipo HSLA com tensão limite de escoamento e limite de resistência de 650 MPa e 760 MPa respectivamente, em ambientes distintos, sendo um deles água e o outro de ar. Na figura 39 ambos os testes foram realizados com uma razão de carregamento de  $R = 0,1$ , ou seja, o menor valor de  $K$  é equivalente a 10% do valor do  $K$  máximo aplicado instantaneamente. Nos testes realizados com carga constante, valores de  $R$  maiores do que zero reduzem o efeito de tensão residual e fechamento de trinca (ANDERSON, 2005). Vale salientar que os resultados mostrados na Figura 39 estão em log, resultando em um comportamento mais linear e pode aparentar diferente em relação a outros gráficos de  $da/dN$  vs.  $\Delta K$ . A Figura 39 mostra que, para um aço HSLA, a taxa de propagação de trinca em água é de 0,0008 mm por ciclo enquanto no ar é de 0,0006 mm por ciclo quando submetido a 100 MPa $\sqrt{m}$ , ou seja, para o mesmo patamar de  $\Delta K$  o aço da figura 39 propaga mais rápido em água do que em ar.

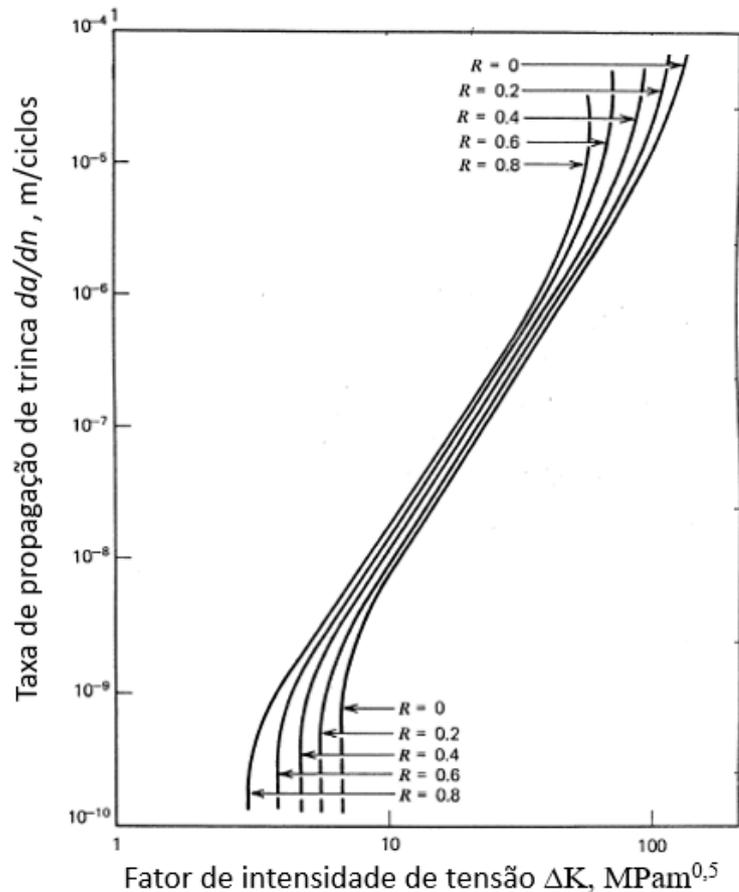
Figura 39 – Taxa de propagação de trinca por fadiga de um aço do tipo HSLA



Fonte: Autor “adaptado de” Roy et al., 2007, página 255

Dentre os fatores extrínsecos que influenciam a taxa de propagação de trinca está a tensão média (normalmente expressa pela razão de carga,  $R$ ), alterando o posicionamento das curvas  $da/dN$  vs.  $\Delta K$ , podendo em certos materiais deslocá-las como mostrado na figura 40, aumentando o valor da taxa de propagação de trinca com o aumento do valor de  $R$  (STEPHENS et al., 2001). Deste modo, em muitos casos, o aumento do valor de  $R$  causa maiores taxas de propagação de trinca para o mesmo valor de  $\Delta K$ . A influência da razão de carga no crescimento de trinca por fadiga dos metais é tradicionalmente atribuída à presença do fenômeno de fechamento de trinca em maior ou menor intensidade (ANDERSON, 2005), o que será brevemente discutido na seção 2.4.2.2.

Figura 40 – Representação esquemática da influência da razão de carga (R) na taxa de crescimento de trinca por fadiga



Fonte: Autor “adaptado de” Stephens et al., 2001, página 155

Uma questão bem relevante em diversos estudos é a espessura da amostra ou corpo de prova. Isso se deve ao fato de chapas mais finas poderem atingir um estado plano de tensões e, conseqüentemente, ocorrer um aumento de forma significativa da região plástica do material. Estudos foram realizados com intuito de estudar a influência da espessura na taxa de propagação de aços, sendo que não há diferença na taxa de propagação de trincas com diferentes espessuras quando essas estão submetidas aos mesmos níveis de fator de intensidade de tensão e tamanho de trinca (FROST, DENTONT, 1960). O mesmo comportamento foi relatado em estudos onde o foco era a determinação do limiar da propagação de trincas ( $\Delta K_{th}$ ), ou seja, a espessura também não mostrou influência nos resultados de definição do  $\Delta K_{th}$  (JACK; PRICE, 1969). Vale a ressalva que esses estudos foram realizados na década de 60, o que não garante que as conclusões sejam aplicáveis aos aços modernos. Porém estudos comparativos de taxa de propagação de trinca, entre aços modernos do tipo TRIP 600 e TWIP 550, com espessura de 1,8 mm e 1,6 mm respectivamente, mostram que a espessura não é um limitante para o levantamento de dados de taxa de propagação de trincas, observando que em ambos os casos

foram seguidas as recomendações da norma ASTM E647 (NIENDORF et al., 2010, CHENG et al., 2008). Porém, nos casos onde a estrutura atinge um estado de escoamento generalizado, a taxa de propagação de trinca em espessuras menores se mostrou maior do que em espessuras maiores (GRIFFITHS, RICHARDS, 1973).

Nos episódios onde os valores de propagação de trinca se encontram entre  $10^{-5}$  e  $10^{-3}$  mm por ciclo, a Lei de Paris apresenta resultados bons o suficiente para prever propagação de trinca em estruturas. Porém a Lei de Paris não pode ser aplicada sem nenhum crivo, por exemplo, para altos valores de  $\Delta K$ , ou seja, quando o valor de  $K_{max}$  se aproxima de  $K_{IC}$  do material, a lei de Paris pode subestimar valores da taxa de propagação de trinca. Por outro lado, nos casos de baixo  $\Delta K$  essa mesma equação pode estimar valores conservadores para taxa de propagação de trinca em seu limiar da propagação da trinca (RITCHIE, 1977).

Nas condições onde o componente se encontra na região do Estágio I, ou seja, quando o componente está no limiar da propagação de trinca por fadiga ( $\Delta K_{th}$ ), foram pesquisadas algumas técnicas para estimar esse limiar com o intuito de evitar o superdimensionamento. Essas técnicas têm grande valia uma vez que tanto a microestrutura, a razão da aplicação da carga ( $R$ ) e o ambiente influenciam de forma significativa na estimativa do valor de  $\Delta K_{th}$  (STEWART, 1980). Uma forma de estimar tal valor é usando o máximo fator de intensidade de tensão possível para que não ocorra a propagação da trinca de forma detectável, por exemplo, caso o instrumento de medida possua precisão de 0,1 mm, o valor de  $\Delta K$  deve ser máximo suficiente para que a taxa de propagação de trinca seja de  $10^{-8}$  mm/ciclo em um teste que dure  $10^7$  ciclos (RITCHIE, 1977).

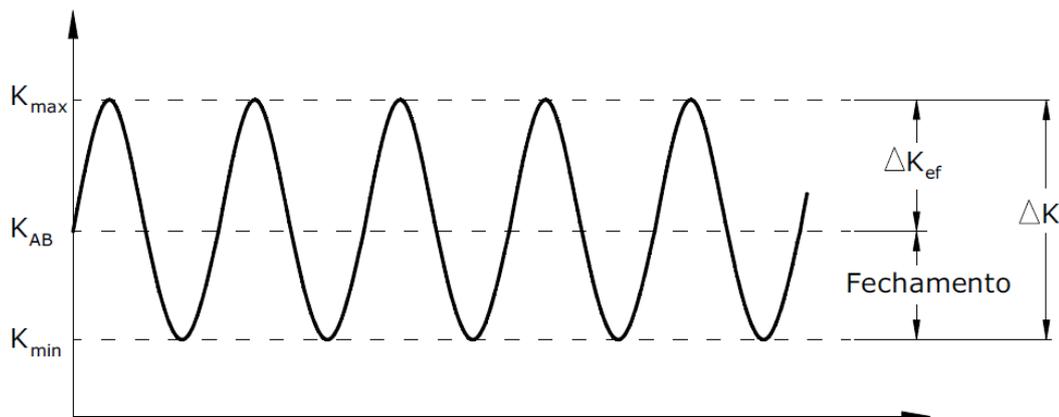
Algumas estruturas são projetadas para um grande número de ciclos, como o caso de turbinas de alta velocidade. Mesmo quando essas são submetidas a baixas esforços as ciclagens podem atingir  $10^{10}$  a  $10^{12}$  ciclos durante o seu tempo de uso. Considerando que uma trinca de turbina de alta frequência apresente uma taxa de propagação de  $3 \cdot 10^{-9}$  mm/ciclo, aparentemente insignificante, depois de 20 de anos de uso, a extensão da trinca pode ter atingido 30 mm, ou seja, o suficiente para gerar uma fratura resultando em falha catastrófica da mesma (SURESH, 1998). O dimensionamento de uma estrutura baseado em  $\Delta K_{th}$  pode parecer um tanto conservadora à primeira vista, ainda mais para metais dúcteis, mas tendo como base que algumas estruturas como turbinas de alta velocidade citadas anteriormente atingem altas ciclagens dentro da sua vida útil ( $10^{12}$  ciclos), esse fator deve ser considerado durante o dimensionamento (SURESH, 1998).

### 2.4.2.2 Fechamento de trinca por fadiga

Na década de 70 foi observado um fenômeno na ponta da trinca nas condições de compressão do ciclo de fadiga. Durante o descarregamento, a trinca fechava-se antes da carga aplicada ser anulada. Esse fenômeno foi denominado de fechamento de trinca por fadiga e foi observado primeiramente por Elber (ELBER, 1970).

De acordo com Elber (1970) a diminuição da amplitude do fator de intensidade de tensão nominal se dá pelo fenômeno de fechamento de trinca por fadiga, resultando em uma diminuição da taxa de propagação de trinca. Por isso, foi proposto que uma correção fosse feita no fator de intensidade de tensão, passando a se tornar fator de intensidade de tensão efetivo ( $\Delta K_{eff}$ ). Na condição que um corpo de prova é carregado ciclicamente, as faces da trinca são submetidas a valores de fator de intensidade de tensão abaixo daquele no qual a trinca afasta ( $K_{AB}$ ). Essa condição pode ser vista graficamente na Figura 41.

Figura 41 – Amplitude do fator de intensidade de tensão efetivo



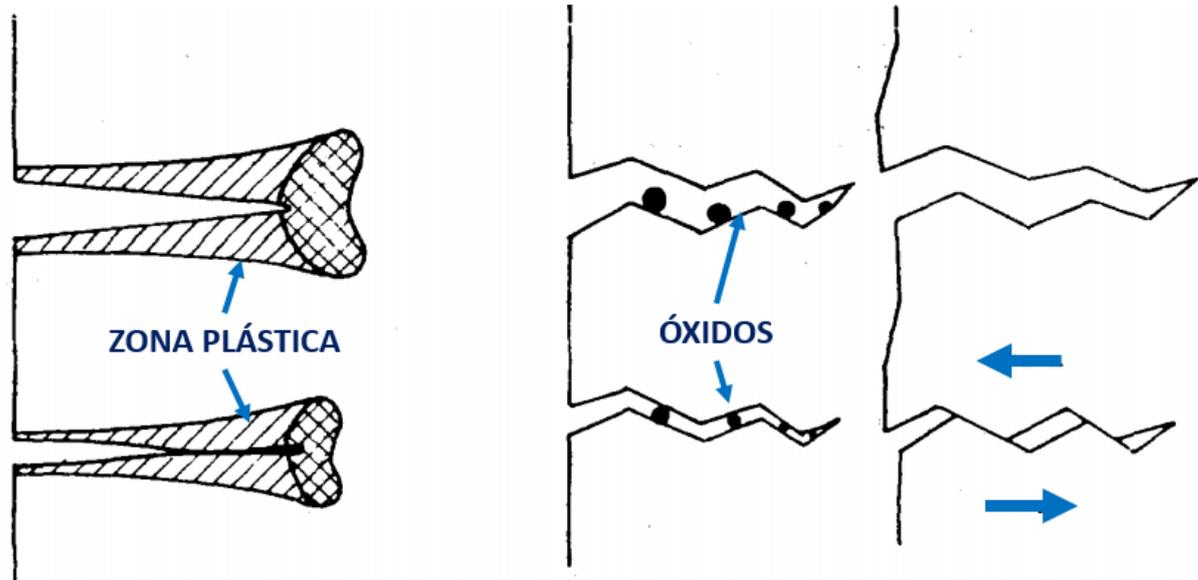
Fonte: Autor “adaptado de” Anderson, 2005, página 455

Admitindo que a porção do ciclo que está abaixo de  $K_{AB}$  não contribui para o crescimento da trinca por fadiga, Elber definiu a amplitude do fator de intensidade de tensão efetivo como sendo  $K_{max}$  menos  $K_{AB}$ , e propôs uma alteração na equação de Paris, conforme mostra a equação 14, a qual tem sido utilizada com razoável sucesso na correlação dos dados de propagação de trinca por fadiga em várias razões de carga (ANDERSON, 2005).

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{ef})^m \quad (14)$$

Dentre os distintos mecanismos de fechamento de trinca por fadiga, há destaque para três mecanismos, sendo: induzido por plasticidade, por óxido e por rugosidade (SURESH, RITCHIE, 1984), os quais podem ser vistos esquematicamente na Figura 42.

Figura 42 – Amplitude do fator de intensidade de tensão efetivo



Fonte: Autor “adaptado de” Suresh e Ritchie, 1984, página 465

O fechamento de trinca induzido por óxidos é comumente ligado ao ambiente agressivo. Fragmentos de óxidos tornam-se empecilhos entre as faces da trinca, promovendo um contato prematuro antes do carregamento chegar ao valor mínimo no ciclo de fadiga (SURESH; RITCHIE, 1984). O fechamento de trinca induzido por plasticidade é essencialmente um efeito da tensão plana e foi o primeiro tipo de fechamento considerado por Elber, sendo menos relevante nas condições de limiar da propagação de trinca uma vez que nesse estágio o carregamento é atrelado a reduzidos níveis de plasticidade (SURESH; RITCHIE, 1984). Tais comportamentos são provenientes das deformações plásticas residuais originadas nas faces da trinca. Quando a estrutura está submetida a carga de tração, deformações plásticas na ponta da trinca provocam alongamento de material, e com o avanço da trinca regiões com deformações plásticas residuais são deixadas para trás nas faces da trinca. Ao descarregar a estrutura, ocorre o fechamento precoce da trinca pelo contato desse material deformado, produzindo um campo de tensões residuais que anulam parte das tensões externas aplicadas (ANDERSON, 2005). Por fim o fechamento de trinca induzido por rugosidade está associado à topografia da superfície de fratura, sendo que o contato se dá em pontos discretos entre superfícies fraturadas, devido

às presentes deformações inelásticas da ponta da trinca, as quais são decorrentes do modo II de sollicitação (SURESH, RITCHIE, 1984). O fechamento ocorre quando os deslocamentos de abertura na ponta da trinca tornam-se comparáveis a sua rugosidade, ocasionando assim um contato prematuro das faces da trinca (ANDERSON, 2005).

Com o embasamento fornecido até o momento pelo capítulo 2, e tendo em conta que não se faz necessário um aprofundamento sobre fechamento de trincas, é possível ingressar na descrição das recomendações estabelecidas para a caracterização da taxa de propagação de trinca por fadiga de acordo com ASTM E647 (2016), como segue no item 2.4.3.

### **2.4.3 Ensaios de propagação de trinca por fadiga**

Devido à necessidade de comparar propriedades medidas e desempenho em uma base comum, clientes finais e fornecedores de materiais usam métodos de teste padronizados, como aqueles desenvolvidos pela *American Society for Testing and Materials* (ASTM), *British Standards Institution* (BSI), *Japan Society of Mechanical Engineers* (JSME) e da *Internacional Institute of Standards* (ISO). Tais normas prescrevem o método pelo qual a amostra será preparada e testada, bem como a forma como o teste deve ser realizado. Essas também expõem as premissas e limitações de cada aplicação, determinam como os resultados devem ser analisados e relatados, definindo padrões de terminologia e nomenclatura, bem como esquemas de classificação e especificação.

#### **2.4.3.1 Geometria e espessura de corpos de prova**

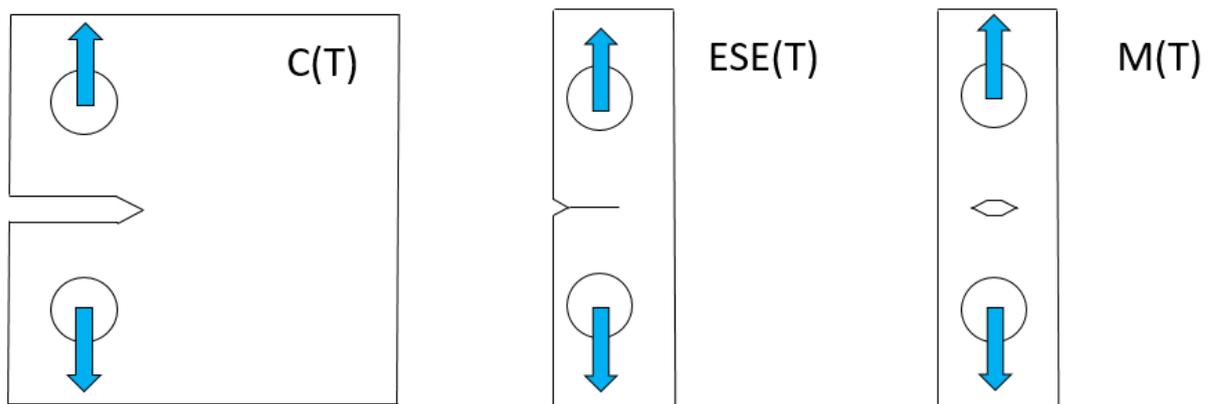
Materiais de engenharia são submetidos a uma grande variedade de testes para mensurar resistência, constantes elásticas e outras propriedades mecânicas e metalúrgicas, bem como seu desempenho sob uma variedade de condições e ambientes de uso reais. Os resultados de tais testes podem ter seu uso para desenho de produto de engenharia (por exemplo, teorias de falha baseadas em resistência ou deflexões baseadas em constantes elásticas e geometria do componente) ou até mesmo para o controle de qualidade de materiais para verificar se existe variação no seu processo, tanto do fornecedor da matéria prima como no cliente final, para confirmar se as especificações do material estão de acordo com o especificado em projeto.

Devido à vasta aplicação comercial e acadêmica, além da comparabilidade em grande parte com as demais normas, optou-se por utilizar as normas da ASTM como referência para qualquer procedimento ou referência dimensional para geometrias utilizadas nessa pesquisa.

A norma da ASTM que mais se enquadra nos propósitos desse trabalho é a ASTM E647 (2016) que descreve de forma detalhada as recomendações para o levantamento da taxa de propagação respeitando os limites da MFLE. O conteúdo dessa norma de teste envolve carregamento cíclico de espécimes que foram trincadas previamente por fadiga. O tamanho de trinca é medido visualmente ou por um equivalente método, e tal medida é feita em função dos ciclos de fadiga decorridos, sendo que esses dados são submetidos a uma análise numérica para estabelecer a taxa de propagação de trinca sofrida pelas amostras. As taxas de propagação de trinca são expressas em função da faixa de fatores de intensidade de tensão, denominada  $\Delta K$ , que é calculada a partir de expressões baseadas na MFLE.

Os principais tipos de corpos de provas recomendados pela ASTM E647 (2016) para levantamento de propriedades da Mecânica da Fratura são *Compact under Tension* (C(T)), *Eccentrically-loaded Single Edge Crack Tension* (ESE(T)) e *Middle Tension* (M(T)) e estão ilustrados esquematicamente da esquerda para direita na Figura 43.

Figura 43 - Ilustração dos principais corpos de prova da norma ASTM E647 (2016)



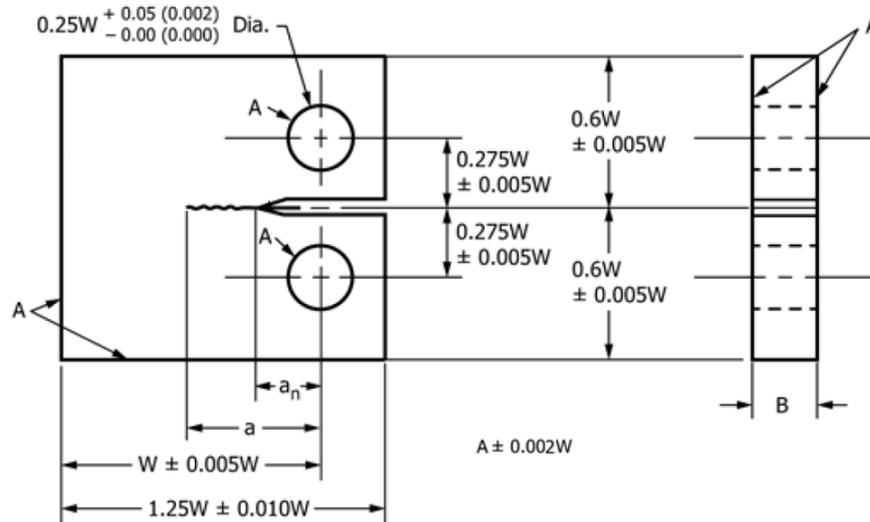
Fonte: Autor

#### 2.4.3.2 Corpo de prova do tipo *Compact under Tension* (C(T))

O corpo de prova do tipo *Compact under Tension* (C(T)), quando submetido a uma carga efetuada por meio de pinos suportados por aparatos específicos, sofre carregamento do tipo tração. Embora esse tipo de corpo de prova já tenha sido apresentado anteriormente, a Figura 44 exibe de forma detalhada as dimensões recomendadas pela norma ASTM E647 (2016) para desenvolvimento das amostras para ensaio. Essa configuração de corpo de prova é definida por basicamente três dimensões características, que são o comprimento da trinca ( $a$ ), sua espessura

( $B$ ), comprimento do centro da trinca até o fim do corpo de prova ( $W$ ). Outras dimensões de interesse como altura e largura total são descritas em função de sua largura  $W$ .

Figura 44 - Esquema corpo de provas C(T) para taxa de propagação de trincas



Fonte: ASTM E647, 2016

O ensaio de propagação de trinca se caracteriza por uma carga do tipo cíclica, sendo que essa respeita uma razão entre a mínima e máxima carga aplicada ( $R$ ) demonstrada na equação 10. Para determinação da variação do fator de intensidade de tensão será utilizada a equação 15, onde não é considerado nenhum efeito de tensão residual e a mesma somente é válida para condição de  $a/W \geq 0,2$ . Além disso, para que os valores de  $\Delta K$  calculados pela equação 15 estejam de acordo com a MFLE deve-se respeitar a condição estabelecida na equação 8, a qual está explanada e demonstrada na página 56.

$$\Delta K = \frac{\Delta F \times (2 + \alpha)}{B \times \sqrt{W} (1 - \alpha)^{\frac{3}{2}}} (0,886 + 4,46\alpha - 13,32\alpha^2 + 14,72\alpha^3 - 5,6\alpha^4) \quad (15)$$

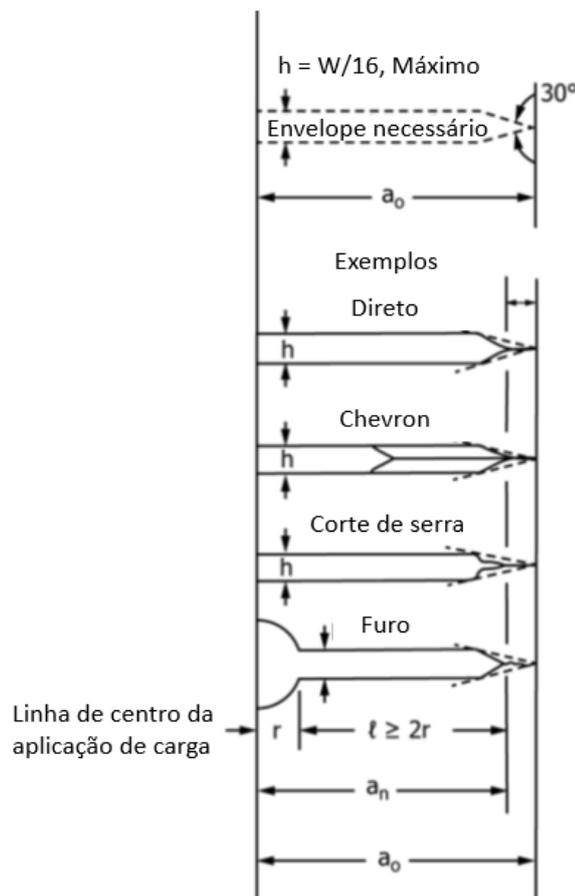
As variáveis da equação 15 são:

- $B$ : espessura do corpo de prova;
- $W$ : Comprimento do centro de aplicação de carga até o fim do corpo de prova;
- $a$ : comprimento da trinca;
- $\alpha$ : é a relação de  $a/W$ ;
- $\Delta F$ : diferença entre a força mínima e a máxima aplicadas.

### 2.4.3.3 Pré-trinca no ensaio de taxa de propagação de trinca

A relevância de pré-trincar um corpo de prova é de fornecer uma ponta de trinca realista e inerente ao corpo de prova testado. Esse processo também promove a remoção dos efeitos causados pela usinagem do entalhe, sendo que o número de ciclos necessários para estabelecer a pré-trinca é descartado e não entra na contabilidade dos números de ciclos para propagar a trinca (ASTM E647, 2016). Os corpos de prova devem ser pré-trincados com pelo menos 1,00 mm de comprimento de trinca ou 10% da espessura do corpo de prova. A tolerância do valor  $K_{MAX}$  deve ser mantida em um intervalo de mais ou menos 5%, e após esse processo o valor de  $K_{MAX}$  inicialmente aplicado para provocar a pré-trinca, não deve ser maior do que  $K_{MAX}$  após atingido o tamanho da pré-trinca estabelecida. A taxa de propagação de trinca recomendada no processo de criar a pré-trinca é da ordem de  $10^{-8}$  m/ciclo. A Figura 45 exemplifica os tipos de entalhes que podem ser usados na confecção dos corpos de prova, assim como o tamanho da descontinuidade do ponto de aplicação de carga até o fim da pré-trinca (ASTM E647, 2016).

Figura 45 – Tipo de entalhe e pré-trinca de corpos de prova C(T)



Fonte: Autor “adaptado de” ASTM, 2016, página 5

Apesar da norma ASTM E647 (2016) providenciar diversas diretrizes para o levantamento dos dados de taxa de propagação de trinca usando os conceitos da MFLE, não existe nenhuma recomendação para definição dos valores de  $K_{MAX}$  aplicáveis no processo de pré-trinca, por esse motivo foi consultada a norma ASTM 1820 (2018), *Standard Methods for Measurement of Fracture Toughness*, a qual sugere um que o  $K_{MAX}$  não deve ser ultrapassada no processo de compor a pré-trinca para corpos de prova do tipo C(T). O Cálculo do  $K_{MAX}$  encontra-se na equação 16.

$$K_{MAX} = 0,063 \times \sigma_{LE} \quad (16)$$

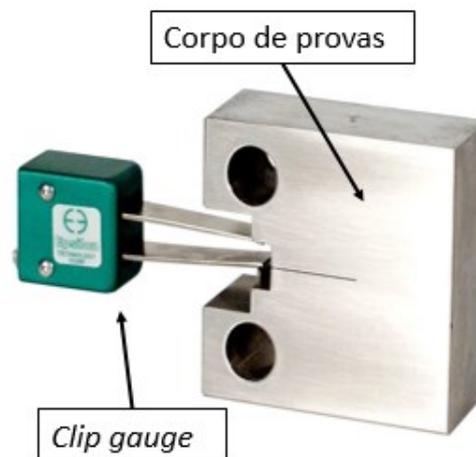
A variável da equação 16 é:

- $\sigma_{LE}$ : tensão de escoamento do material.

#### 2.4.3.4 Procedimento de teste do corpo de prova tipo C(T)

Com o intuito de monitorar a propagação da trinca durante o ensaio, foi aplicado o método de flexibilidade elástica no descarregamento, ou em inglês *Compliance*. Esse apresenta uma relação entre o tamanho de trinca e a abertura da região do entalhe que é mensurado através de um extensômetro, também conhecido como *clip gauge*, localizado na frente do corpo de prova e que quantifica o Crack Mouth Opening Displacement - CMOD. A título de exemplo, esse tipo de medição está ilustrado na Figura 46.

Figura 46 – Amostra do tipo C(T) com *clip gauge*



Os dados coletados pelo deslocamento do *clip gauge* são relacionados com o tamanho de trinca por meio de uma função polinomial de quinto grau; a equação 17 em conjunto com a equação 18 representam essa função. Vale ressaltar que ambas foram retiradas da ASTM E647 (2016), onde os coeficientes são dependentes do corpo de prova proposto e propriedades do material avaliado.

$$\alpha = (C_0 + C_1 u_x + C_1 u_x^2 + C_1 u_x^3 + C_1 u_x^4 + C_1 u_x^5) \quad (17)$$

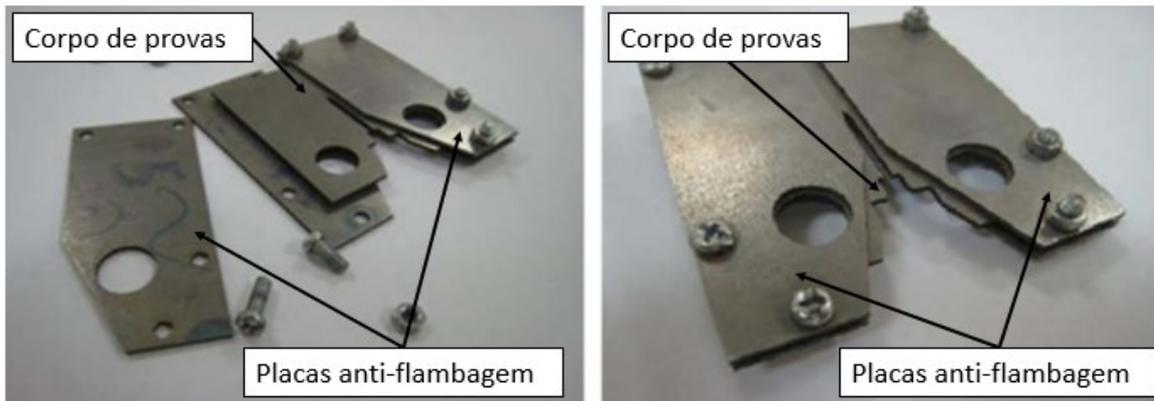
$$u_x = \left\{ \left[ \frac{E v B}{F} \right]^{\frac{1}{2}} + 1 \right\}^{-1} \quad (18)$$

As variáveis da equação 17 e 18 são:

- $B$ : é a espessura do corpo de prova;
- $E$ : é o módulo de elasticidade do material;
- $W$ : é o comprimento do centro da trinca até o fim do corpo de prova;
- $F$ : é a força aplicada;
- $v$ : é a abertura da medida CMOD obtida pelo *clip gauge*.

Corpos de prova do tipo C(T) de baixa espessura apresentam uma tendência de instabilidade devido à baixa rigidez lateral e esse comportamento pode gerar uma composição do modo I e III de carregamento. Para evitar esse comportamento e contrabalancear a falta de rigidez lateral do corpo de prova, são usadas placas anti-flambagem, as quais não devem interferir no carregamento, podendo ser aplicado algum tipo de lubrificante ou até mesmo uma placa de Teflon (ANDERSON, 2005). A Figura 47 ilustra como os dispositivos podem ser montados em corpos de provas que apresentem baixa espessura.

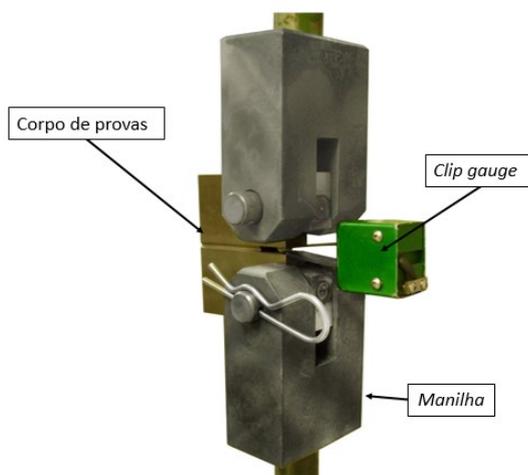
Figura 47 – Corpo de prova e placas anti-flambagem à esquerda antes da montagem e corpo de provas montado com placa anti-flambagem à direita



Fonte: Autor “adaptado de” Shahami et al., 2010, página 649

Para que os aparatos de teste influenciem da menor forma possível, a norma ASTM E647 (2016) sugere que os pinos onde a carga será aplicada devem ser fixados com manilhas garantindo que não haja restrição de movimento. A Figura 48 exemplifica esse tipo de manilha que é aplicado em corpo de prova do tipo C(T).

Figura 48 – Montagem de manilhas em um corpo de prova do tipo C(T)



Fonte: Autor “adaptado de” TEST RESOURCES, 2017

Por fim, seguindo as recomendações da norma ASTM E 647 (2016) é esperado obter um corpo de prova que seja capaz de caracterizar o material em estudo levando em conta os preceitos da MFLE. O corpo de provas da Figura 49 ilustra uma região de propagação de trinca de corpo de prova C(T), constituído de um aço estrutural S355NL, dimensionado pela mesma norma de referência ao presente trabalho.

Figura 49 – Corpo de prova do tipo C(T) após ensaio de um aço estrutural S355NL



Fonte: Autor “adaptado de” Miranda, 2010, página 79

Em posse de todo conhecimento teórico até aqui apresentado na revisão bibliográfica, é possível passar para a metodologia a fim de demonstrar como os materiais foram caracterizados.

### 3 METODOLOGIA

Com o intuito de garantir que os resultados obtidos durante os testes de propagação de trincas cumpram os requisitos de similitude previamente mencionados, foram seguidas as recomendações descritas na norma da ASTM E647 (2016) para a confecção dos corpos de provas e para o levantamento dos dados propagação de trinca dos materiais. Não menos importantes, as propriedades mecânicas dos aços desse trabalho foram coletadas seguindo os requisitos da norma ASTM E8/E8M (2008) que contempla as recomendações para obter tais propriedades a partir de ensaios de tração.

#### 3.1 Geometria dos corpos de prova de tração e do tipo C(T)

A espessura de 1 mm foi definida baseada no que a indústria automotiva tem aplicado em regiões de solitação estrutural na confecção veicular, onde a variação de espessura é de 1,00 a 2,00 mm (AMBRÍŠKO; PEŠEK, 2011), e na disponibilidade de materiais para teste. Por isso, os corpos de prova desse trabalho são dimensionados para amostras de 1,00, 1,20 e 1,30 mm de espessura levando em conta as restrições e recomendações para corpos de prova do tipo C(T) de acordo com a norma ASTM E647 (2016), como apresentado na revisão bibliográfica.

##### 3.1.1 Dimensionamento dos corpos de prova de tração e do tipo C(T)

Os materiais e suas respectivas dimensões disponíveis estudados nesse trabalho estão mostrados na tabela 1.

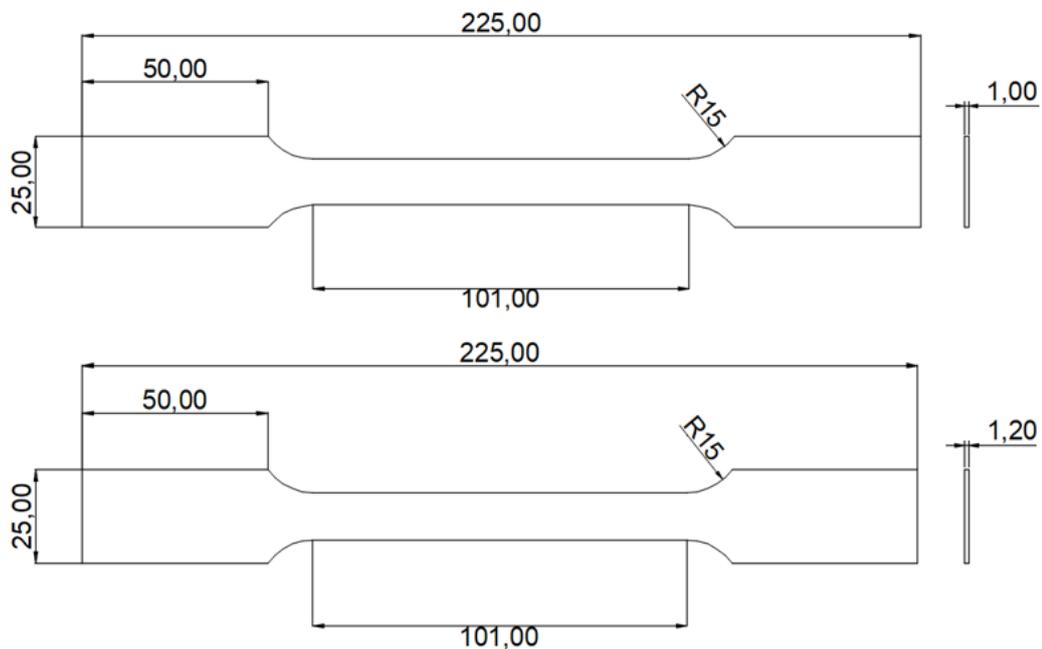
Tabela 1 – Materiais e dimensões das amostras disponíveis

Material	Largura (mm)	Comprimento (mm)	Espessura (mm)
HSLA 420	300	300	1,00
DP 600	300	300	1,00
DP1200	210	300	1,20
PHS	60	140	1,30

Fonte: Autor

Com intuito de determinar as propriedades mecânicas à tração de cada material estudado, é utilizada a norma ASTM E8/E8M (2008, *Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials*) a qual provê as condições necessárias para determinação do  $\sigma_{LE}$ . O corpo de prova que será submetido ao teste de tração é do tipo retangular, sendo que para os materiais HSLA 420, DP600, DP1200 o mesmo tem as dimensões mostradas na Figura 50.

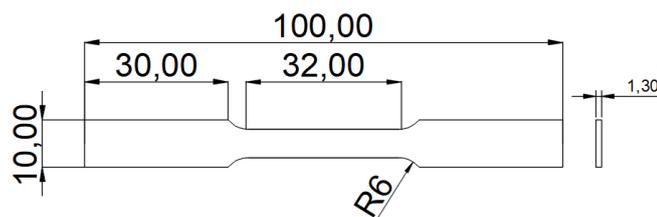
Figura 50 - Esquema corpo de provas retangular para teste de tração dos materiais HSLA 420, DP600 de 1,00 mm de espessura e DP1200 de 1,20 mm de espessura. Dimensões em mm



Fonte: Autor

Devido às dimensões limitadas das amostras fornecidas, o corpo de prova de tração do PHS foi dimensionado seguindo a forma sub-compacta sugerida pela ASTM E8/E8M (2008) e as dimensões principais estão na Figura 51.

Figura 51 - Esquema corpo de prova retangular para teste de tração exclusivo do material PHS



Fonte: Autor

Para a realização do teste de tração foi utilizada uma máquina universal MTS 810 de capacidade de 250 kN com atuador servo hidráulico, como mostrado na Figura 52 e que pertence ao Centro de Laboratórios Mecânicos do Centro Universitário FEI.

Figura 52 - Máquina universal MTS 810 das instalações laboratoriais da FEI



Fonte: Autor

Uma vez definido o limite de escoamento do material, passa-se a dimensionar o corpo de prova para o levantamento da taxa de propagação de trinca baseado na norma ASTM E647 (2016), a qual recomenda seguir as seguintes condições:

- A espessura do corpo de prova deve ser um percentual de  $W$ , sendo que esse percentual varia de 5% a 25%;
- Para evitar que existam erros de calibração de  $K$ , o comprimento entre o centro da aplicação de carga e o fim do envoltório deve ser de pelo menos 20% de  $W$ ;
- É pressuposto que o material aqui avaliado apresente comportamento isotrópico e está no regime linear elástico.

Vale observar que materiais que apresentam uma relação entre tensão de escoamento e a tensão de resistência maior ou igual a 1,3 a norma ASTM E647 (2016) sugere que a tensão de escoamento possa ser substituída por uma tensão efetiva, demonstrada na equação 19 ( $\sigma_{ef}$ ).

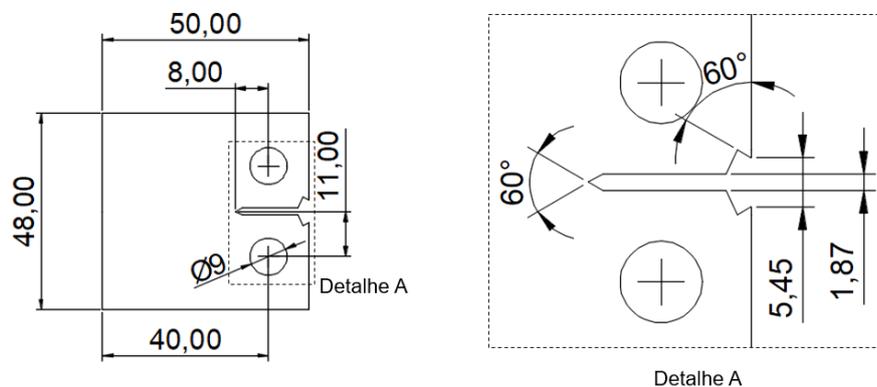
$$\sigma_{ef} = \frac{(\sigma_{LE} + \sigma_{LR})}{2} \quad (19)$$

A variáveis da equação 19 são:

- $\sigma_{LE}$  tensão limite de escoamento;
- $\sigma_{LR}$  tensão limite de resistência;

Atendendo às recomendações da norma ASTM E647 (2016), as dimensões do corpo de prova C(T) foram calculadas com base nas espessuras disponíveis para teste, sendo que o corpo de prova dimensionado atende às espessuras 1,00, 1,20 e 1,30, vale notar que tais espessuras são de uso corriqueiro na indústria automotiva. As principais dimensões do corpo de prova estão descritas à esquerda da Figura 53 e à direita tem-se o detalhe do entalhe de fixação do extensômetro para medição do CMOD.

Figura 53 – Esquema do corpo de prova tipo C(T) baseado na norma ASTM E 647 (2016) à esquerda e à direita detalhe do entalhe de fixação do extensômetro

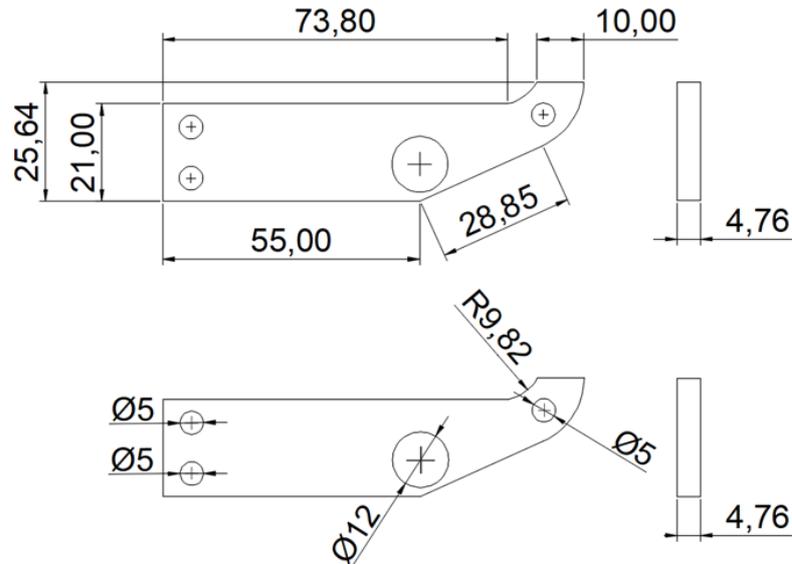


Fonte: Autor

Com as dimensões das amostras definidas, as mesmas foram confeccionadas com o uso da máquina de corte a jato d'água e dispostas de forma transversal ao sentido de laminação; vale advertir que a norma ASTM E647 (2016) não exige posição específica dos corpos de prova em relação ao sentido de laminação. Para obter maior precisão e permitir que os encaixes do extensômetro fossem usinados diretamente na amostra, o entalhe mostrado no detalhe A da Figura 53 foi executado por meio de eletroerosão a fio com fio de 0,3 mm de diâmetro.

Para evitar que ocorra flambagem durante o teste, foram dimensionadas placas de 4,76 mm de espessura cada uma, sendo que elas não devem interferir na aquisição de dados. As medidas principais estão na Figura 54.

Figura 54 – Dimensões principais das placas anti-flambagem



Fonte: Autor

Devido à necessidade das placas anti-flambagem, os aparatos de teste devem estar dimensionados para receber as placas sem que haja interferência na aquisição de dados. Nesse caso, a manilha que foi usada já se apresentava disponível no laboratório, por isso a placa anti-flambagem foi dimensionada considerando a manilha, que se encontra ilustrada na figura 55.

Figura 55 – Manilha do teste de taxa de propagação de trinca por fadiga



Fonte: Autor

### 3.1.2 Verificação do corpo de prova do tipo C(T) pelo Método dos Elementos Finitos

A fim de averiguar os valores de  $K$  obtidos para o corpo de prova dimensionado pela ASTM E647 (2016), o Método dos Elementos Finitos (MEF) se faz bastante eficiente e útil, aumentando o grau de confiança do corpo de prova dimensionado e revelando que os valores de  $K$  calculados estão próximos ao obtidos pelo MEF descritos na ASTM.

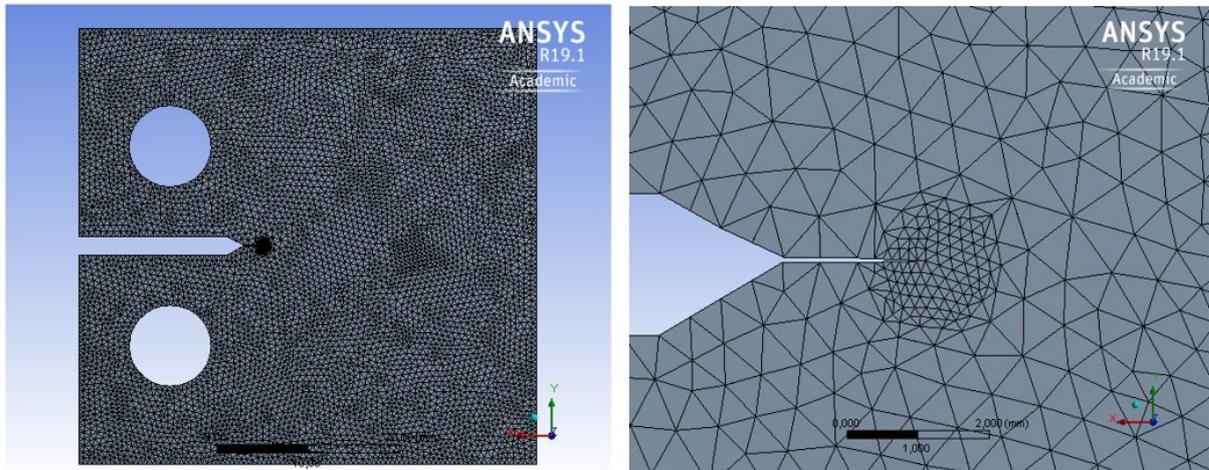
Visando calcular o fator de intensidade de tensão na ponta da trinca do corpo de prova, foi utilizado o software *Ansys Workbench* v. 19.1. Esse software comercial fornece uma ferramenta específica para suportar a verificação tanto da MFLE, como da MFEP, calculando os valores de  $K_I$ ,  $K_{II}$  e  $K_{III}$  quando se trata da MFLE, e Integral- $J$  quando o foco é MFEP.

### 3.1.3 Modelamento e criação de malha do tipo C(T).

Para a geração de malha o *Ansys Workbench* dispõe de uma série de elementos que variam desde uma dimensão (1D) até três dimensões (3D). Nesse estudo foi selecionado o elemento SOLID187 que se trata de um elemento 3D para garantir que os estados de tensão, podendo ser triplos ou duplos, sejam avaliados de forma correta. O elemento SOLID187 possui 10 nós, tem um comportamento de deslocamento quadrático e é adequado para modelar malhas irregulares, como as produzidas a partir de softwares de desenho. Cada nó do elemento possui três graus de liberdade: translações nas direções nodais x, y e z. Esse elemento pode ser usado quando se necessita avaliar plasticidade, alta elasticidade, grande deflexão e grande deformação. Também possui capacidade de formulação mista para simular deformações de materiais elasto-plástico próximos de serem incompressíveis e materiais totalmente incompressíveis de alta elasticidade. Além de aceitar propriedades isotrópicas, esse elemento tem em sua formulação propriedades para materiais de comportamento ortotrópicos e anisotrópicos (ANSYS, 2013).

Com o tipo de elemento definido, a malha foi gerada com as ferramentas disponíveis no *Ansys* e a ponta da trinca foi refinada. De forma ilustrativa, a Figura 56 mostra o resultado final da malha gerada para um corpo de prova do tipo C(T) à esquerda e detalhe do refino da ponta da trinca à direita, a qual é constituída de 151779 nós e 91715 elementos. Foram levadas em consideração as dimensões principais da Figura 53, e admitida uma pré-trinca de 2,00 mm.

Figura 56 – Malha de corpo de prova do tipo C(T) de  $W = 40$  mm com espessura de 1,00 mm à esquerda e detalhe do refino da ponta da trinca à direita



Fonte: Autor

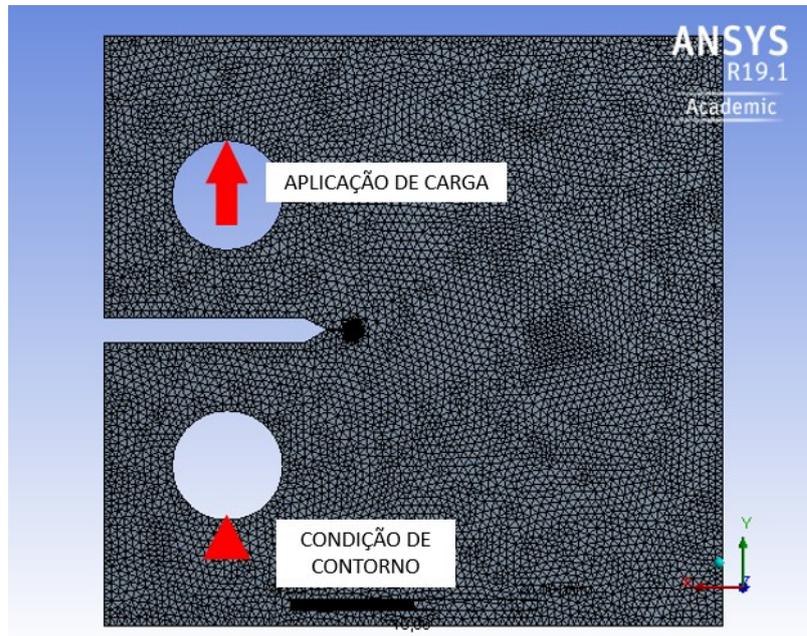
Com a malha devidamente definida as condições de contorno e carga serão demonstradas brevemente na seção 3.1.4.

#### 3.1.4 Aplicação de carga e condição de contorno.

Tão importante quanto gerar corretamente a malha, a aplicação da carga e as condições de contorno empregadas no modelo de elementos finitos são essenciais para se obter uma resposta coerente e precisa.

A Figura 57 ilustra simplificada como a aplicação de carga e a condição de contorno foram consideradas no modelo. Para manter estabilidade do modelo numérico uma das regiões de aplicação de carga foi restringida em translação.

Figura 57 – Aplicação de carga e condição de contorno no corpo C(T) de  $W = 40$  mm com espessura de 1 mm



Fonte: Autor

Os resultados da simulação serão apresentados posteriormente na seção 4.

### 3.2 Materiais para caracterização

Os materiais aqui estudados podem ser classificados por suas propriedades mecânicas como, por exemplo, tensão limite de escoamento ( $\sigma_{LE}$ ), tensão limite de resistência à tração ( $\sigma_{LR}$ ), módulo de elasticidade ( $E$ ), deformação até a ruptura ( $\epsilon$ ) e expoente de encruamento ( $n$ ). O ensaio de tração tem como foco principal caracterizar as propriedades mecânicas dos aços e alimentar o ensaio de propagação de trinca por fadiga, utilizando esses dados para análises de elementos finitos que necessitam de propriedades mecânicas.

Os materiais disponíveis para o estudo são:

- Aço de alta resistência baixa liga laminado a frio (HSLA 420)
- Aço do tipo “*dual phase*” laminado a frio (DP600)
- Aço do tipo “*dual phase*” laminado a frio (DP1200)
- Aço do tipo “*press hardening steel*” (PHS)

Na tabela 2 são apresentadas as propriedades mecânicas dos materiais HSLA 420, DP600 e DP1200, os quais seguem a seguinte nomenclatura HX420LAD, HCT600X e HDT1200M respectivamente de acordo com a DIN EN 10346 (2009). Como PHS estudado nesse trabalho foi classificado com outra norma, as propriedades mecânicas serão exibidas em seguida.

Tabela 2 – Propriedades mecânicas dos materiais HSLA 420, DP600 e DP1200 de acordo com a DIN EN 10346 (2009)

Material	Tensão de escoamento (MPa) mínimo	Tensão de Resistência (MPa) mínimo	Deformação até ruptura (%) em 50 mm mínimo	Expoente de Encruamento Mínimo
HX420LAD	420	470	17	0,11
HCT600X	340	590	21	0,18
HCT1200M	900	1180	4	-

Fonte: Autor

Aqui vale uma ressalva do que é esperado em termos de propriedades mecânicas, sendo que a DIN EN 10083 (2006) exhibe valores do aço PHS 22MnB5 antes do processo de tratamento térmico, nesse caso a amostra de PHS foi submetida a 5 minutos a 950 ° C e tempera em prensa - segundo ArcelorMittal a expectativa é de atingir as propriedades mecânicas mostradas na tabela 3.

Tabela 3 – Propriedades mecânicas dos materiais disponíveis para estudo de acordo com Arcelor Mittal

Material	Tratamento térmico	Tensão de escoamento (MPa) mínimo	Tensão de Resistência (MPa) mínimo	Deformação até ruptura (%) em 50 mm mínimo
22MnB5	5 minutos a 950 ° C e tempera em prensa	1100	1500	-

Fonte: Autor

Uma vez apresentada as metodologias experimental e numérica atreladas à caracterização das propriedades dos materiais, a próxima seção expõe os resultados e a discussão crítica do presente trabalho.

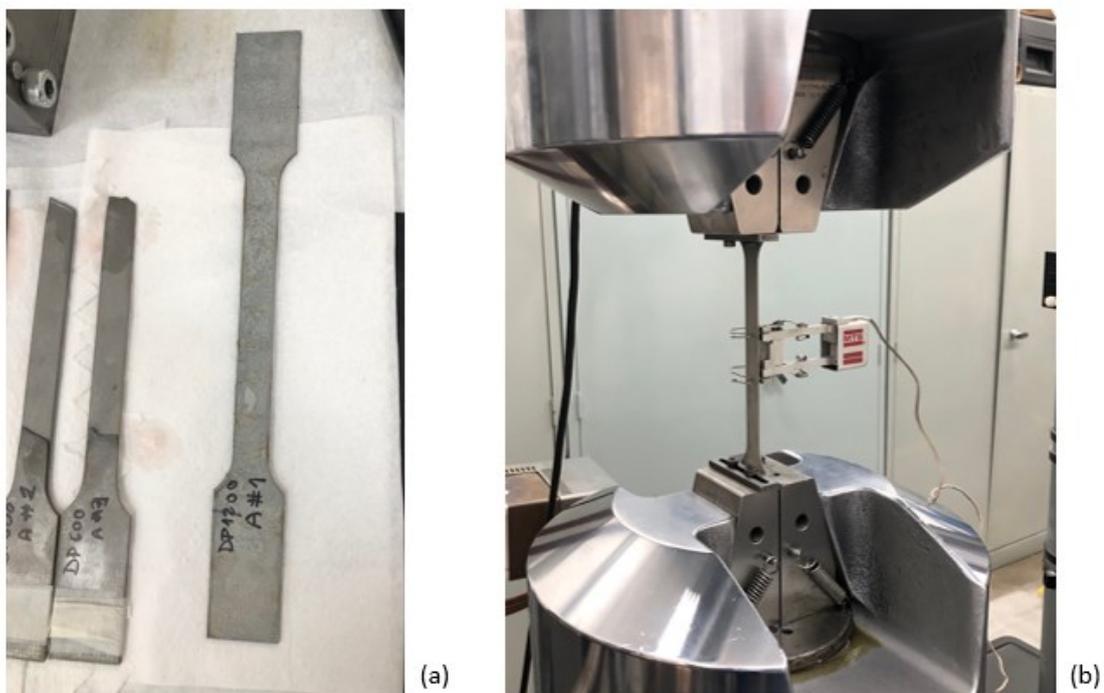
## 4 RESULTADOS E DISCUSSÃO CRÍTICA

Nessa seção são mostrados os resultados obtidos a partir da metodologia apresentada na seção 3, bem como discussões sobre os mesmos. Inicialmente, serão abordadas as questões da dimensão do corpo de prova e os valores de  $\Delta K$  calculados a partir da norma ASTM E647 (2016).

### 4.1 Propriedades mecânicas

Antes de adentrar nos resultados específicos desse trabalho, serão apresentados brevemente os resultados que dizem respeito às propriedades mecânicas com base no teste de tração, o qual seguiu as recomendações da ASTM E8/E8M (2008). Do lado esquerdo da Figura 58, tem-se amostras de tração de DP 600, as quais foram tracionadas, e amostra de DP1200 antes do teste de tração; do lado direito da mesma figura está ilustrada a amostra de DP1200 montada na máquina de tração MTS e com extensômetro instalado. A microestrutura dos materiais testados se encontra no apêndice, com aumento de 100 e 200 vezes. Todos os materiais foram atacados com Nital 2%.

Figura 58 – Corpos de prova dos materiais DP600 e DP1200 do lado esquerdo; do lado direito corpo de prova de tração montado na MTS com extensômetro



Com propósito de garantir que todos os corpos de prova tenham suas dimensões confirmadas para servir de entrada no teste, essas foram medidas com paquímetro digital Mitutoyo. A velocidade de tração até 1% de deformação foi de 0,5 mm por minuto e, após essa deformação, o teste teve sua velocidade aumentada para 5 mm por minuto. A tabela 4 mostra o número de amostras testadas por material, a largura e a espessura média das amostras para o cálculo de área.

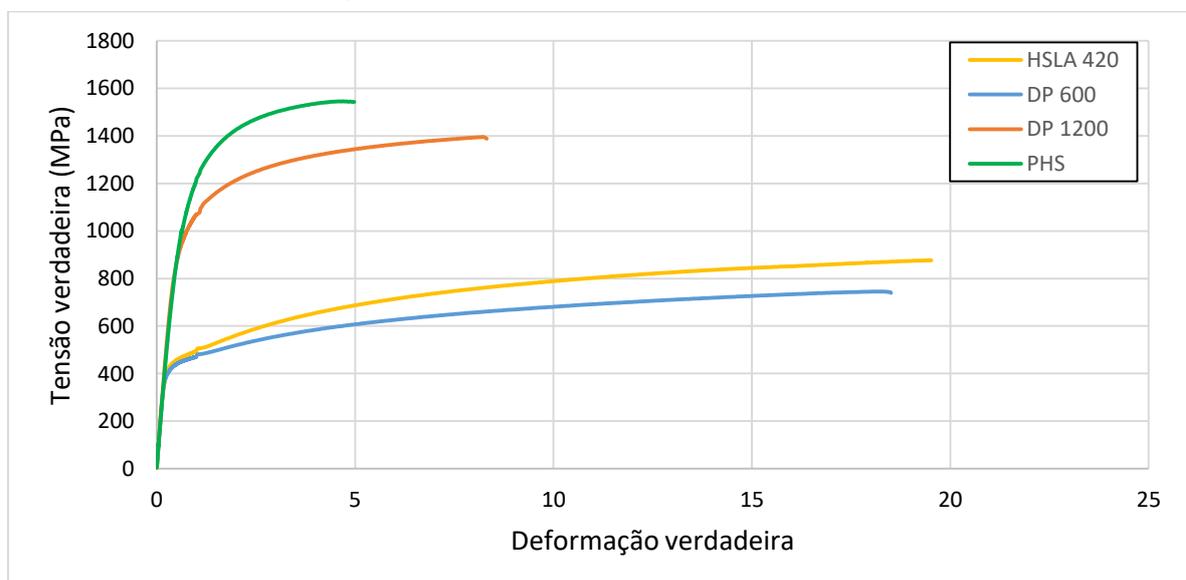
Tabela 4 – Número de amostra por material, largura e a espessura média entre as amostras para o cálculo de área

Material	Número de amostras	Largura média (mm)	Espessura média (mm)
HSLA 420	3	12,55	1,00
DP 600	4	12,69	0,99
DP1200	4	12,74	1,19
PHS	3	6,00	1,27

Fonte: Autor

Com as medidas específicas de cada corpo de prova, foram obtidos os valores de tensão e deformação de engenharia e verdadeiras sendo que esses foram tratados e os valores (verdadeiros) estão apresentados na Figura 59 de forma gráfica.

Figura 59 – Curva verdadeira de tensão-deformação até estrição do corpo de prova extraída do teste de tração dos materiais HSLA 420, DP600, DP1200 e PHS.



Fonte: Autor

Já na tabela 5 estão os valores do módulo de elasticidade, tensão limite de escoamento, tensão limite de resistência, coeficiente de encruamento e deformação total até a ruptura.

Tabela 5 – Valores de módulo de elasticidade, tensão limite de escoamento, tensão limite de resistência, expoente de encruamento e deformação total dos materiais HSLA 420, DP600, DP1200 e PHS

Material	Módulo de elasticidade (MPa)	Tensão limite de escoamento (MPa)	Tensão limite de resistência (MPa)	Expoente de encruamento	Deformação até ruptura (%)
HSLA 420	202000	430	876	0,18	28,9%
DP 600	202000	414	745	0,15	30,6%
DP1200	208000	937	1396	0,15	13,2%
PHS	201000	1040	1545	0,20	8,1%

Fonte: Autor

Baseado nos resultados obtidos no teste de tração os materiais estudados nesse trabalho estão de acordo com as Normas DIN EN 10346 (2009) e DIN EN 10083 (2006) em termos de propriedades mecânicas. Entretanto, vale ressaltar que os aços DP 600 e DP 1200 são beneficiados pelo efeito *bake hardening*, porém as amostras estudadas nesse trabalho não passaram por nenhum tratamento térmico que proporcionasse os ganhos de propriedades mecânicas provenientes do efeito *bake hardening*.

#### 4.2 Processo de pré-trincamento

Seguindo as recomendações da ASTM 1820 (2018) foi possível calcular a valores de  $K_{MAX}$  e suas respectivas forças aplicadas para cada material estudado nesse trabalho. Tais valores estão reportados na tabela 6.

Tabela 6 – Valores de  $K_{MAX}$  e Força aplicáveis ao processo de pré-trinca de acordo com a ASTM1820 (2018)

Material	$K_{MAX}$ (MPa $\sqrt{m}$ )	Força Aplicada (N)
HSLA 420	27,0	1270
DP 600	26,1	1250
DP1200	59,0	3315
PHS	65,5	3894

Fonte: Autor

De acordo com a norma ASTM E647 (2016) o tamanho da pré-trinca deve ter pelo menos 1,00 mm de comprimento de trinca ou 10% da espessura, nesse caso foi considerado pelo menos 1,00 mm de pré-trinca para a verificação da validade da MFLE. Partindo do pressuposto que o processo de pré-trincamento foi executado com controle do valor de  $K$ , ou seja, o valor de  $K$  no final do processo de pré-trincamento é o mesmo encontrado no início do processo.

Os valores recomendados pela ASTM 1820 (2018) guiaram de forma válida a formação da pré-trinca para cada material respeitando os limites da MFLE estabelecidos pela ASTM E647 (2016).

### 4.3 Resultados de Fator de intensidade de tensão para corpo de prova C(T)

Baseadas nas recomendações da norma ASTM E647 (2016), foram calculadas as dimensões do corpo de prova tipo C(T), levando em conta o aço e a espessura usados nos testes, e o resultado do dimensionamento foi exposto no capítulo anterior, na Figura 53. As propriedades mecânicas já mensuradas como, por exemplo, tensão limite de escoamento, foram utilizadas para efetivar os cálculos de  $\Delta K$  e tamanho de trinca para cada caso.

Para que os resultados sejam válidos de acordo com a norma ASTM E647 (2016) de teste, é necessário que o corpo de prova seja predominantemente elástico em todos os valores de força aplicados. Materiais que apresentam uma relação entre a tensão de escoamento e a tensão de resistência maior do que 1,3 podem considerar uma tensão denominada de efetiva para verificar a condição da equação, sendo que o cálculo da tensão efetiva foi demonstrado na equação 14 (ASTM E647, 2016). A tabela 7 exhibe o resultado da tensão efetiva para cada material estudado, salientando que foram usados valores provenientes do ensaio de tração realizado nesse mesmo trabalho.

Tabela 7 – Tensão efetiva calculada baseada nas tensões limite de escoamento e resistência

Material	Tensão limite de escoamento (MPa)	Tensão limite de resistência (MPa)	Tensão efetiva (MPa)
HSLA 420	430	876	653
DP 600	414	745	579
DP1200	937	1396	1166
PHS	1040	1545	1292

Fonte: Autor

A norma ASTM E647 (2016) não recomenda que o corpo de prova tipo C(T) seja usado em sollicitação de tração-compressão por gerar instabilidade no corpo de prova e incertezas na ponta da trinca. Por esse motivo, foi considerado um fator  $R$  de 0,1, ou seja, a menor carga é equivalente a 10% da carga máxima aplicada, além disso esse valor de  $R$  evita que o fenômeno de fechamento de trinca por fadiga se torne relevante. O controle da máquina universal foi realizado por carga, o que resulta em um aumento do  $\Delta K$  no decorrer do teste de propagação, isso porque o valor  $K$  é diretamente proporcional ao comprimento da trinca. Com o propósito de definir a carga a ser aplicada nos corpos de prova, foi utilizada a mesma carga aplicada para iniciar a propagação da pré-trinca. Vale ressaltar que a partir da relação de  $a/W$  maior do 0,4 a trinca deixa de ser rasa e os valores de  $K$  aumentam de forma exponencial (LANDES, J. D.; BEGLEY, J. 1972). Por isso os valores de  $a/W$  máximos para atender os critérios da MFLE estão na tabela 8.

Tabela 8 – Valores de  $K_{MAX}$ ,  $(a/W)$  e carga aceitável para validade da MFLE

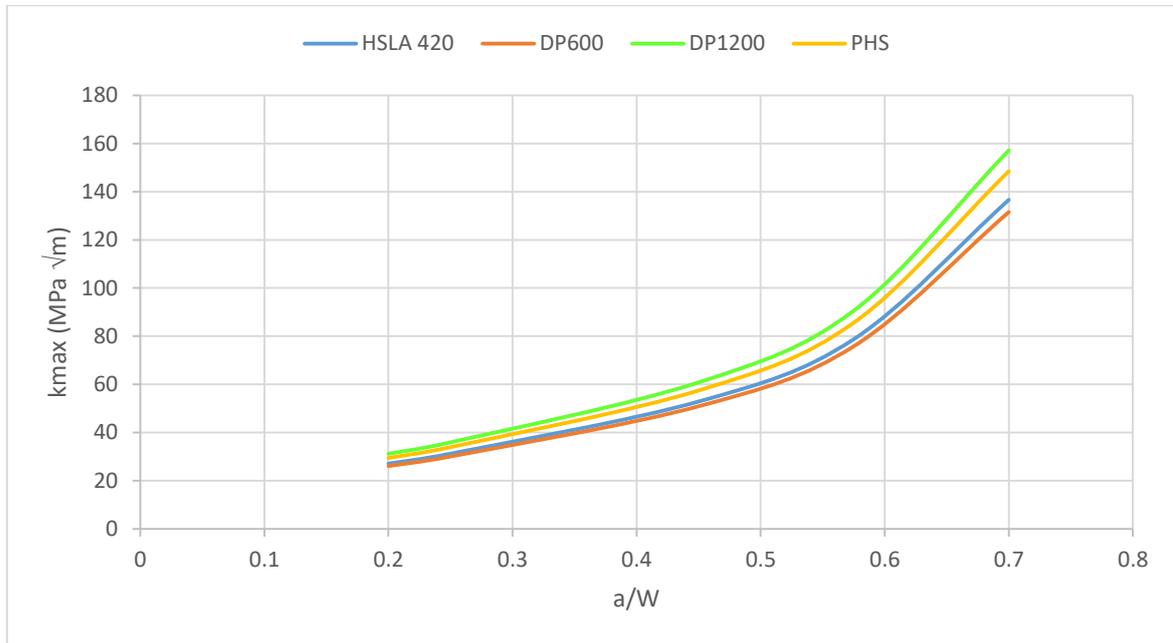
Material	$K_{MAX}$ (MPa $\sqrt{m}$ )	$(a/W)$	Carga aplicada (N)
HSLA 420	76,30	0,56	1270
DP 600	69,33	0,54	1250
DP1200	137,56	0,54	3000
PHS	129,08	0,67	1750

Fonte: Autor

Os valores calculados na tabela 8 têm o propósito de mostrar o  $K_{MAX}$  para cada material aqui estudado sem comprometer os limites da MFLE.

Visando averiguar graficamente os efeitos do aumento do comprimento de trinca em relação a  $\Delta K$ , a Figura 60 ilustra o comportamento do  $\Delta K$  em relação ao comprimento relativo de trinca. Dessa forma, fica visível o aumento não linear do  $\Delta K$  a partir do ponto que o corpo de prova atinge 0,55 de  $a/W$ . Esse comportamento é esperado uma vez que a equação que é usada para calcular o valor de  $K$  está em função de  $a/W$  elevado a quinta potência. Para os aços em estudo vale ressaltar que validade da MFLE contempla comprimentos relativos de trinca de 0,2 até 0,67.

Figura 60 – Relação entre  $\Delta K$  e comprimento relativo de trinca ( $a/W$ ) para corpo de prova proposto



Fonte: Autor

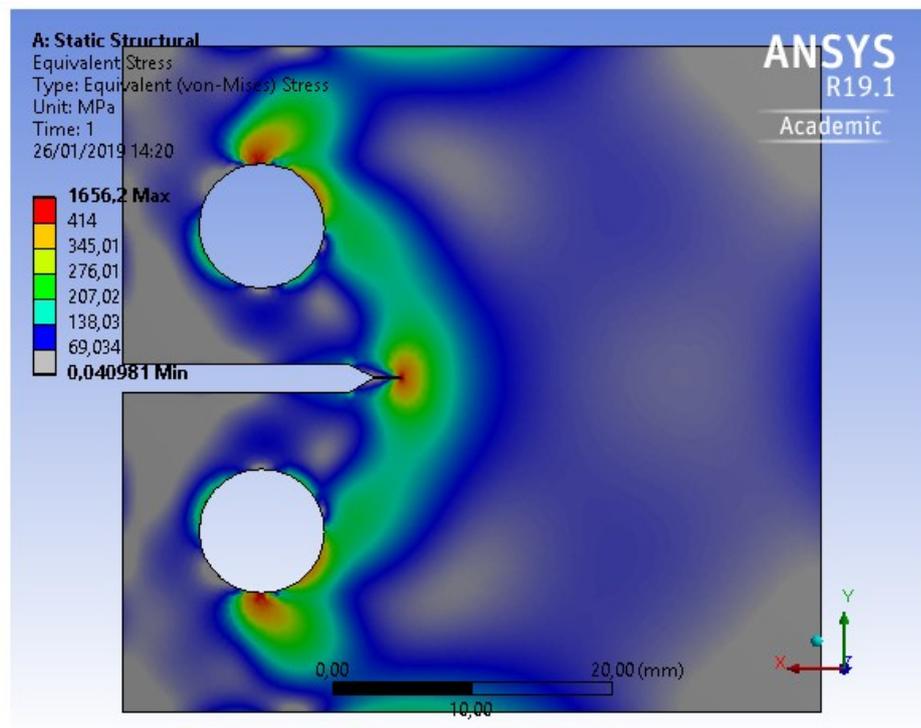
#### 4.3.1 Resultados do corpo de prova do tipo C(T) baseados no MEF.

Os resultados apresentados até o momento seguem a norma ASTM E647 (2016) e foram concebidos analiticamente, os quais foram baseados nos preceitos da MFLE. Nessa seção, serão comparados os resultados obtidos com o MEF a fim de averiguar os resultados provenientes do cálculo analítico, assim como a tendência de comportamento do  $K$  com o aumento do tamanho de trinca.

Para confrontar os valores calculados analiticamente, a simulação numérica foi efetuada com os mesmos valores de carga, ou seja, carga máxima aplicada de 1250 N para o corpo de prova tipo C(T) com  $W$  de 40 mm, espessura de 1,00 mm e com pré-trinca de 2,00 mm, ou seja, a condição encontrada após o processo de nucleação da pré-trinca do corpo de prova do material DP 600. Vale ressaltar que a simulação aqui efetuada é do tipo estática estrutural e por isso apenas os valores de  $K_{MAX}$  de modo I foram calculados e não os valores de  $\Delta K$ . Na Figura 61, está mostrada a tensão equivalente de von Mises no corpo de prova do tipo C(T) para uma carga aplicada de 1250 N. Nessa ilustração todos os valores de tensão equivalente de von Mises acima de 414 MPa foram deixados em vermelho para salientar as regiões que estão acima do limite de escoamento do material DP 600, atingindo valores de tensão de 1656 MPa na ponta da trinca – vale ressaltar que este valor específico de 1656 MPa não deve ser usado para fins de avaliação,

uma vez que a simulação não objetivou, em sua configuração, a descrição detalhada do campo de tensão exatamente na ponta da trinca, mas sim na região de dominância K. Adicionalmente, vale ressaltar que é uma simulação linear, ou seja, os efeitos de grandes deslocamentos e aqueles provenientes da plasticidade que foram discutidos brevemente na revisão bibliográfica não foram levados em consideração nessa simulação.

Figura 61 – Tensão equivalente de von Mises para corpo de prova do tipo C(T) com  $W$  de 40 mm, espessura de 1mm com pré-trinca de 2mm e submetido a carga de 1250N

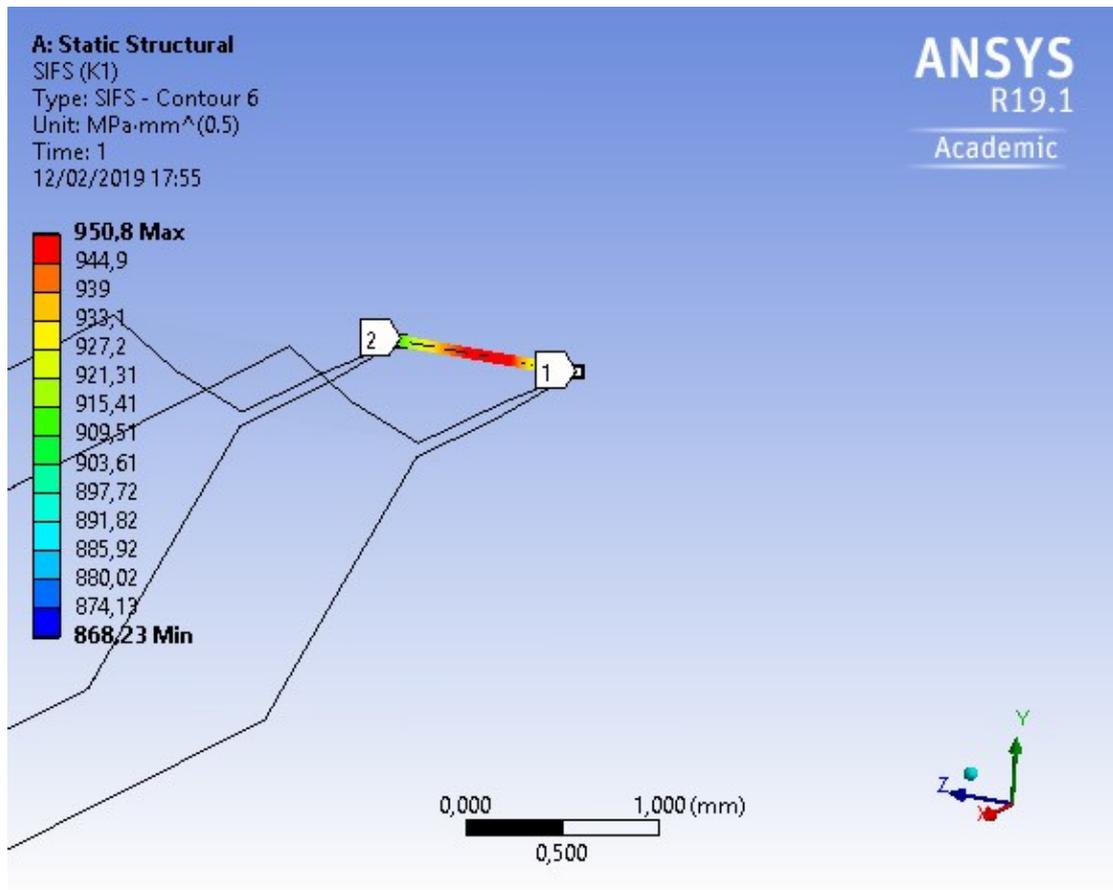


Fonte: Autor

Os valores de intensidade de tensão foram computados numericamente a fim de confrontar os valores calculados analiticamente pela ASTM E647 (2016). A Figura 62 demonstra a distribuição dos valores de  $K_I$  para corpo de prova do tipo C(T) com  $W$  de 40 mm, espessura de 1 mm e trinca de 2 mm submetido a carga de 1250 N. O maior valor atingido de  $K$ , para condição descrita acima, é de 950,8  $\text{MPa}\sqrt{\text{mm}}$ , ou 30,1  $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ , o qual foi observado no centro da frente de trinca como esperado. Vale notar que o MEF apresentou um valor de  $K_{MAX}$  2% menor do que o calculado para ASTM E647; usando a norma para a mesma condição da Figura 62, o valor de  $K_{MAX}$  foi de 30,7  $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ . Esse comportamento pode ser justificado, em parte, uma vez que o corpo de prova apresenta estados triaxiais variáveis ao longo da frente

da trinca, enquanto a ASTM calcula os valores de  $K$  para um estado uniforme e baseado em análises bidimensionais (MIRANDA, 2010).

Figura 62 – Valores de  $K_I$  para corpo de prova do tipo C(T) com  $W$  de 40 mm, espessura de 1mm e pré-trinca de 2mm submetido a carga de 1250

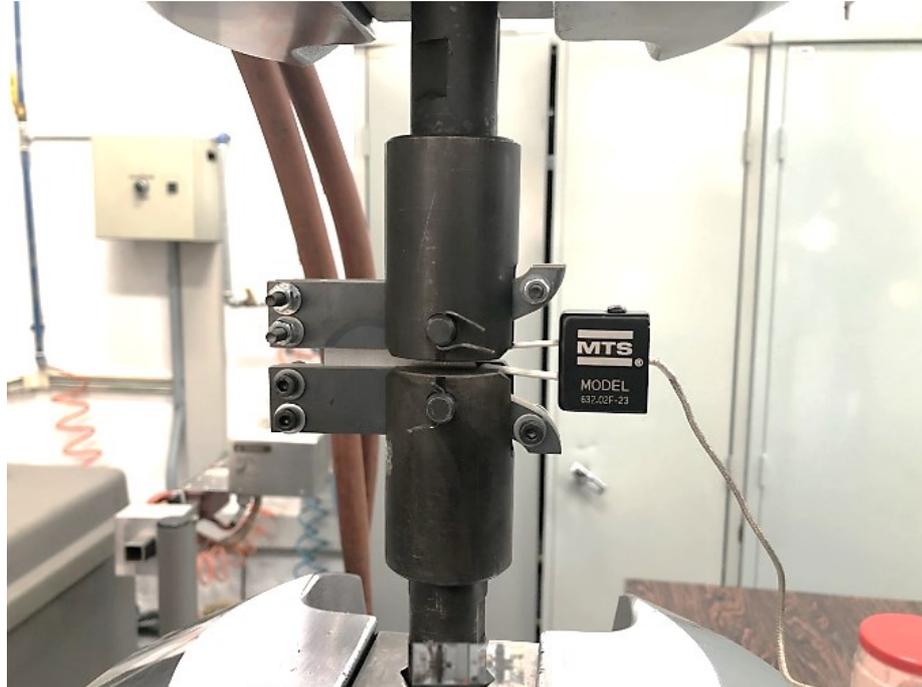


Fonte: Autor

#### 4.4 Resultados experimentais da taxa de propagação de trinca

Um dos objetivos dessa dissertação é a determinação das constantes da lei de Paris  $da/dN = (C) \cdot (\Delta K)^m$  onde  $a$  é o comprimento da trinca e  $N$  é o número de ciclos,  $C$  e  $m$  são as constantes. Como mencionado anteriormente, antes do teste real de crescimento de trinca, é necessário o cumprimento de uma rotina pré-trincamento para atingir o tamanho mínimo especificado de pré-trinca. Tanto nesta fase como durante o teste do crescimento de trinca por fadiga, foi utilizado um extensômetro modelo 632.02F-23 para mensurar a abertura da trinca por fadiga (por meio do CMOD) e tal aparato está exibido na Figura 63 devidamente montado no corpo de prova 1 do material HSLA 420.

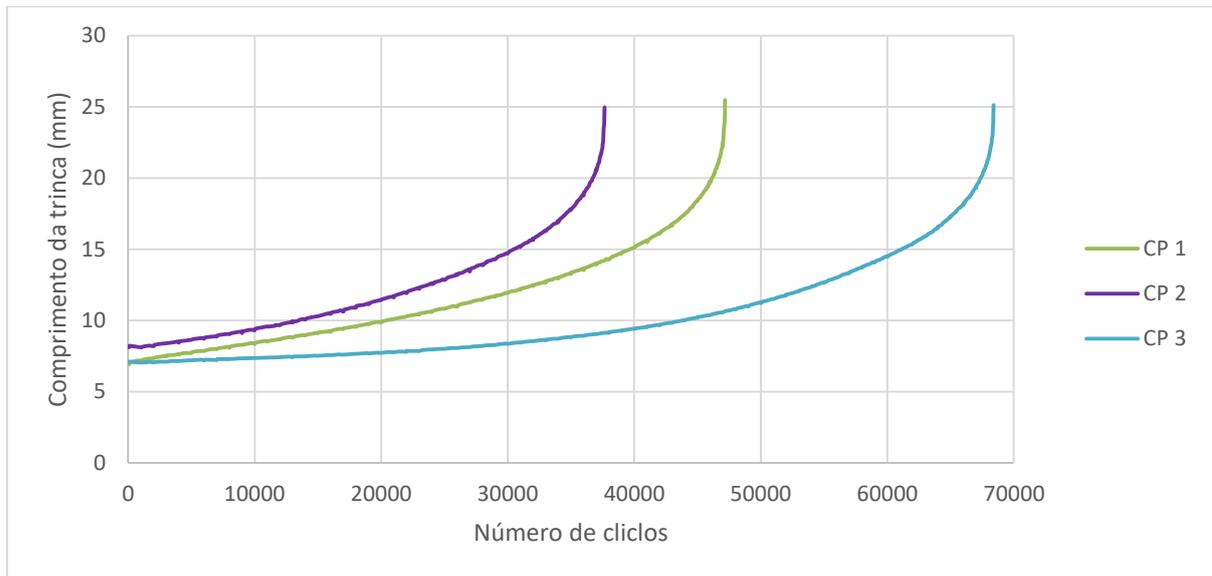
Figura 63 – Corpo de prova número 1 do HSLA420 montado com as placas anti flambagem apoiado na manilha inferior com extensômetro modelo 632.02F-23



Fonte: Autor

De acordo com a norma ASTM E647 (2016), a trinca deve consistir em uma trinca de fadiga natural com algum comprimento mínimo já definido anteriormente. No corpo de prova do material HSLA 420 foi utilizada uma frequência de pré-trinca de 8 Hz, sendo que os demais corpos de prova utilizaram 10 Hz; já para o valor de  $R$  e  $\Delta K$  os parâmetros utilizados foram os mesmos para todos os corpos de prova, sendo eles  $R = 0,1$  e valor de  $\Delta K = 25 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}^2}$ , seguindo as diretrizes da ASTM 1820 (2018). Com os corpos de prova devidamente pré-trincados, o teste iniciou com uma força de 1270 N, porém com controle de carga, ou seja, há um aumento do valor de  $\Delta K$  proporcional ao aumento do comprimento da trinca. Além disso, foi mantido um  $R$  de 0,1 com uma frequência de 5 Hz. No total foram testados 3 corpos de prova do HSLA 420 válidos. Os corpos de prova 1, 2 e 3 propagaram a trinca até um comprimento de aproximadamente 25 mm, sendo necessários 47183, 37667 e 68411 ciclos respectivamente. Os dados de comprimento de trinca por número de ciclos obtidos das atividades experimentais das amostras do material HSLA 420 estão representados na Figura 64. As curvas plotadas na Figura 64 mostram o comprimento de trinca para um determinado número de ciclos, por exemplo, para 30000 ciclos a trinca do corpo prova 1 estava com aproximadamente com 12 mm, enquanto a trinca dos corpos de prova 2 e 3 estavam com 15 e 8,4 mm respectivamente. A interpretação das Figuras 68, 72, 76 se faz análoga à interpretação da Figura 64.

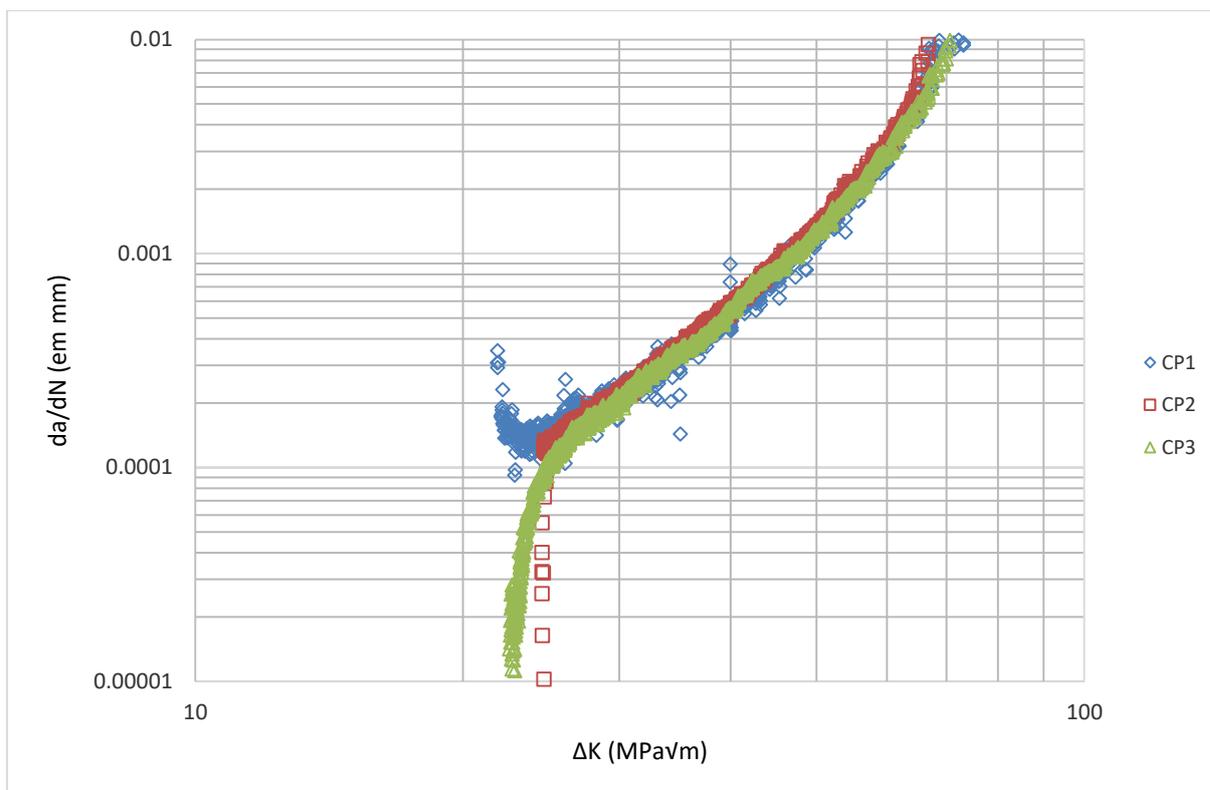
Figura 64 – Comprimento de trinca em função dos números de ciclos dos corpos de prova do material HSLA 420



Fonte: Autor

De posse dos valores de comprimento de trinca versus número de ciclos foi utilizada uma rotina de cálculos no ambiente Matlab 2018 para calcular a derivada da curva em instantes determinados e, assim, computar os valores de  $da/dN$ . Como o valor de  $da/dN$  é uma média da taxa de propagação da trinca no intervalo  $(a_{i+1} - a_i)$ , o tamanho médio da trinca no instante  $(a = \frac{(a_{i+1} - a_i)}{2})$  foi usado para calcular  $\Delta K$  com a equação 15 e os resultados da curva  $da/dN$  versus  $\Delta K$  dos corpos de prova do material HSLA 420 estão exibidos na Figura 65. Vale ressaltar que, face aos objetivos do trabalho, não foram incluídas na apresentação as correções do efeito de fechamento de trinca como apresentado na seção 2.4.2.2. A Figura 65 exhibe quantos milímetros uma trinca cresce por ciclo quando esse material é submetido a um determinado  $\Delta K$ ; para exemplificar, quando uma estrutura trincada construída de um material HSLA 420 é submetida a  $48 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  em modo I, essa trinca irá crescer aproximadamente 0,001 mm por ciclo. O entendimento dos demais gráficos log-log  $da/dN$  versus  $\Delta K$  pode ser feitos de forma análoga à interpretação da Figura 65. Nesse ponto vale uma ressalva, apesar dos valores de  $da/dN$  menores do que 0,0001 da figura 65 exibirem um comportamento típico de estágio I, esse não trabalho não tem a premissa de caracterizar esse estágio, por isso esses valores devem ser desconsiderados para avaliações de estágio I.

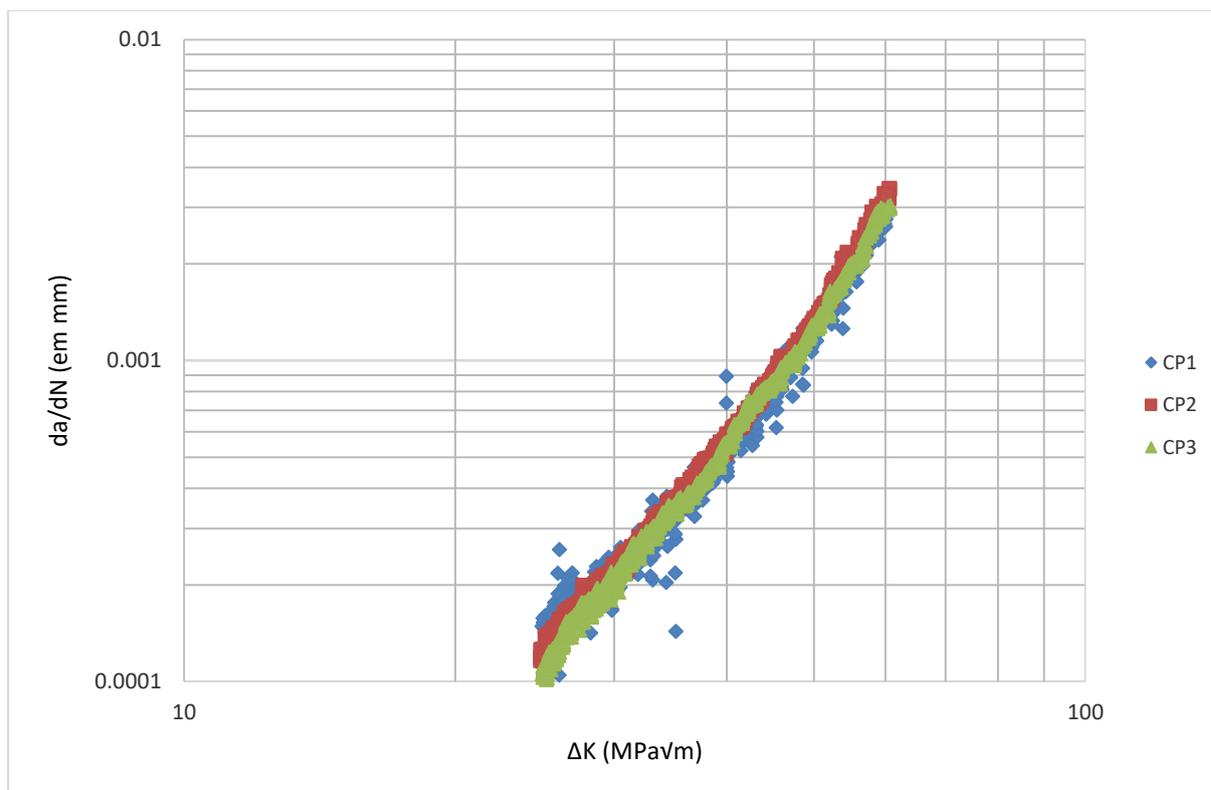
Figura 65 – Gráfico log-log  $da/dN$  versus  $\Delta K$  dos corpos de prova 1, 2 e 3 do material HSLA 420



Fonte: Autor

Com os resultados obtidos de  $da/dN$  versus  $\Delta K$ , as constantes da Lei de Paris foram calculadas usando regressão por uma lei de potência com o auxílio do software Excel. Antes de aplicar a regressão foi definido o intervalo que compõe o Estágio II, ou seja, onde se torna adequada a aplicação da Lei de Paris. Para definir o máximo  $\Delta K$  aplicável foi utilizada a equação 8, garantindo a validade da MFLE obtendo para o HSLA 420 desse estudo o máximo  $\Delta K$  aplicável de 68,7 MPa√m; os trechos considerados estão na figura 66.

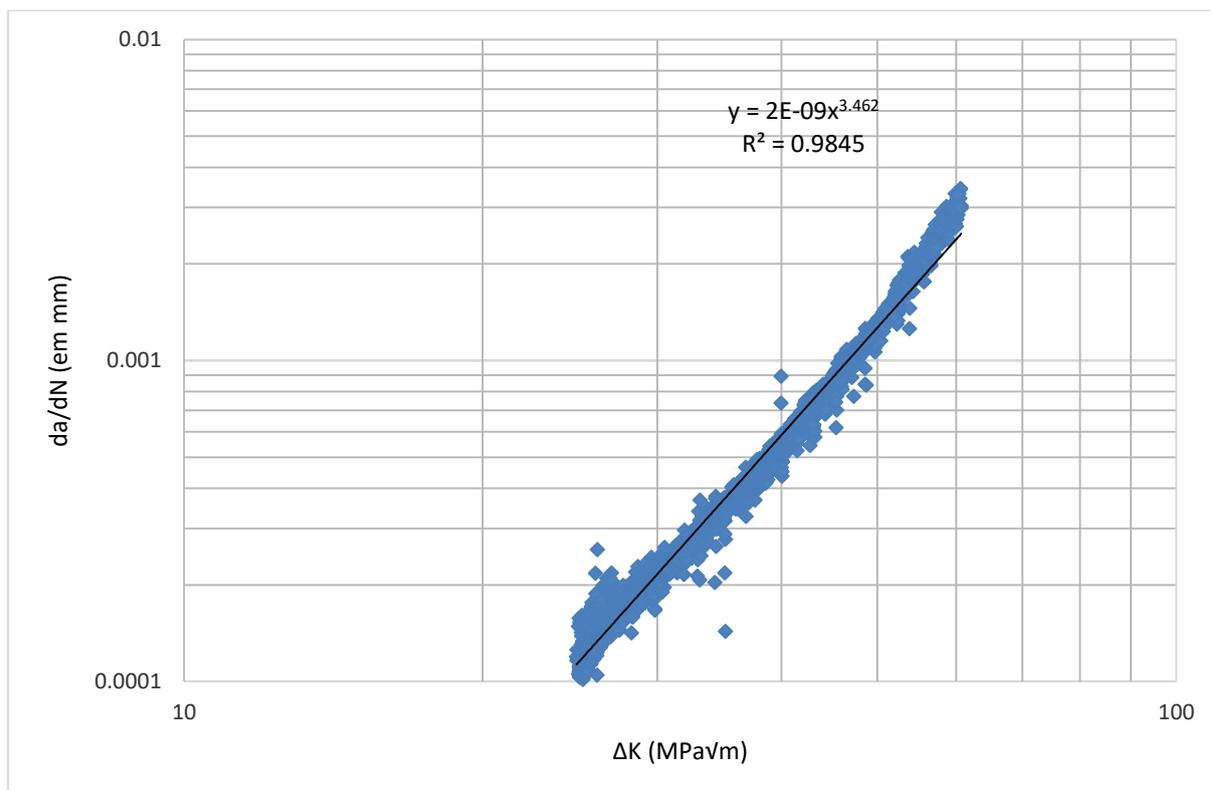
Figura 66 – Gráfico log-log da/dN versus  $\Delta K$  dos corpos de prova 1, 2 e 3 do material HSLA 420 usados para o cálculo dos coeficientes da Lei de Paris



Fonte: Autor

Para obtenção das constantes da lei de Paris do material HSLA 420 foi utilizada a nuvem de pontos gerada pelos 3 corpos de prova e dessa forma foi aplicada a regressão para se obter o valor médio representativo da amostra do HSLA 420, como ilustrado na figura 67.

Figura 67 – Gráfico log-log da/dN versus  $\Delta K$  da nuvem de pontos do material HSLA 420 usados para o cálculo dos coeficientes da Lei de Paris



Fonte: Autor

Os resultados de  $m$  e  $C$  da Lei de Paris e o coeficiente de múltipla correlação, também conhecido como  $R^2$ , encontram-se na tabela 9. Vale ressaltar que o valores das constantes da Lei de Paris foram calculados utilizando  $a$  em mm e  $\Delta K$  em  $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ .

Tabela 9 – Valores das constantes  $m$  e  $C$  da lei de Paris para o material HSLA 420 e o coeficiente de múltipla correlação ( $R^2$ )

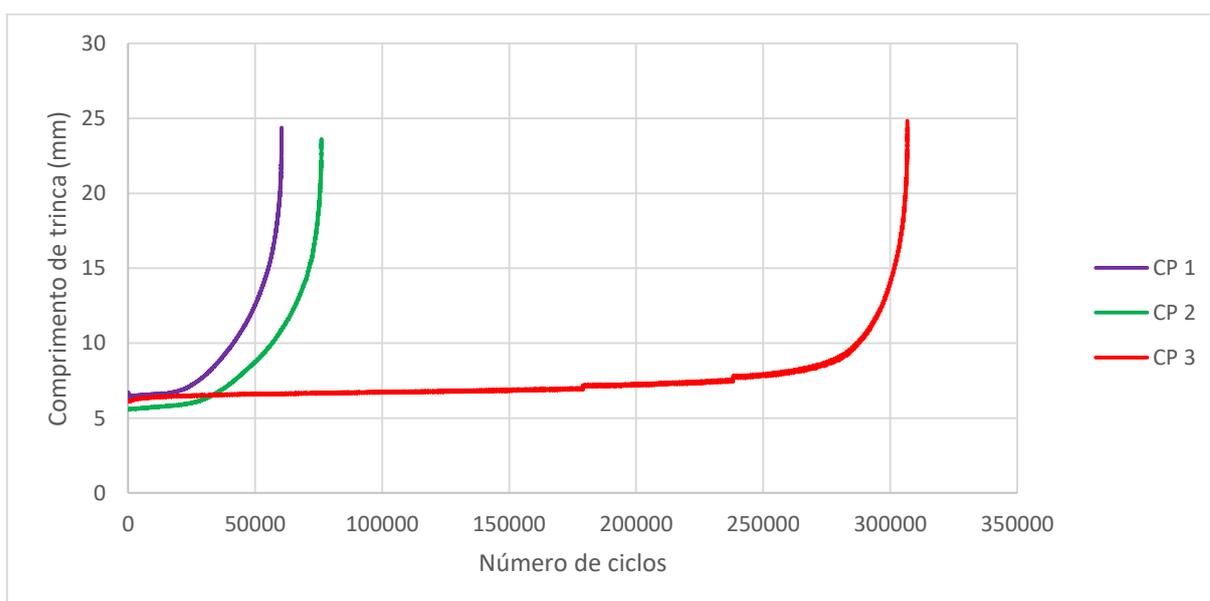
Corpo de prova	$m$	$C \left( \frac{\text{mm}}{\text{ciclo} \cdot \text{MPa}\sqrt{\text{m}}} \right)$	$R^2$
1	3,25	$4,00 \text{ e}^{-9}$	0,971
2	3,52	$1,00 \text{ e}^{-9}$	0,993
3	3,60	$1,00 \text{ e}^{-9}$	0,995
Ajuste para todos os corpos de prova	3,46	$2,00 \text{ e}^{-9}$	0,984

Fonte: Autor

O mesmo procedimento de teste que foi executado para o HSLA 420, foi utilizado para levantar os dados de  $da/dN$  versus  $\Delta K$  do material DP 600. O processo de pré-trinca seguiu o mesmo padrão elaborado para o material HSLA 420, ou seja, foi utilizada uma frequência de

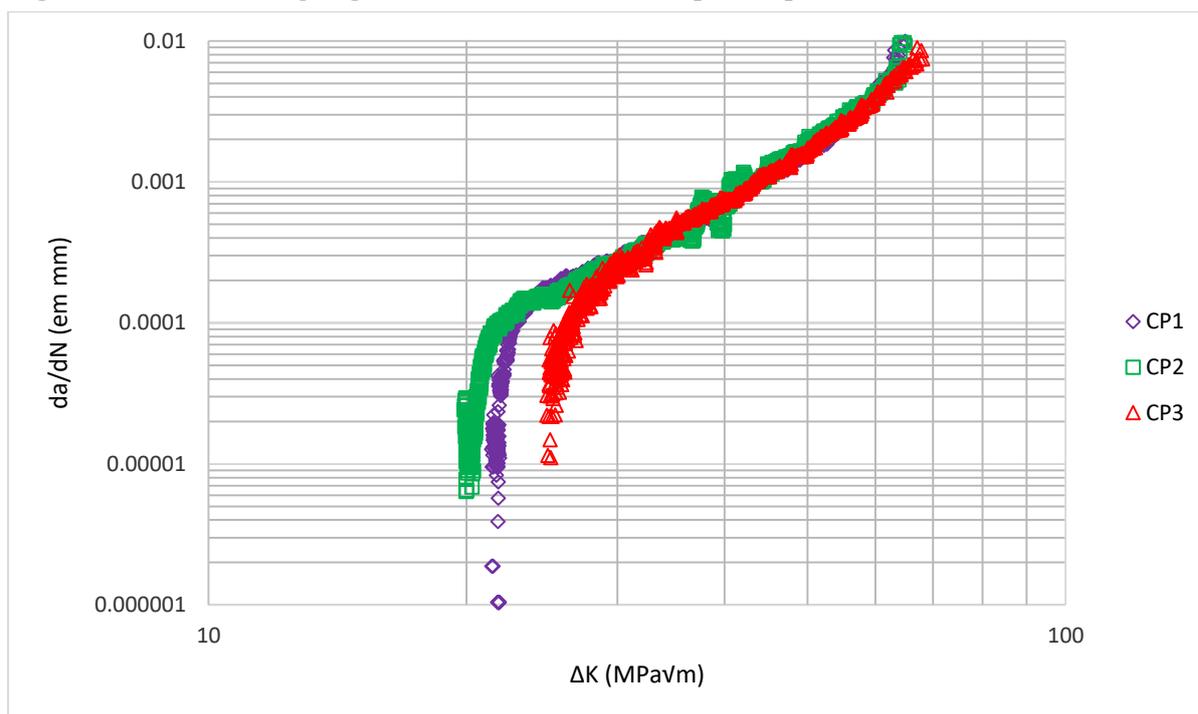
pré-trinca de 10 Hz,  $R = 0,1$  e valor de  $K = 25 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  seguindo as diretrizes estabelecidas pela ASTM E1820 (2018). Após os corpos de prova serem pré-trincados, o teste de propagação de trinca foi iniciado com 1250 N, frequência de 10 Hz e controle de carga. Foram testados 3 corpos de prova do material DP 600, sendo necessários respectivamente 60432, 76099 e 306747 ciclos para atingir uma trinca de aproximadamente 24 mm. O crescimento de trinca pelo número de ciclos dos corpos de prova 1, 2, 3 estão ilustrados na Figura 68. Devido a disponibilidade da máquina de tração, o teste da amostra 3 teve que ser interrompido, porém não desmontado. No retorno do teste pode ter havido uma pequena sobrecarga no sistema aumentando a plasticidade na ponta da trinca, o que levou a uma maior quantidade de ciclos para propagar a trinca em relação às amostras 1 e 2.

Figura 68 – Comprimento de trinca em função dos números de ciclos dos corpos de prova do material DP 600



Fonte: Autor

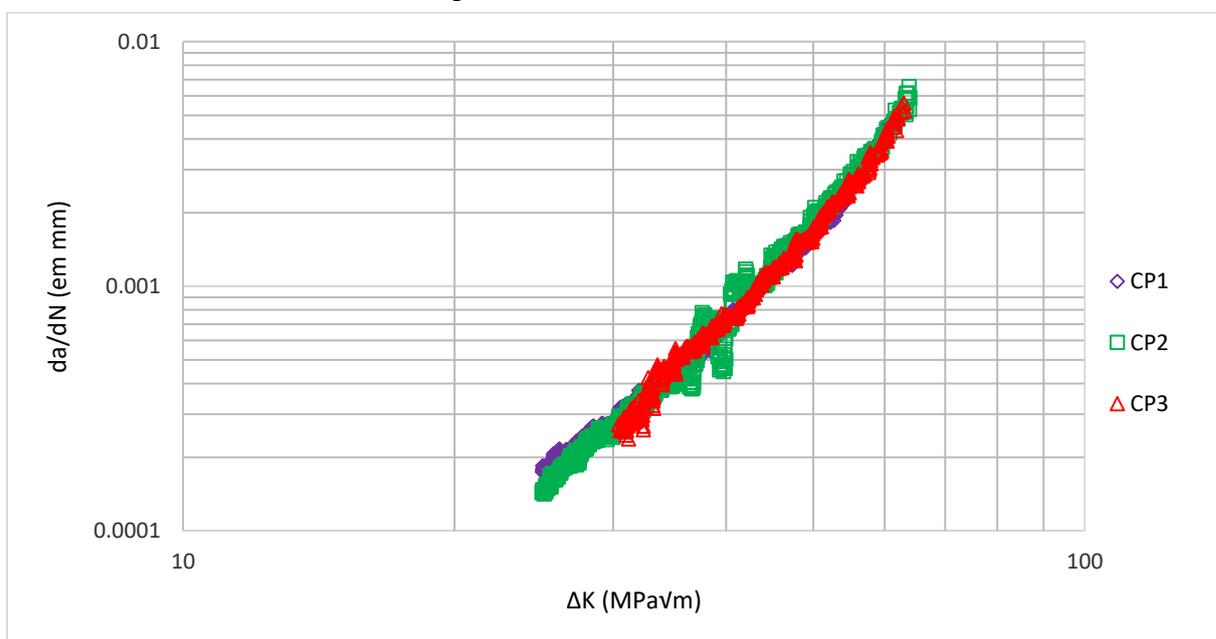
A mesma rotina de cálculos aplicada para obter os valores  $da/dN$  versus  $\Delta K$  do HSLA 420 foi empregada para as curvas de  $da/dN$  versus  $\Delta K$  do DP 600. Os resultados das demais curvas estão exibidos na Figura 69.

Figura 69 – Gráfico log-log da/dN versus  $\Delta K$  dos corpos de prova 1, 2 e 3 do material DP 600

Fonte: Autor

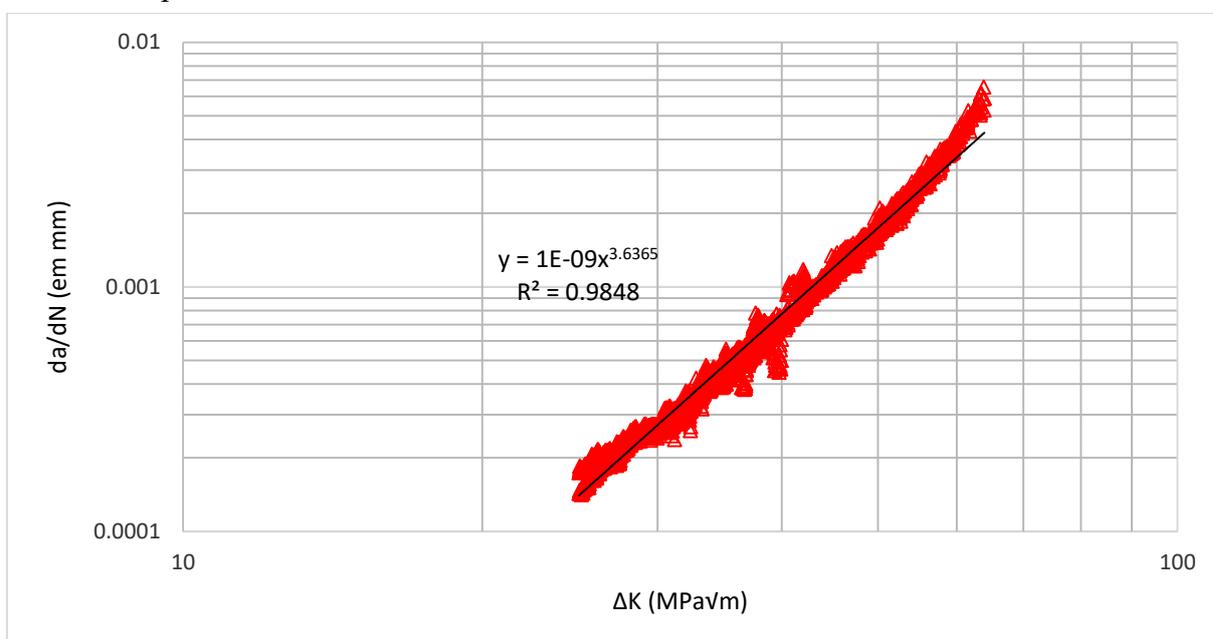
Utilizando a equação 8 foi possível definir qual o valor de  $\Delta K$  máximo para garantir a validade da MFLE segundo a ASTM E647 (2016) tendo como resultado para o DP 600 o máximo  $\Delta K$  aplicável de 62,2 MPa√m, valor próximo ao HSLA 420 uma vez que ambos possuem propriedades mecânicas similares. Os trechos das curvas levados em consideração estão disponíveis na figura 70. Em seguida na figura 71 encontra-se a nuvem de pontos gerada pelos 3 corpos de prova e dessa forma foi aplicada a regressão do tipo potência para se obter o valor resultante do DP 600.

Figura 70 – Gráfico log-log da/dN versus  $\Delta K$  dos corpos de prova 1, 2 e 3 do material DP600 do trecho considerado para o cálculo dos coeficientes da Lei de Paris



Fonte: Autor

Figura 71 – Gráfico log-log da/dN versus  $\Delta K$  da nuvem de pontos do material DP600 usados para o cálculo dos coeficientes da Lei de Paris



Fonte: Autor

Os resultados de  $m$  e  $C$  da Lei de Paris e o coeficiente de múltipla correlação encontram-se na tabela 10. Vale ressaltar que o valores das constantes da Lei de Paris foram calculados

utilizando a em mm e  $\Delta K$  em  $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$  e não foi aplicada a esta correção para fechamento de trinca.

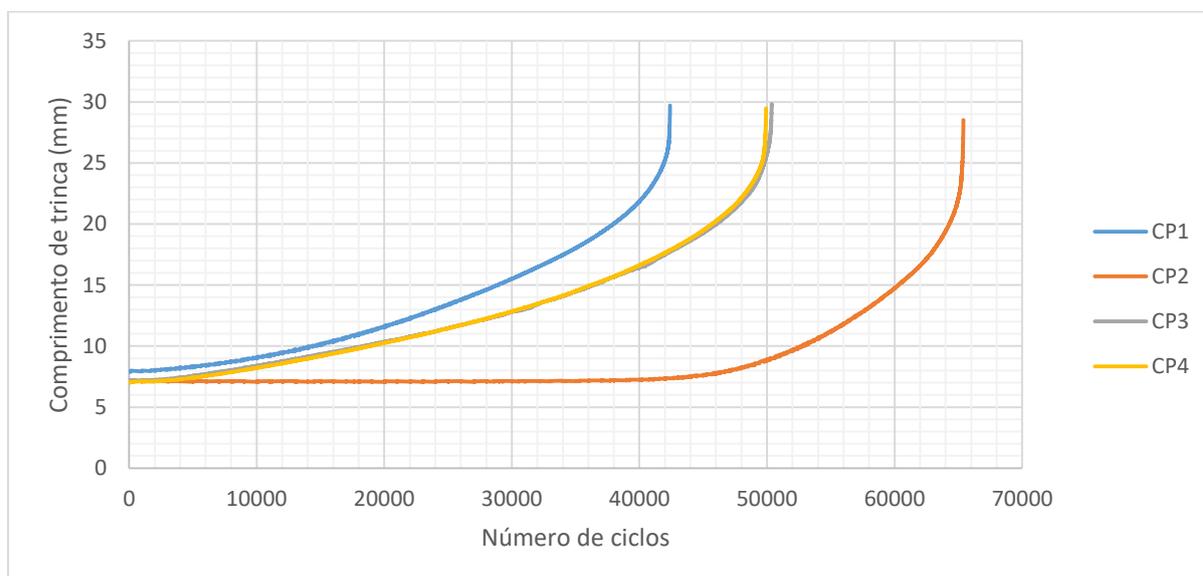
Tabela 10 – Valores das constantes  $m$  e  $C$  da lei de Paris para o material DP 600 e o coeficiente de múltipla correlação ( $R^2$ )

Corpo de prova	$m$	$C \left( \frac{\text{mm}}{\text{ciclo} \cdot \text{MPa}\sqrt{\text{m}}} \right)$	$R^2$
1	3,43	$2,00 \cdot 10^{-9}$	0,986
2	3,77	$7,00 \cdot 10^{-10}$	0,985
3	3,85	$5,00 \cdot 10^{-10}$	0,991
Ajuste para todos os corpos de prova	3,64	$1,00 \cdot 10^{-9}$	0,985

Fonte: Autor

Para a realização do teste de propagação de trinca do PHS e do DP 1200 foram considerados valores de  $\Delta K$  de  $30 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  e de  $40 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ , respectivamente,  $R = 0,1$  para ambos os materiais e frequência de 10 Hz para o procedimento de pré-trincamento. Com os corpos de prova pré-trincados, o teste de propagação de trinca prosseguiu com o mesmo valor de  $R$ , porém com frequência de 5 Hz e valor de carga de 1750 N para o PHS e 3000 N para o DP 1200. A Figuras 72 mostra os resultados de comprimento de trinca por número de ciclos e a Figura 73 exibe  $da/dN$  versus  $\Delta K$ , para o PHS. No total foram testados 4 corpos de prova válidas do PHS e 3 corpos de prova válidos para o DP 1200.

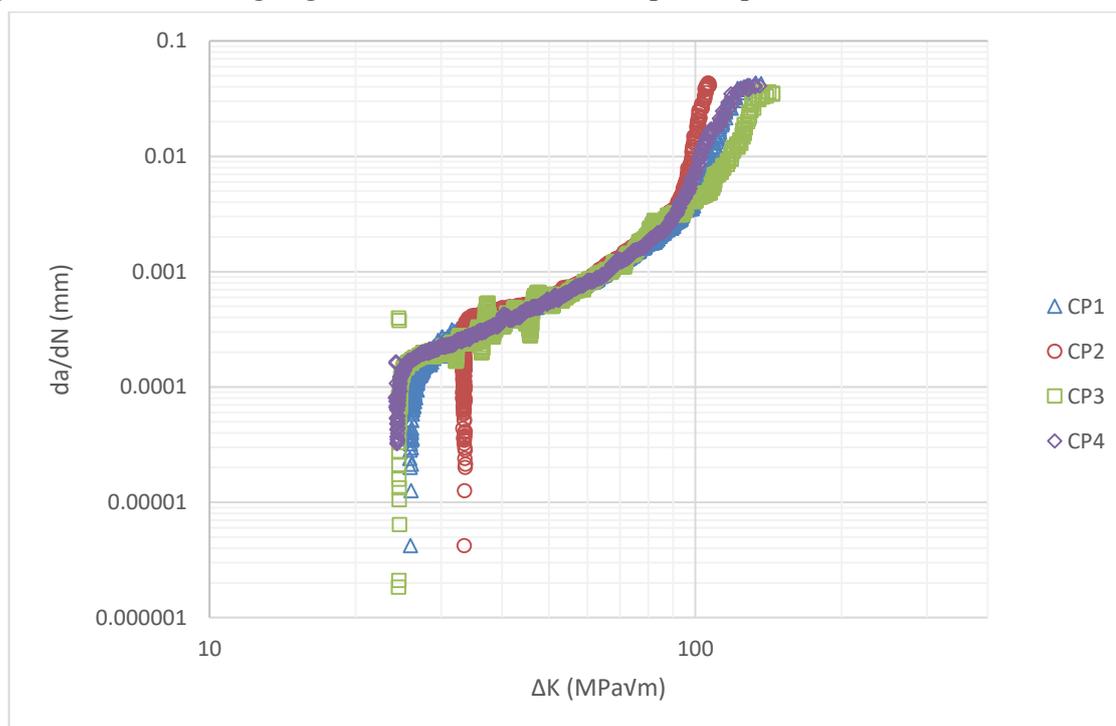
Figura 72 – Comprimento de trinca em função dos números de ciclos dos corpos de prova do material PHS



Fonte: Autor

Baseado na Figura 72, nota-se que foram necessários, respectivamente, 42433, 65422, 50404 e 49965 ciclos para que os corpos de prova 1, 2, 3 e 4 do PHS atingissem uma trinca superior a 28 mm.

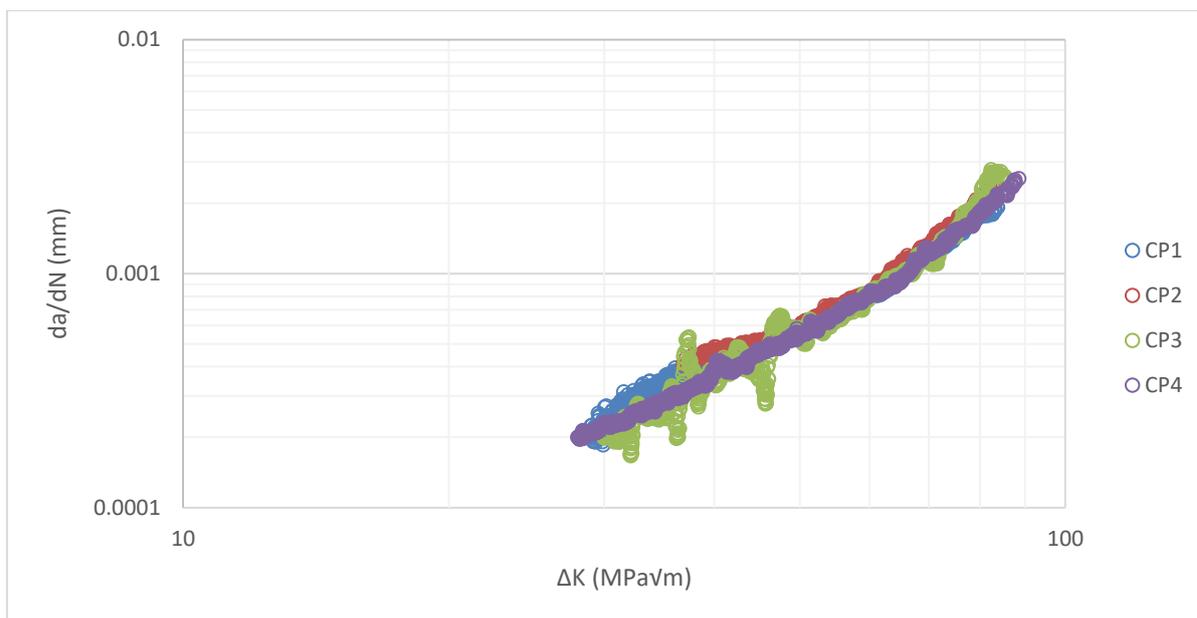
Figura 73 – Gráfico log-log da/dN versus  $\Delta K$  dos corpos de prova 1, 2, 3 e 4 do material PHS



Fonte: Autor

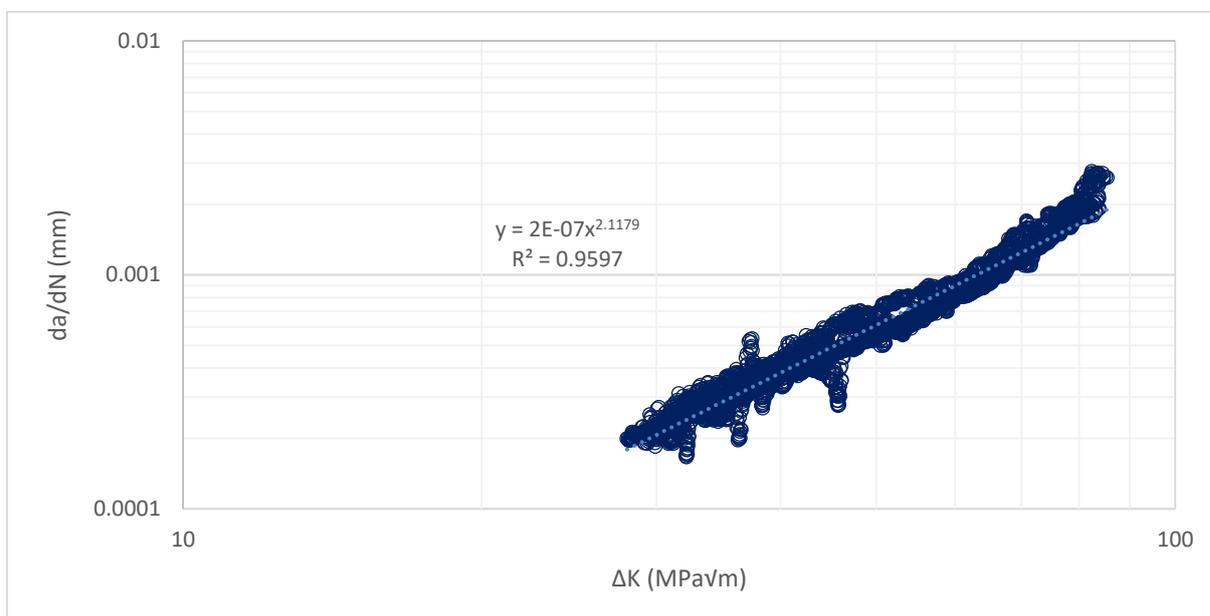
Empregando a equação 8, o valor máximo de  $\Delta K$  aplicável para o PHS é de 116 MPa√m para garantir a validade da MFLE de acordo com a ASTM E647 (2016). Os trechos das curvas  $da/dN$  versus  $\Delta K$  usados para calcular os coeficientes da Lei de Paris estão na figura 74. Na figura 75 encontra-se a nuvem de pontos gerada pelos 4 corpos de prova e dessa forma foi aplicada a regressão para se obter as propriedades representativas do PHS.

Figura 74 – Gráfico log-log da/dN versus  $\Delta K$  dos corpos de prova 1, 2, 3 e 4 do material PHS do trecho considerado para o cálculo dos coeficientes da Lei de Paris



Fonte: Autor

Figura 75 – Gráfico log-log da/dN versus  $\Delta K$  da nuvem de pontos do material PHS usados para o cálculo dos coeficientes da Lei de Paris



Fonte: Autor

Os resultados de  $m$  e  $C$  da Lei de Paris e o coeficiente de múltipla correlação, encontram-se na tabela 11 para o PHS. Ambos resultados apresentam  $a$  em mm e  $\Delta K$  em MPa√m como base para o cálculo.

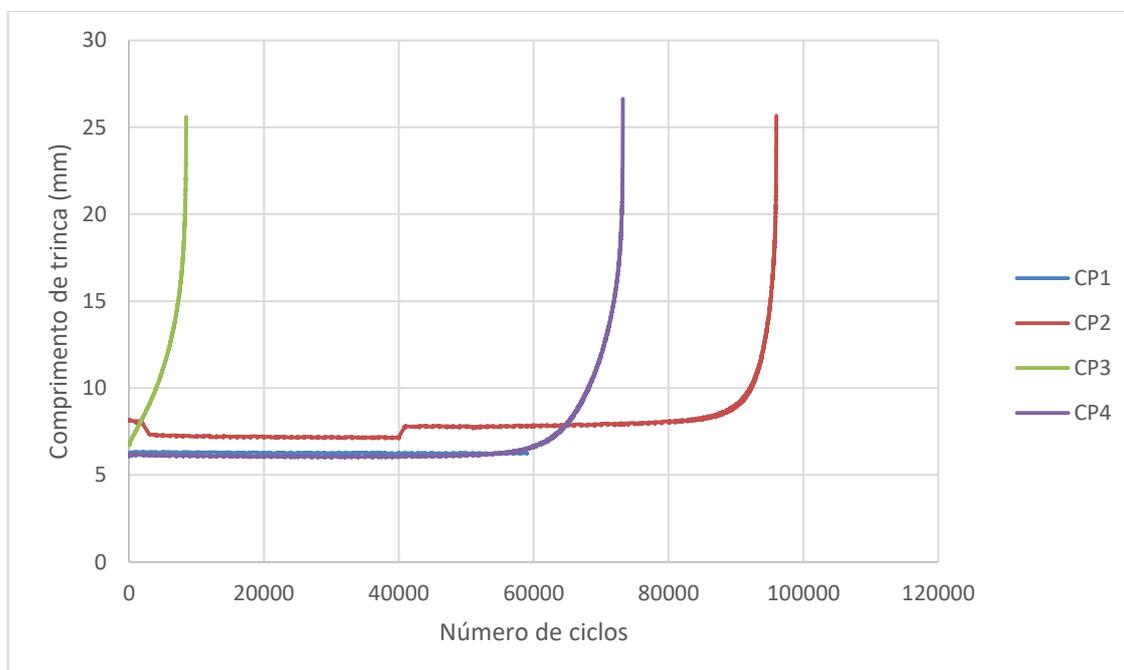
Tabela 11 – Valores das constantes  $m$  e  $C$  da lei de Paris para o material PHS e o coeficiente de múltipla correlação ( $R^2$ )

Corpo de prova	$m$	$C \left( \frac{mm}{ciclo \cdot MPa \sqrt{m}} \right)$	$R^2$
1	1,88	$4,00 e^{-7}$	0,979
2	2,23	$9,00 e^{-8}$	0,946
3	2,03	$2,00 e^{-7}$	0,954
4	2,07	$2,00 e^{-7}$	0,987
Ajuste para todos os corpos de prova	2,11	$2,00 e^{-7}$	0,960

Fonte: Autor

A Figura 76 mostra os resultados de comprimento de trinca por número de ciclos e a Figura 77 exhibe  $da/dN$  versus  $\Delta K$ , para o DP 1200. Apesar do corpo de prova 1 ter trincado fisicamente, os valores de comprimento de trinca não foram registrados adequadamente porque o extensômetro teve contato indevido com as placas anti-flambagem, o que resultou em uma leitura constante que não capturou a evolução da flexibilidade.

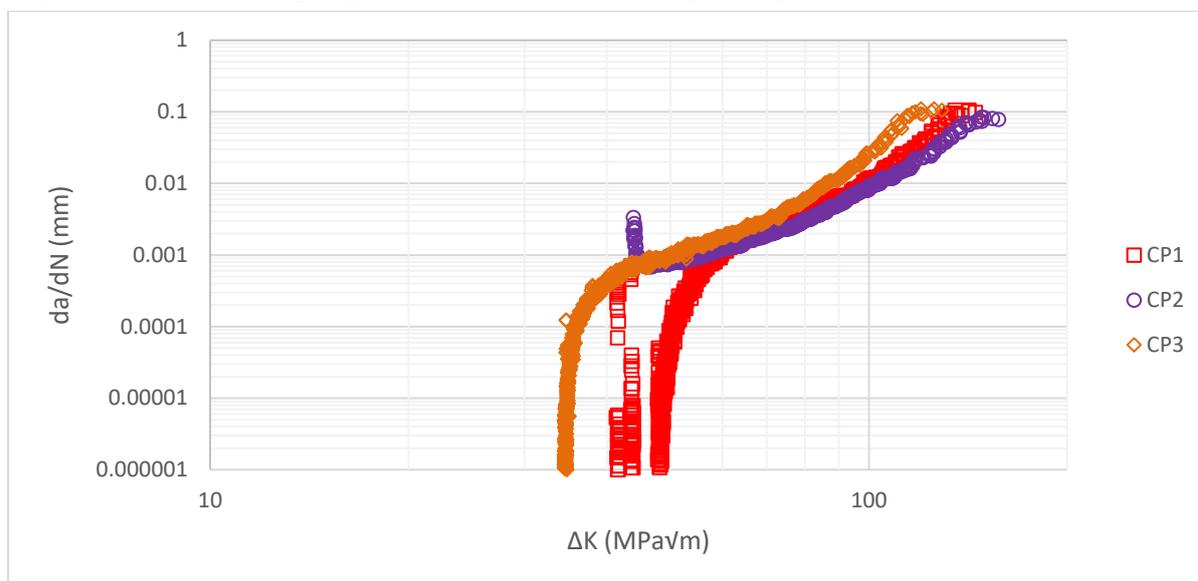
Figura 76 – Comprimento de trinca em função dos números de ciclos dos corpos de prova do material DP1200



Fonte: Autor

Baseado na Figura 76, é possível notar que foram necessários, respectivamente, 96007, 8492 e 73258 ciclos para que os corpos de prova 1, 2 e 3 do DP 1200 atingissem uma trinca superior a 25 mm.

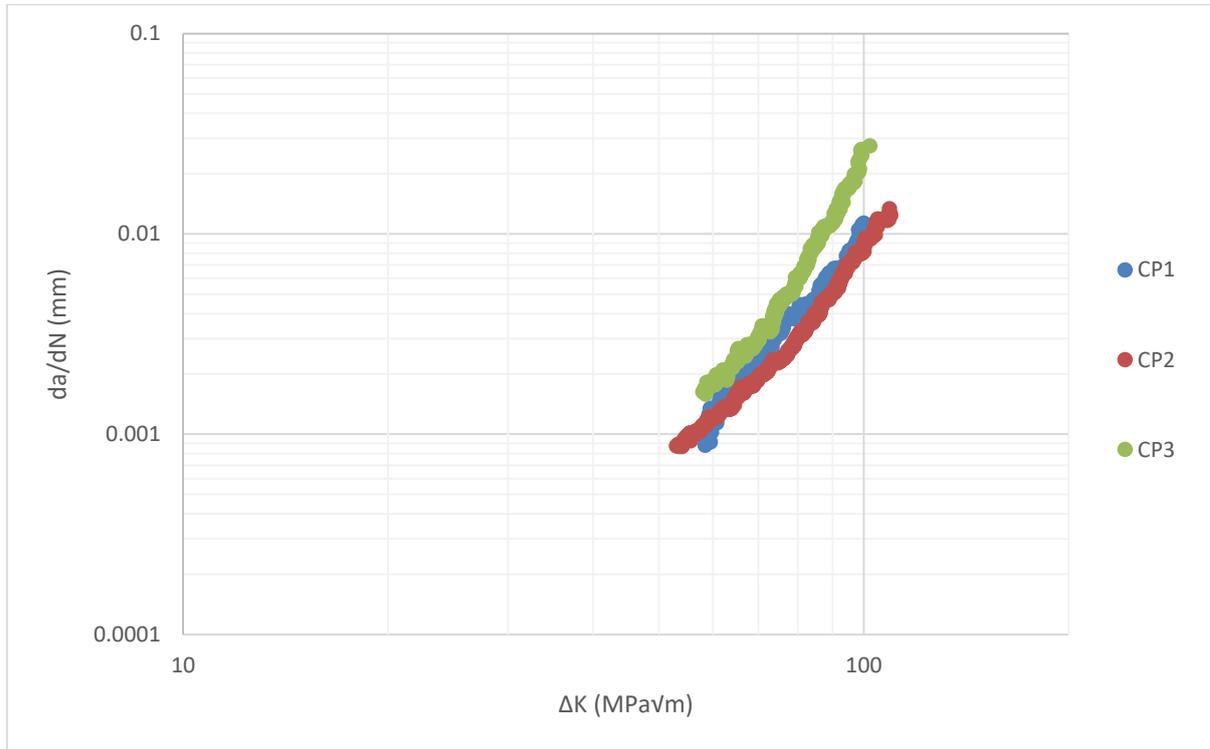
Figura 77 – Gráfico log-log da/dN versus  $\Delta K$  dos corpos de prova 1, 2 e 3 do material DP 1200



Fonte: Autor

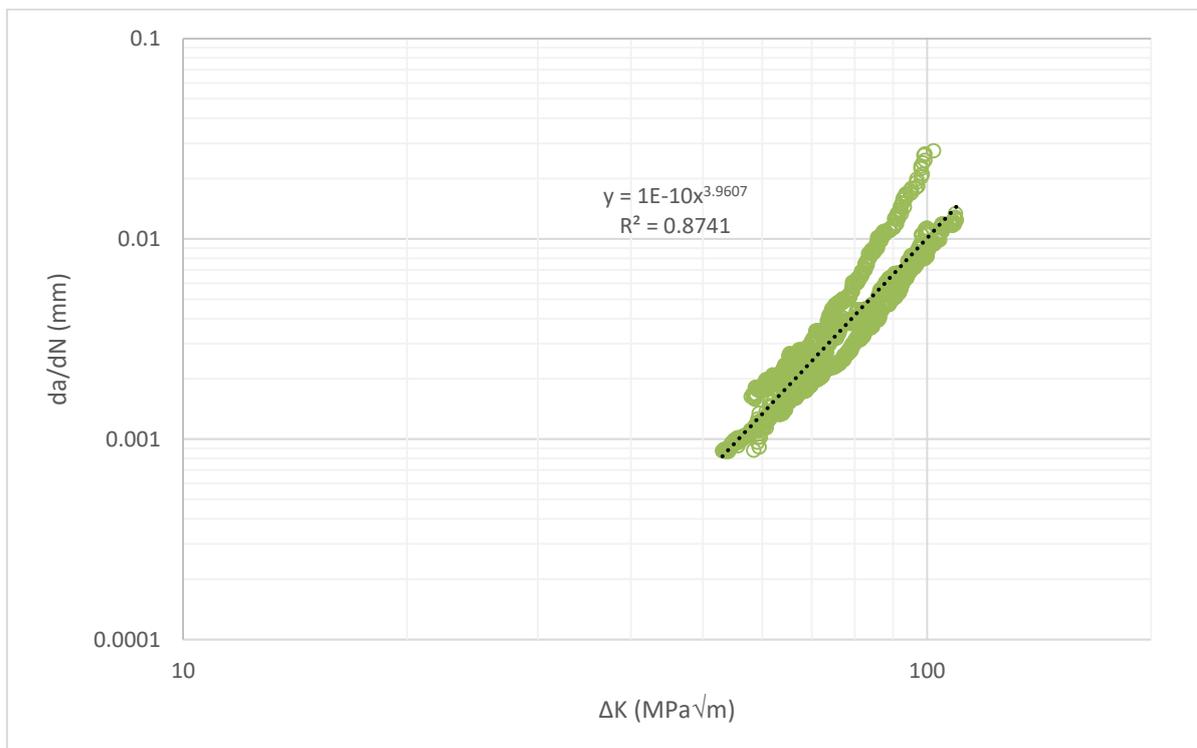
Empregando a equação 8, o valor máximo de  $\Delta K$  aplicável para o DP 1200 seria aplicável um valor de  $\Delta K$  de 123 MPa√m para garantir a validade da MFLE de acordo com a ASTM E647 (2016). Os trechos das curvas  $da/dN$  versus  $\Delta K$  usados para calcular os coeficientes da Lei de Paris estão na figura 78. Logo em seguida na figura 79 encontra-se a nuvem de pontos gerada pelos 3 corpos de prova e dessa forma foi aplicado a regressão de tal nuvem para se obter o valor resultante do DP1200.

Figura 78 – Gráfico log-log da/dN versus  $\Delta K$  dos corpos de prova 1, 2 e 3 do material DP1200 do trecho considerado para o cálculo dos coeficientes da Lei de Paris



Fonte: Autor

Figura 79 – Gráfico log-log da/dN versus  $\Delta K$  da nuvem de pontos do material PHS usados para o cálculo dos coeficientes da Lei de Paris



Fonte: Autor

Os resultados de  $m$  e  $C$  da Lei de Paris e o coeficiente de múltipla correlação, encontram-se na tabela 11 para o PHS e na tabela 12 para o DP 1200. Ambos grupos de resultados apresentam o comprimento da trinca em mm e  $\Delta K$  em  $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$  como base para o cálculo.

Tabela 12 – Valores das constantes  $m$  e  $C$  da lei de Paris para o material DP 1200 e o coeficiente de múltipla correlação ( $R^2$ )

Corpo de prova	$m$	$C \left( \frac{\text{mm}}{\text{ciclo} \cdot \text{MPa}\sqrt{\text{m}}} \right)$	$R^2$
1	3,99	$1,00 \text{ e}^{-10}$	0,985
2	3,72	$3,00 \text{ e}^{-10}$	0,983
3	4,91	$3,00 \text{ e}^{-12}$	0,979
Ajuste para todos os corpos de prova	3,96	$1,00 \text{ e}^{-10}$	0,874

Fonte: Autor

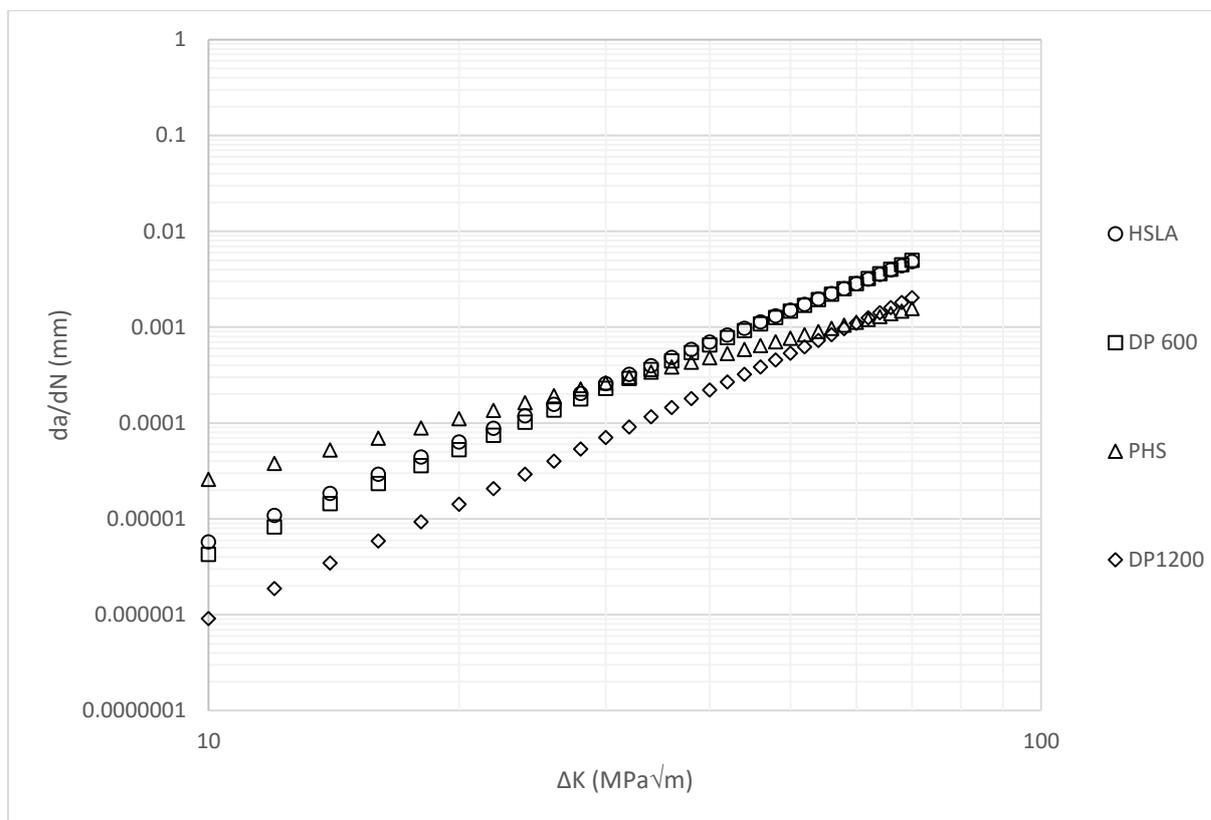
Com o intuito de comparar a taxa de propagação de trinca de cada material foi utilizado o valor relativo a todos os corpos de prova de cada material, calculados pelo ajuste realizado em ambiente Excel. Os resultados dos coeficientes estão exibidos na tabela 13 e os mesmos estão apresentados de forma gráfica e com base na Lei de Paris, na Figura 80.

Tabela 13 – Valores das constantes  $m$  e  $C$  da lei de Paris considerando a regressão executada no Excel para cada material estudado

Material	$m$	$C \left( \frac{\text{mm}}{\text{ciclo} \cdot \text{MPa}\sqrt{\text{m}}} \right)$
HLSA 420	3.46	$2,00 \text{ e}^{-9}$
DP600	3,64	$1,00 \text{ e}^{-9}$
DP1200	3.96	$1,00 \text{ e}^{-10}$
PHS	2.11	$2,00 \text{ e}^{-7}$

Fonte: Autor

Figura 80 – Gráfico log-log da/dN versus  $\Delta K$  dos materiais HSLA 420, DP 600, PHS e DP 1200

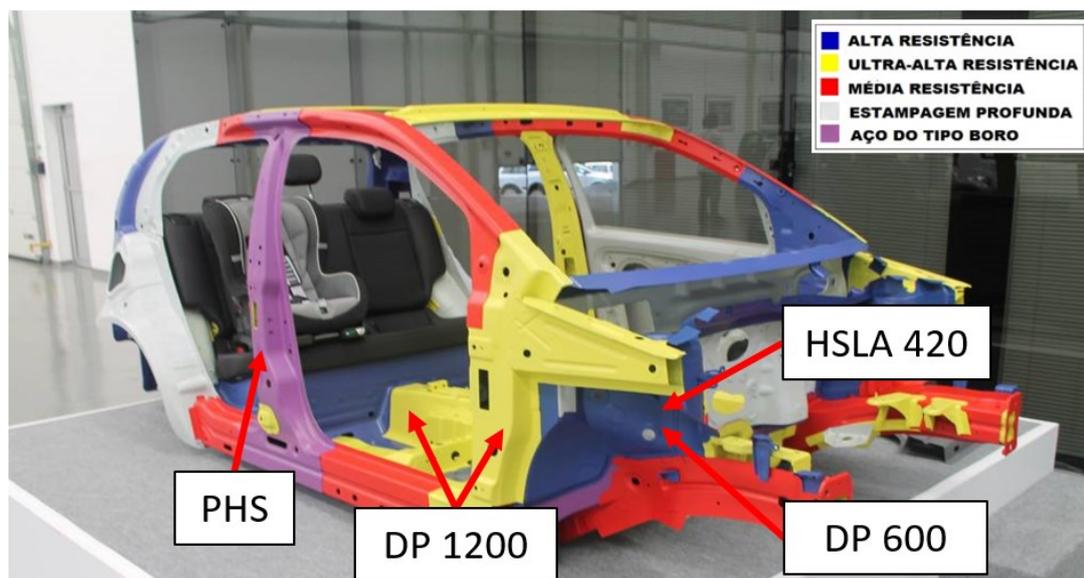


Fonte: Autor

Na Figura 80 fica evidente a diferença entre os aços estudados nesse trabalho. O primeiro ponto que vale observação é que os materiais DP 600 e HSLA 420 apresentam maior taxa de propagação de trinca do que o material DP 1200, porém todos com um expoente  $m$  da lei de Paris entre 3,46 e 3,96. Esse comportamento pode ser justificado devido à maior resistência mecânica que o DP 1200 tem em relação aos materiais DP 600 e HSLA 420 (OLIVEIRA, 2008).

Os materiais DP 600, HSLA 420 e DP 1200 apresentam diferente sensibilidade em relação ao  $\Delta K$  para a ativação do mecanismo de propagação de trinca por fadiga em termos de  $da/dN$  do que o PHS. Esse desempenho pode ser explicado pela microestrutura do HSLA 420 composta por ferrita com carbonetos distribuídos dentro dos grãos e da microestrutura de ferrita e martensita dos materiais DPs, que possuem uma grande quantidade de área interfacial entre ferrita e martensita fornecendo muitos locais de iniciação de trincas (CHAKRABORTI, MITRA, 2005). Por outro lado, o PHS tem microestrutura composta por martensita, o que dificulta o movimento das discordâncias (OLIVEIRA, 2008).

Figura 81 – Aplicações dos aços estudados na carroceria veicular



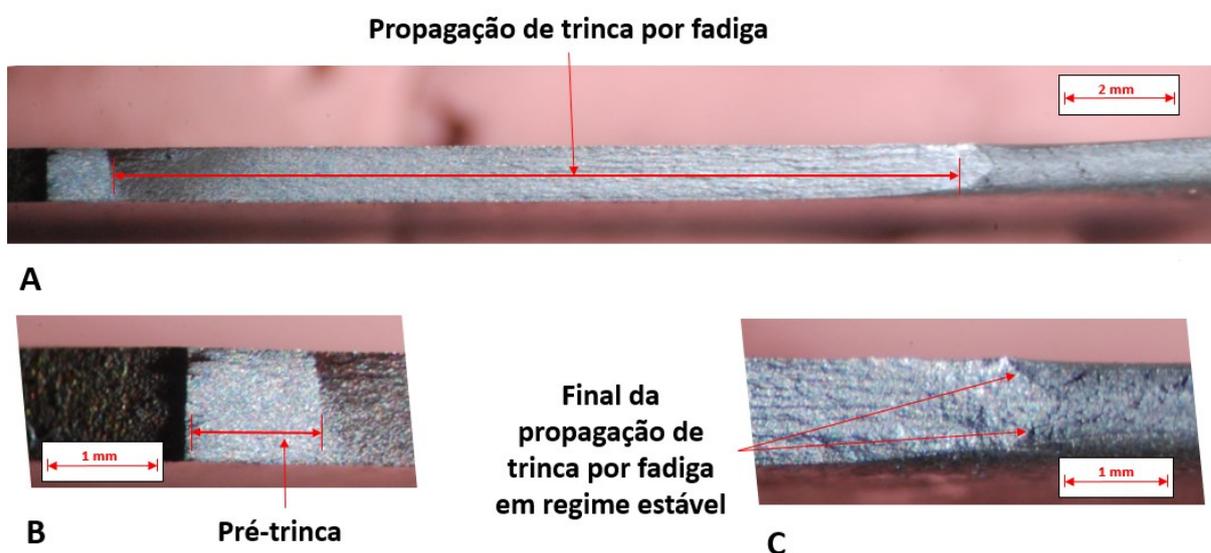
Fonte: Autor “adaptado de” Oliveira, 2014

A Figura 81 mostra as possíveis aplicações dos aços estudados nesse trabalho levando em conta os valores de taxa de propagação de trinca de cada material e suas propriedades mecânicas que refletem diretamente na forma da peça. Para os aços com maior alongamento até a ruptura, nesse caso o HSLA 420 e DP 600, as peças com forma mais complexa são mais factíveis de serem estampadas, por isso a indicação da caixa de roda, além disso ambos materiais possuem uma taxa de propagação de trinca menor do que o PHS para valores de  $\Delta K$  menores do que  $28 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ , ou seja, a nucleação de trinca por fadiga do DP 600 e do HSLA 420 é menor do que a do PHS, o que favorece a aplicação desses aços nessas regiões. Por outra perspectiva, os materiais com maior limite de resistência são mais indicados para regiões onde se necessita de restrição de deslocamento, como apontado na figura 81, o DP 1200 e o PHS estão dispostos para restringir o deslocamento na região do habitáculo dos ocupantes em caso de colisão. As regiões destinadas a esses aços de maior resistência não são tão exigidas por fadiga como na caixa de roda. Por isso, mesmo com maior propensão de propagação de trinca por fadiga do PHS para valores de  $\Delta K$  menores do que  $28 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  do que os aços DP600 e HSLA 420, e a menor exigência de cargas cíclicas dessa região, tornam a sua aplicação desse aço mais adequada a região indicada na figura 81. O mesmo pode ser concluído para o DP1200 que pode ser usado para restrição de deslocamento, e também não é tão exigido em termos de fadiga como na região de caixa, ao mesmo tempo é o aço que apresenta menor taxa de propagação de trinca para valores de  $\Delta K$  menores do que  $28 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  dos materiais nesse trabalho.

#### 4.4.1 Superfície da fratura dos corpos de prova

Essa subseção tem como objetivo exibir a superfície de fratura de corpos de prova selecionados e considerados representativos dos estudos a fim de permitir a observação da região de pré-trinca, propagação de trinca e final da propagação de trinca por fadiga estável. Foi selecionado para a ilustração o corpo de prova 3 do material DP 600 que apresentou características fractográficas bastante típicas das amostras ensaiados e é feito do material que apresentou a maior taxa de propagação de trinca em relação aos aços estudados nesse trabalho. Na Figura 82 A, B e C é possível ver os estágios da propagação de trinca por fadiga mencionados no início desse parágrafo.

Figura 82 – Superfície de fratura do corpo de prova 3 do material DP 600



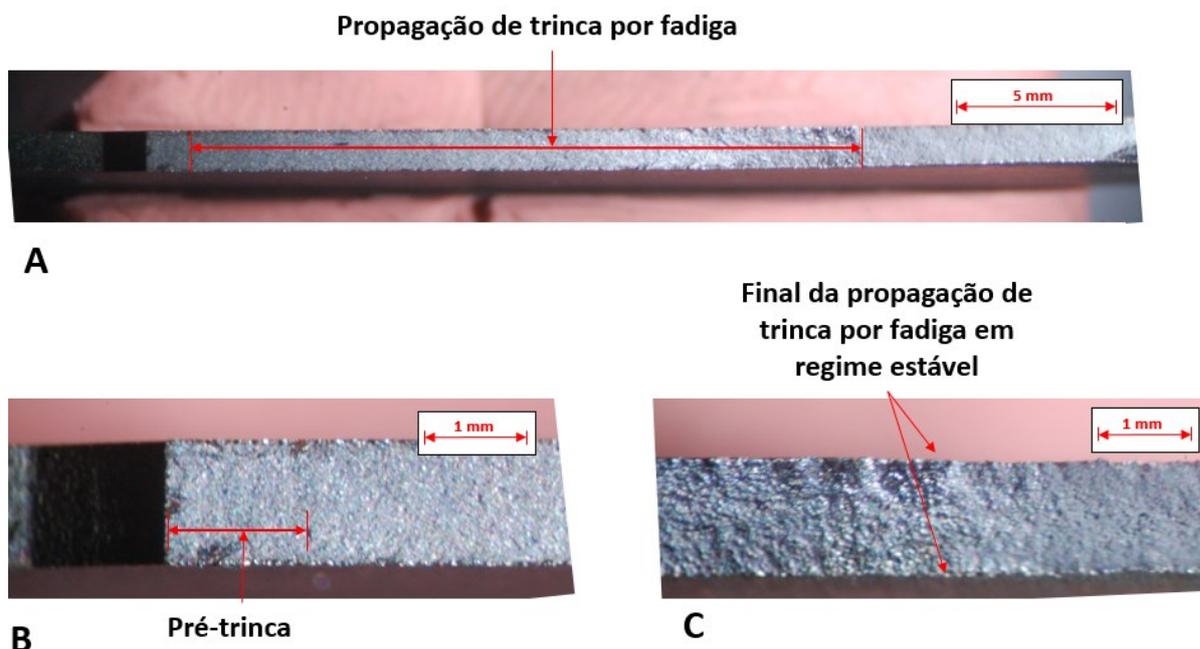
Fonte: Autor

A propagação de trinca por fadiga fica visível na Figura 82 A na região plana da fratura, esse comportamento pode ser justificado devido ao estado triplo de tensão no centro do corpo de prova. O final da propagação de trinca por fadiga em regime estável pode ser observado na Figura 82 C, onde a acentuada plasticidade alterou inclusive a frente de trinca fruto da variação dos estados de tensões nas regiões externas e internas da amostra.

Seguindo a lógica oposta da escolha do corpo de prova 3 do material DP 600, outra análise da superfície de trinca considerada de interesse é do corpo de prova 4 do material PHS, o qual foi representativo das falhas deste material e apresentou a menor taxa de propagação de trinca em comparação com os demais aços estudados nesse trabalho. A pré-trinca pode ser vista na Figura 83 B, a propagação de trinca por fadiga fica visível pela Figura 83 A e o final da

propagação de trinca por fadiga em regime estável pode ser observado pela figura 83 C. O PHS apresenta uma microestrutura martensítica proporcionando uma maior dificuldade de movimentação das discordâncias (OLIVEIRA, 2008).

Figura 83 – Superfície de fratura do corpo de prova 4 do material PHS



Fonte: Autor

#### 4.5 Potencial de redução de massa e otimização de componentes considerando tolerância a dano

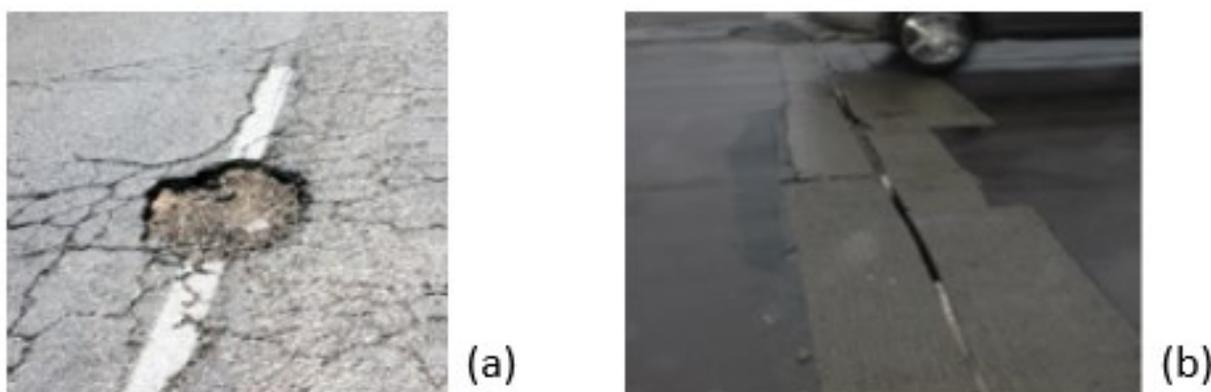
A título de exemplificação das oportunidades apontadas na introdução do trabalho e que empregam as propriedades mecânicas determinadas com as práticas realizadas no trabalho, essa avaliação tem como objetivo mostrar o potencial de redução de massa de uma peça da carroceria usando a avaliação do defeito ocasionado por fadiga com o subsídio da MFLE e demonstrando a importância do emprego da similitude apresentada no item 2.3.2 desse trabalho. Uma ressalva se faz necessária, no entanto: a referida avaliação não reflete um projeto real de um componente e sua otimização possível, incluindo a avaliação de sua integridade estrutural; a aplicação aqui apresentada deve ser entendida como exploratória e com o objetivo de servir como prova de conceito e como esclarecimento da lógica sendo proposta de se incorporar raciocínios de tolerância a dano na avaliação de vida de componentes automotivos.

Uma vez que propriedades experimentais de taxa de propagação de trinca à fadiga estejam estabelecidas, surge a possibilidade de se avaliar uma redução de massa potencial em componentes veiculares, desde que o dimensionamento seja realizado considerando os ciclos

para que a trinca de fadiga seja nucleada (como é praxe), complementada pela avaliação do número de ciclos necessários para que esta trinca, uma vez iniciada, se propague até comprimento determinado e que pode ser definido por questões de inspeção, manutenção ou mesmo de colapso da estrutura. Para que tal avaliação seja conduzida, é necessário que os carregamentos sofridos pelos componentes estejam adequadamente caracterizados.

Segundo estudo feito com sete táxis na cidade de Boston no estado de Massachusetts no ano de 2008, em dez dias de atuação os motoristas percorreram 9730 quilômetros em Boston e ao redor da cidade, ou seja, em média cada veículo percorreu 139 quilômetros por dia (ERIKSSON et al, 2008). Dentre esses 139 quilômetros, foram detectados, em média, 38,7 buracos devido a descontinuidade do pavimento onde apenas uma roda do veículo transpõe o obstáculo, por isso esse estudo não considerou trilhos de trem e ou junção de pontes (ERIKSSON et al, 2008). Na Figura 84 à esquerda é possível ver um buraco devido a descontinuidade de pavimentação em Boston e à direita da mesma figura, um exemplo de junção de ponte. Em 2008, a cidade de Boston teve 252 dias úteis, assim é possível dizer que nesse ano, em média, um veículo dessa frota de táxi passou por 9752 buracos, considerando que os taxis atuavam apenas em dias úteis.

Figura 84 – À esquerda buraco devido a descontinuidade de pavimentação e à direita junção de ponte em Boston



Fonte: Autor “adaptado de” Eriksson et al, 2008, página 37

Nas avenidas principais da cidade de Boston a velocidade máxima permitida é de 45 milhas/h, ou 72 km/h (IIHS, 2008). Entretanto, 99% dos motoristas de Boston dirigem acima dessa velocidade e 62% dirigem seus veículos acima de 60 milhas/h ou 96 km/h (IIHS, 2008).

Com o intuito de avaliar o dano causado na estrutura veicular pelos buracos da cidade de Boston, foi utilizado um modelo de elementos finitos, de acordo com o *solver* LS-Dyna

versão 9.0.1, do Toyota Camry 2012 modelado pela Universidade de George Mason constituído de 2257280 elementos, 2255361 nós e 1086 componentes. Esse modelo contém partes estruturais, de interior e suspensão detalhadas como ilustrado na Figura 85. Além disso foram levados em conta os dados de velocidade e a quantidade de buracos da pavimentação mostrados anteriormente para criar uma situação de solicitação da estrutura. Para esse trabalho foi considerado que o veículo acerta um buraco de 30 mm de altura a 56 km/h para simular a condição de transposição de um obstáculo considerado ilustrativo de uma condição real. Para a criação dessa solicitação de carga foi utilizado o software de pré-processamento PRIMER 13.1 e o detalhamento completo foge do escopo do presente trabalho, que objetiva retratar somente os esforços inseridos em uma aplicação exploratória.

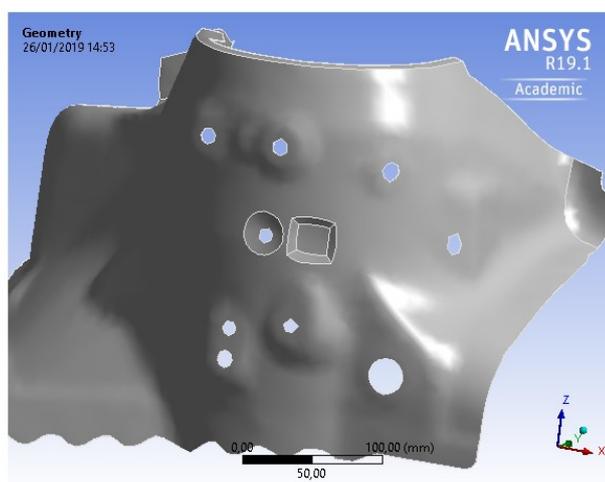
Figura 85 – Toyota Camry modelo 2012 e modelo de elementos finitos do mesmo carro



Fonte: Autor “adaptado de” Reichet et al, 2016

As cargas da torre de suspensão provenientes do Toyota Camry transpondo um buraco de 30 mm de altura, foram usadas para alimentar o modelo de elementos finitos da caixa de roda frontal do lado esquerdo no software ANSYS 19.1, como ilustrado na Figura 86.

Figura 86 – Caixa de roda frontal lado esquerdo do Toyota Camry modelo 2012



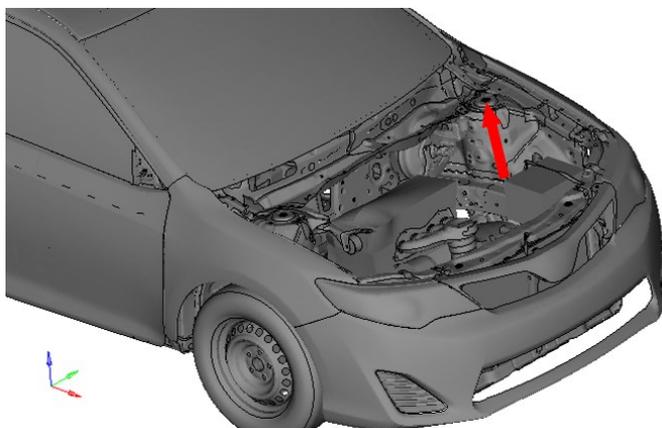
Fonte: Autor

Foi inicialmente considerado que o material da caixa de roda é um aço DP 600 de espessura 1,20 mm. As tensões provenientes da caixa de roda são usadas para calcular o número de ciclos necessários para nuclear uma trinca na região de maior tensão levando em conta o carregamento definido previamente. Para o cálculo de fadiga em termos de iniciação de trinca, os dados disponíveis pela ArcelorMittal da curva S-N do material DP 600 são suficientes para definir quantos ciclos são esperados para que nucleie uma trinca na região com maior tensão.

Com o dano calculado, é possível estimar o tempo de uso da caixa de roda e é oportuno, a título exclusivamente de exemplo, propor uma redução na sua espessura de 1,20 mm para 0,60, o que naturalmente incorre em redução da massa dessa peça, entretanto deve ficar claro que essa redução não é uma proposta a ser implementada na indústria, além das condições de carregamento dinâmico provenientes do pavimento serem muito mais complexas do que as estimadas nesse estudo, outros critérios deveriam ser levados em consideração, como por exemplo segurança, rigidez, ruído e vibrações. Tal redução pode diminuir a vida da caixa de roda a ponto de ser necessário aplicar os conceitos da MFLE a fim de garantir a integridade da estrutura mesmo com uma trinca nucleada. Para avaliar qual é o comportamento da trinca, de propagar ou não propagar, é necessário que seja feito o cálculo do fator de intensidade de tensão na região da descontinuidade o que pode ser feito com o software ANSYS 19.1 e, para isso, são imperativos os coeficientes da Lei de Paris do material DP 600 de propagação de trinca levantados nesse trabalho.

A força a ser aplicada na caixa de roda foi mensurada com elemento tipo viga na torre de suspensão e em direção perpendicular a face da torre de suspensão, como ilustrado com uma seta em vermelho na Figura 87.

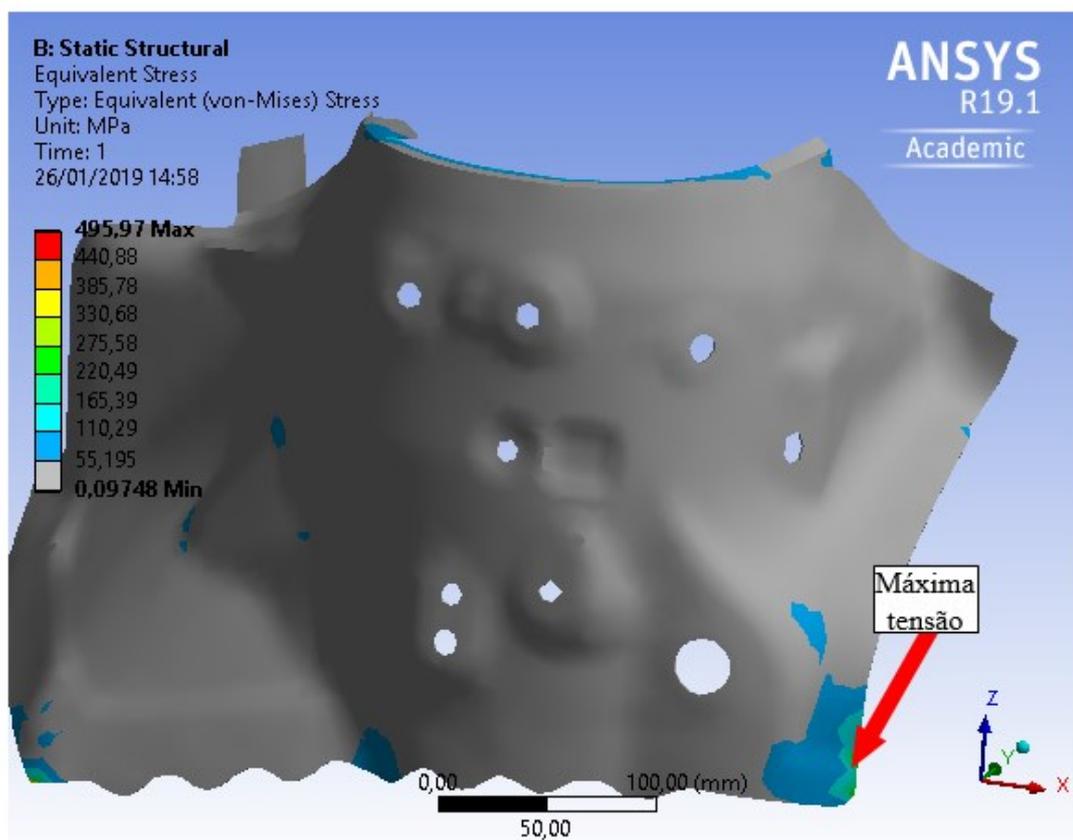
Figura 87 – Localização da força mensurada na torre de suspensão do Toyota Camry



Fonte: Autor

A força resultante considerando que o veículo passou por um buraco de 30 mm de altura a 35 milhas/hora ou 56 km/h foi de 1300 N. As tensões da caixa de roda decorrentes da força de 1300 N foram calculadas de forma isolada devido à exigência computacional que seria necessária para calcular as tensões de todo o veículo. Além disso, tal abordagem viabiliza o processo de avaliação da mecânica da fratura em uma estrutura mais isolada com a espessura determinada pelo fabricante e a proposta nesse trabalho. A máxima tensão de von Mises encontrada na caixa de roda foi de 495,97 MPa para espessura de 1,2 mm. A distribuição de tensão de von Mises da caixa de roda, proveniente da força de 1300 N, está demonstrada na Figura 88.

Figura 88 – Distribuição de tensão de von Mises na caixa de roda de espessura 1,20 mm proveniente da carga de 1300N da suspensão

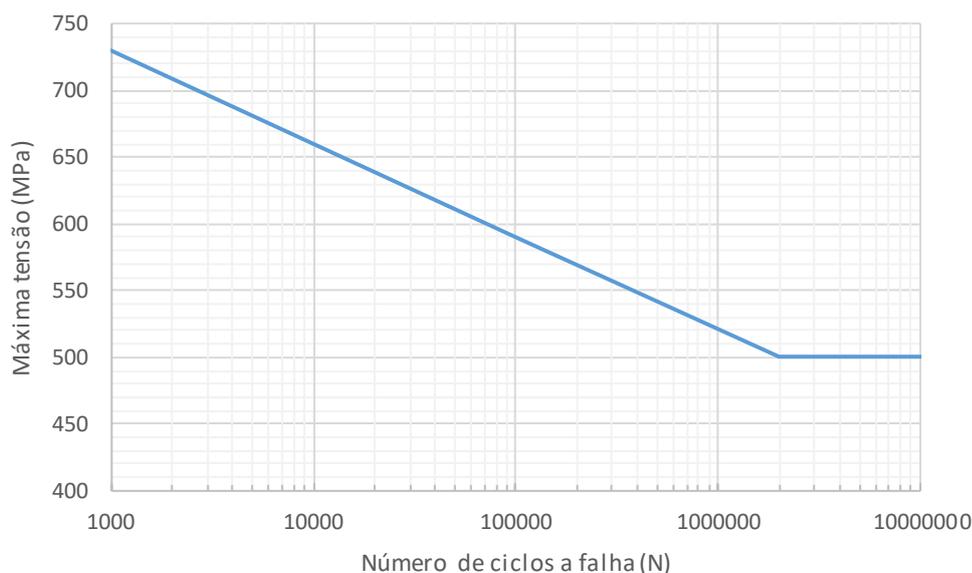


Fonte: Autor

Com a tensão de von Mises máxima de 495,97 MPa e admitindo mesmas condições de razão de carregamento para a ilustração em curso (por exemplo,  $R=0,1$ ), é possível entrar na curva de fadiga do material e estimar o número de ciclos à falha, de acordo com os dados de fadiga do material DP 600, os quais foram derivados do catálogo de produtos da ArcelorMittal e estão apresentados na Figura 89. Tal análise indica que seriam necessários 2 milhões de ciclos

para a nucleação da trinca na região apontada na figura 88. Considerando que a frota de táxi atinge em média 38,7 buracos a cada 139 km, seriam necessários aproximadamente 7 milhões de km, que seriam percorridos em 51700 dias ou 141 anos, para chegar a 2 milhões de ciclos, ou seja, essa caixa de roda estaria dimensionada para vida infinita em termos de fadiga.

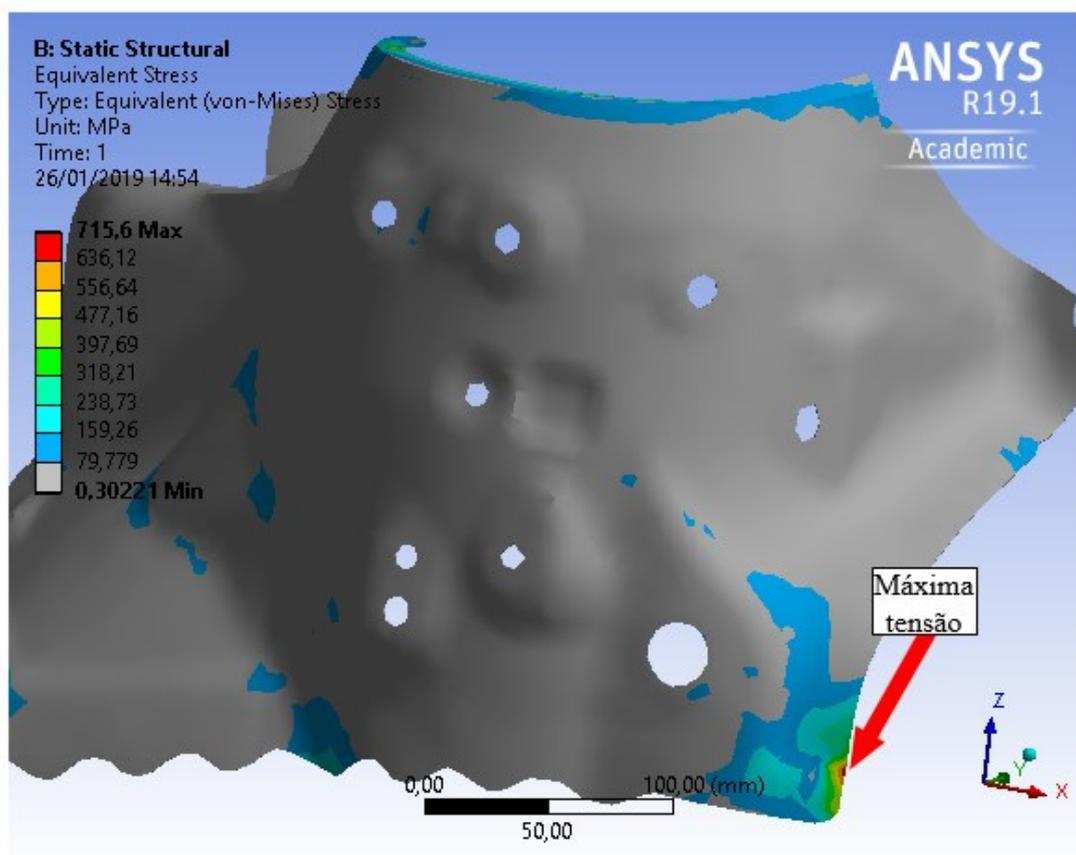
Figura 89 – Curva de fadiga S-N do aço DP 600 considerando  $R = 0,1$  e tensão máxima atuante no ciclo



Fonte: Autor “adaptado de” ArcelorMittal, 2017

Para dar continuidade na avaliação e investigando os efeitos de uma eventual redução de espessura da caixa de roda, foi selecionada exploratoriamente uma redução de 50% de massa, ou seja, diminuir a espessura da caixa de 1,20 mm para 0,60 mm. Os resultados de tensão de von Mises estão apresentados na figura 90; vale ressaltar que a região de maior tensão foi elevada de um patamar de 500 MPa para 715,6 MPa. Acessando os dados da curva de fadiga do aço DP 600 da figura 89, é possível chegar a uma estimativa de 1754 ciclos à falha. Levando em conta que os taxis analisados na cidade de Boston atingiam em média 38,7 buracos a cada 139 km (ERIKSSON et al, 2008), com a caixa de roda de espessura de 0,60 mm seriam necessários 6303 km para que ocorresse a nucleação de trinca, ou 45 dias dessa frota de táxi. Fica, portanto, evidenciada a significativa queda no número de ciclos à nucleação de trinca de fadiga com uma redução de espessura.

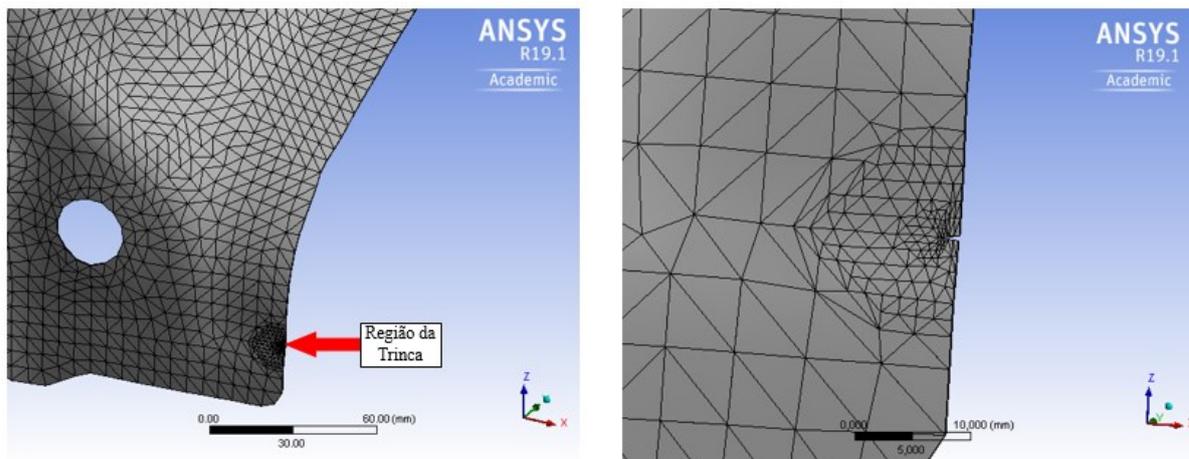
Figura 90 – Distribuição de tensão de von Mises na caixa de roda de espessura 0,60 mm proveniente da carga de 1300N da suspensão



Fonte: Autor

Considerando que o cenário sendo analisado fosse implementado, o quantitativo de 6303 km necessários para nuclear a trinca seria facilmente atingido por um taxista ou outro motorista, o que levaria à existência de uma trinca na estrutura. Por isso, foi considerada a existência de uma trinca de 1,00 mm de comprimento na região de maior tensão da caixa de roda de 0,60 mm de espessura (e em direção ortogonal à maior tensão principal) como reportado na Figura 90. Para simular essa condição esse mesmo defeito foi inserido no modelo de elementos finitos utilizando o software ANSYS 19.1 e está exibido na Figura 91.

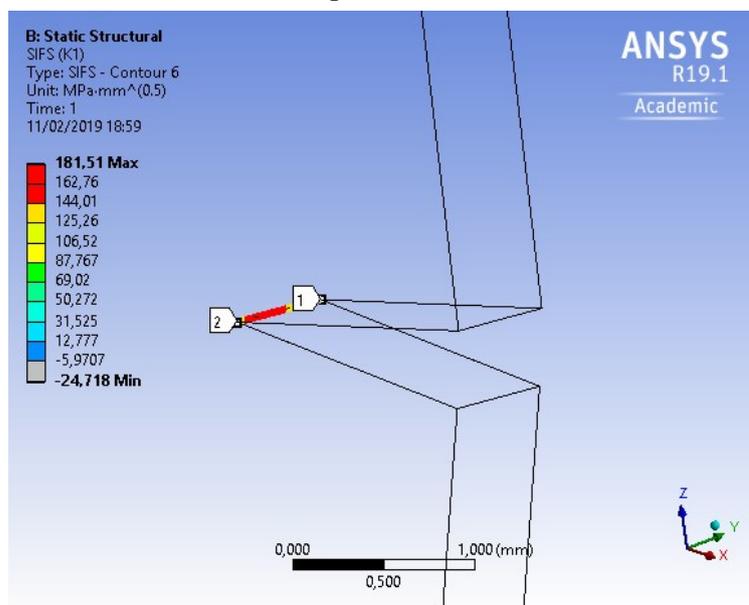
Figura 91 – Modelo de FEM da caixa de roda de espessura 0,60 mm com trinca de 1,00 mm de comprimento à esquerda e detalhe da trinca à direita.



Fonte: Autor

O mesmo processo de aplicação de carga na região superior da caixa de roda foi executado, porém dessa vez foi requerido ao ANSYS o cálculo do fator de intensidade de tensão de modo I na ponta da trinca. O resultado foi de  $181,5 \text{ MPa}\sqrt{\text{mm}}$ , ou  $5,7 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  como mostrado na Figura 92.

Figura 92 – Fator de intensidade de tensão de modo I da caixa de roda de espessura 0,60 mm com trinca de 1,00 mm de comprimento

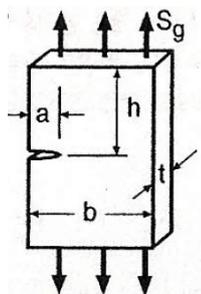


Fonte: Autor

Para calcular o número de ciclos necessários para a trinca propagar de 1,00 mm até 5,00 mm, ou seja, um tamanho de trinca detectável sem auxílio de instrumentos e que ao mesmo

tempo não comprometa a integridade da estrutura, deve se fazer uso das propriedades à fadiga em propagação de trinca determinadas para o aço DP600. Esse processo demanda um procedimento de integração numérica, portanto, a região que tem a trinca foi simplificada para uma placa plana trincada sob tração, como ilustrado na figura 93. Embora não totalmente realista do ponto de vista de projeto, tal hipótese pode ser considerada bastante representativa de uma trinca unilateral presente em chapa plana submetida à tração; basta que, nos cálculos, a formulação empregue a espessura da peça em análise e grande valor da largura  $b$ , o que faz com que a solução possa convergir à situação de chapa de grandes dimensões. Em situações reais de projeto, um modelo de elementos finitos que considere diferentes comprimentos de trinca ou com trinca crescente poderia facilmente ser utilizado em substituição à presente abordagem.

Figura 93 – Esquema de placa plana trincada sob tração



Fonte: Autor “adaptado de” Dowling, 1999, página 327

O cálculo do fator de intensidade de tensão da figura 92 é feito utilizando a equação 20. Vale ressaltar que a equação 20 é válida para valores de  $a/b$  menores ou iguais a 0,13 (DOWLING, 1999). No estudo de caso da caixa de roda, o valor de  $b$  da figura 92 é a própria largura da peça, ou seja, a equação 20 se enquadra nesse estudo.

$$K = 1,12 S_g \sqrt{\pi a} \quad (20)$$

A variáveis da equação 20 são:

- $S_g$ : Tensão remota;
- $a$ : comprimento de trinca;
- $K$ : Fator de intensidade de tensão.

Para o tamanho de trinca de 1,00 mm considerado nesse estudo e utilizando o valor de  $K$  calculado pelo software de elementos finitos, que é de  $5,7 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ , pode-se chegar a um valor

de tensão remota aplicada na região de 90,8 MPa. Com os coeficientes da Lei de Paris definidos para o DP 600 e com o valor de tensão geral, é calculado o número de eventos necessários para a trinca alcançar 5,00 mm, de forma incremental, considerando diversos comprimentos de trinca intermediários. Tal integração foi realizada numericamente resolvendo a equação 21 proveniente da Lei de Paris.

$$N = \int_{a_i}^{a_f} \frac{1}{C(\Delta K)^m} da \quad (21)$$

As variáveis da equação 21 são:

- $N$ : Número de ciclos;
- $a_i$ : comprimento de trinca inicial;
- $a_f$ : comprimento de trinca final;
- $C$  e  $m$ : coeficientes da Lei de Paris;
- $K$ : Fator de intensidade de tensão.

Resolvendo a equação 21 com as variáveis propostas nesse estudo e para  $R=0,1$  (condição de ensaio e carregamento), seriam necessários 176053 ciclos para a trinca crescer de 1,00 mm para 5,00 mm. Levando em conta que os taxis analisados na cidade de Boston atingiam em média 38,7 buracos a cada 139 km (ERIKSSON et al, 2008) esses 176053 ciclos levariam aproximadamente 12,5 anos ou 630 mil km para serem atingidos na frota de táxi. Obviamente, considerando outros carregamentos e condições de pavimentação de países como o Brasil, esta realidade pode ser diversa, mas fica comprovado que mesmo reduções expressivas de espessura e massa podem, por meio do emprego da tolerância ao dano e da MFLE, viabilizar otimizações de projeto com manutenção da segurança se devidamente acompanhadas de inspeções periódicas.

Para avaliar um limite onde o tamanho da trinca poderia trazer danos a estrutura, foi calculado quantos ciclos a mais seriam necessários para que a trinca se propagasse de 5,00 mm para 100,00 mm, sendo que com a mesma condição avaliada até o momento seriam necessários 84970 ciclos ou mais 6 anos de uso do veículo, totalizando 18,5 anos e 937 mil km em toda a vida do veículo. Sem considerar que essa trinca nunca fosse notada e reparada durante as manutenções preventivas que um veículo submetido a 937 mil km rodados seria submetido.

## 5 CONCLUSÕES

Baseado nos resultados apresentados neste trabalho, as seguintes conclusões podem ser apresentadas:

- O PHS obteve o maior valor de tensão limite de escoamento e resistência se comparado aos materiais DP600, HSLA 420 e DP1200. Esse comportamento pode ser explicado pela microestrutura martensítica do material PHS, a qual dificulta a movimentação de discordâncias. Por outro lado, o PHS apresentou a menor deformação até a ruptura, destacando a sua aplicação em regiões da carroceria que necessitem de menor intrusão em caso de colisão.
- A taxa de propagação de trinca do PHS se mostrou menor do que a taxa de propagação do DP600, HSLA 420 e DP1200 para valores de  $\Delta K$  de  $70 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ . Esse comportamento pode ser explicado pelas inferiores propriedades mecânicas e pela microestrutura ferrítica e martensítica dos materiais DPs que possuem uma grande quantidade de área interfacial entre ferrita e martensita fornecendo muitos locais de iniciação de trincas. Os aços HSLA, por sua vez, possuem matriz ferrítica com carbonetos distribuídos dentro dos grãos ou ao longo dos contornos de grãos e também favorecem locais de iniciação de trincas.
- A superfície de fratura após o regime de propagação de trinca por fadiga estável expõe a característica mais dúctil do DP 600 do que PHS, o que se evidencia com a visível deformação plástica do DP 600 e pode ser justificado pelas características de microestrutura citadas anteriormente.
- Para caracterização do Estágio II da taxa de propagação de trinca de aços de aplicação automotiva é relevante que as amostras percorram os três estágios de propagação de trinca, mas que passem por pós-processamento dos dados para que sejam identificadas as regiões de limiar e do estágio III.
- Os aços disponíveis nesse trabalho mostraram boa aderência à Lei de Paris no estágio II, portanto pode-se concluir que a metodologia proposta para a caracterização da taxa de propagação de trincas por fadiga em aços de aplicação estrutural automotiva, se mostra viável do ponto de vista da norma ASTM E647 (2016) empregando placas anti-flambagem com valores de  $R = 0,1$ , respeitando os requisitos dimensionais do corpo de prova C(T).
- Os valores de fator de intensidade de tensão encontrados por meio de cálculos analíticos, mostram diferenças de 2 % em relação aos valores encontrados pela

simulação numérica, indicando que os corpos de prova dimensionados nesse trabalho apresentam boa aderência aos conceitos da MFLE e que as simulações desenvolvidas são representativas das condições experimentais.

- Com exceção do PHS, os corpos de prova dimensionados pela ASTM E647 (2016) tiveram sua validade da MFLE comprometida para valores de  $a/W$  maiores do 0,55, sendo que isso pode ser justificado porque a partir desse ponto a trinca se caracteriza como profunda.
- O potencial de redução de espessura da caixa de roda do Toyota Camry se mostrou uma interessante prova de conceito com a aplicação dos conceitos da MFLE e a consideração de tolerância a dano. Mesmo uma exploratória redução de 50% na espessura atual, passando de 1,20 mm para 0,60 mm, demonstrou que o projeto considerando tolerância ao dano pode vir a permitir expressiva otimização de componentes com grande durabilidade posterior à nucleação. Os resultados representam, portanto, um incentivo à sequência dos estudos na área.

## 6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Baseado nas conclusões apresentadas neste trabalho, as seguintes sugestões para trabalhos futuros podem ser apresentados:

- Caracterizar aços estruturais de aplicação automotiva com diferentes fatores de carga  $R$ .
- Caracterizar aços estruturais de aplicação automotiva em ambientes que contém intempéries, como por exemplo: baixa temperatura (comum no hemisfério norte) e ambiente corrosivo (trivial na costa litorânea).
- Considerar sobrecargas na caracterização da taxa de propagação de trincas por fadiga nos aços estruturais de aplicação automotiva.
- Investir na caracterização de carregamentos representativos às regiões críticas dos automóveis e que poderiam sofrer trincamentos para a adequada aplicação das teorias de dano acumulado e previsão de propagação de trincas.
- Calcular o  $K$  para os comprimentos instantâneos de trinca para peças complexas utilizando o MEF a fim de proporcionar uma estimativa de propagação de trinca mais realista e que sirva de sequência à prova de conceito aqui apresentada.

## REFERÊNCIAS

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E8 / E8M**, Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials. Philadelphia, 2008.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E1820**: Measurement of Fracture Toughness. Philadelphia, 2018.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E647**: Standard test method for measurement of fatigue crack growth rates. Philadelphia, 2016.

AMBRIŠKO, L., PEŠEK, L. Determination the crack growth resistance of automotive steel sheets - **Department of Material Science, Faculty of Metallurgy** - Chemické listy, v.11, p. 767-780, 2011.

ANDERSON, T. L. Fracture mechanics. 3. ed. New York: Taylor & Francis Group, 2005.

ANSYS, **ANSYS Mechanical APDL and Mechanical Applications Theory Reference**. V.15, Canonsburg, PA, 2013.

ARCELOR MITTAL, **Europe product catalogue**. 2017. Disponível em: <http://automotive.arcelormittal.com/europe/products> Acesso em: 24 março, 2018.

BACIC JUNIOR, M., *Análise da soldabilidade do aço 22MnB5 no processo de solda ponto por resistência*. 2016. 107 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) - Universidade Federal de Itajubá, UNIFEI, Minas Gerais, 2016.

BUCHER, J., HAMBURG, E., High Strength Formable Sheet Steel, **SAE Technical Paper 770164**, 1977.

CHAKRABORTI, P. C., MITRA, M. K., “Room temperature low cycle fatigue behaviour of two high strength lamellar duplex ferrite-martensite (DFM) steels”, *International Journal of Fatigue*, V. 27, 2005, p. 511–518

CHENG X., PETROV R., ZHAO, L., JANSSEN M., “Fatigue crack growth in TRIP steel under positive R-ratios” *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 75, 2008, pp. 739–749

CUI, W. A state of-the-art review on fatigue life prediction methods for metal structures. **Journal of Marine Science and Technology**, v.7, n.1, p.43-56, June. 2002

DEUTSCHES INSTIUT FUR NORMUNG EUROPÄISCHE NORM. **DIN EN 10346**: Continuously hot-dip coated steel flat products – Technical delivery conditions, (2009).

DEUTSCHES INSTIUT FUR NORMUNG EUROPÄISCHE NORM. **DIN EN 10083**: Steels for quenching and tempering – Technical delivery conditions, (2006).

DONATO, G. H. B., MOREIRA, F. C. Effects of Side-Grooves and 3-D Geometries on Compliance Solutions and Crack Size Estimation Applicable to C(T), SE(B) and Clamped SE(T) Specimens. In. ASME Pressure Vessels and Piping Conference, 2013, Paris. **Anais eletrônicos...** Paris: ASME, 2013 1 cd-rom.

DONATO, G. H. B. *Efeitos de heterogeneidades mecânicas sobre forças motrizes de trinca em juntas soldadas: determinação experimental de tenacidade e extensão de metodologias e avaliação de criticidade de defeitos*. 2008. 284 f. Tese (Doutorado em Engenharia) - Escola Politécnica, USP, São Paulo, 2008.

DOWLING, N. E. **Mechanical Behavior of Materials**. 2 ed. New Jersey, Prentice Hall, 1999.

DUBER, O., KLUNKLER, B., KRUPP, U., CHRIST, H.J., FRIZTZEN, C.P. Experimental characterization and two-dimensional simulation of short-crack propagation in an austenitic–ferritic duplex steel. **International Journal of Fatigue**, v.28:p.983–992, 2006.

ELIAS, J. HOOK, R. Interstitial Free Sheet Steel - Applications and Performance," **SAE Technical Paper** 720018, 1972.

Elber, W., “Fatigue Crack Closure under Cyclic Tension.” *Engineering Fracture Mechanics*, v.2, p. 37–45, 1970.

ERIKSSON, J.,GIROD, L., HULL, B., NEWTON, R., MADDEN, S.,BALAKRISHNAN, H.: The pothole patrol: using a mobile sensor network for road surface monitoring. In: **Proceedings of the 6th international conference on Mobile systems, applications, and services**, MobiSys (2008)

FISCHER, F.D., REISNER, G., WERNER, E., TANAKA, K., CALLETAUD, G., ANTRETTTER, T. A new view on transformation induced plasticity (TRIP). **International Journal of Plasticity**, v.16, p.723–748, 2000.

FISCHER-CRIPPS, A.C., **Mechanical Engineering Series**: Introduction to Contact Mechanics. 2. Ed. New York, 2007.

FORSYTH, P.J.E. A two-stage process of fatigue crack growth. In Crack Propagation. **Proceedings of Cranfield Symposium**, p. 76-94, 1962.

FROST, N. E., DENTONT, K. , Effect of sheet thickness on the rate of growth of fatigue cracks in mild steel, **Journal of Mechanical Engineering**, v.3, p. 295-298, 1960.

GARCIA-MANRIQUE, J., CAMAS, D., LOPEZ-CRESPO, P., GONZALEZ-HERRERA, A. Analysis of the stress intensity factor along the thickness: The concept of pivot node on straight crack fronts, *Fatigue & Fracture Engineering Materials & Structures*, 2017.

GHASSEMIEH, E. Materials in Automotive Application. State of the Art and Prospects. New Trends and Developments in Automotive Industry, 2011. Disponível em: <<http://www.intechopen.com/books/new-trends-and-developments-in-automotiveindustry/materials-in-automotive-application-state-of-the-art-and-prospects>>. Acesso em: 24 setembro, 2017.

GHOSAL, S., GALGALI, B., OGALE, M., JOSHI, S., Bake Hardening Steel (BH220) Characterization. **SAE Technical Paper** 2008-01-2684, 2008.

GRIFFITH, J. R., RICHARDS, C. E. The Influence of Thickness on Fatigue Crack Propagation Rates in a Low Alloy Steel Weld Metal Above and Below General Yield, **Materials Science and Engineering**, v.11, p. 305-311, 1973.

GROSS, T.S., MENDELSON, D.A., Mode I stress intensity factors induced by fracture surface roughness under pure mode III loading: application to the effect of loading modes on stress corrosion crack growth. **Metallurgical Transactions vol 20A** p.1989–1899, 1989.

GROSSE-PRHOFF, A., HAUSLER, S., HEINEKE, K., MUOLLER, T. How shared mobility will change the automotive industry Timo Möller. McKinsey & Company, 2017. Disponível em: <https://www.mckinsey.com/industries/automotive-and-assembly/our-insights/how-shared-mobility-will-change-the-automotive-industry>. Acesso em: 01 Outubro, 2017.

GROVER, J. H., Naval air system command department of the navy: **FATIGUE OF AIRCRAFT STRUCTURES**. 1966. Disponível em: <http://www.dtic.mil/docs/citations/AD0660529> Acesso em: 19 Novembro, 2017.

HUTCHINSON, J.W. Fundamentals of the phenomenological theory of nonlinear fracture mechanics, **Journal of Applied Mechanics**, v.50, p.1042–1051, 1983.

IIHS, U.S. drivers speed on all kinds of roads, new data show. Vol. 43, No. 1, 2008. Disponível em: <http://www.iihs.org/iihs/sr/statusreport/article/43/1/1> Acesso em: 22 Maio, 2019.

IRWIN, G.R. Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. **Journal of Applied Mechanics**, v. 24, p. 361-364, 1957.

ISAAC, M. General Motors, Gazing at Future, Invests \$500 Million in Lyft. **New York times**, 2016. Disponível em: <https://www.nytimes.com/2016/01/05/technology/gm-invests-in-lyft.html>. Acesso em: 01 Outubro, 2017.

JACK, A.R., PRICE, A.T. The Initiation of Fatigue Cracks from Notches in Mild Steel Plates, **International Journal of Fracture Mechanics**, v.6, p. 401-409, 1970.

JONAS, A. Shared Mobility On The Road Of The Future. Morgan Stanley, 2016. Disponível em: <https://www.morganstanley.com/ideas/car-of-future-is-autonomous-electric-shared-mobility>. Acesso em: 01 Outubro, 2017.

KARBASIAN, H.; TEKKAYA, A. E. A review on hot stamping. **Journal of Materials Processing Technology**, p. 2103-2118, 2010.

KEELER, S. KIMCHI, M. Advanced High Strength Steel Application Guidelines Version 5.0. World Auto steel, 2014. Disponível em: [http://309fbf2c62e8221fbaf0-b80c17cbaf20104b072d586b316c6210.r88.cf1.rackcdn.com/AHSS\\_Guidelines\\_V5.0\\_20140514.pdf](http://309fbf2c62e8221fbaf0-b80c17cbaf20104b072d586b316c6210.r88.cf1.rackcdn.com/AHSS_Guidelines_V5.0_20140514.pdf)>. Acesso em: 21 julho, 2017.

KEELER, S. KIMCHI, M. Advanced High Strength Steel Application Guidelines Version 6.0. **World Auto steel**, 2017. Disponível em: [http://www.worldautosteel.org/download\\_files/AHSS%20Guidelines%20V6/00\\_AHSSGuidelines\\_V6\\_20170430.pdf](http://www.worldautosteel.org/download_files/AHSS%20Guidelines%20V6/00_AHSSGuidelines_V6_20170430.pdf)>. Acesso em: 28 julho, 2017.

KUZIAK, R. KAWALLA, R. WAEGLER, S. Advanced high strength steels for automotive industry, **Archives of Civil and Mechanical Engineering**, v.7, p. 103-107, 2008.

LANDES, J. D. ; BEGLEY, J. A. The  $J$  integral as a fracture criterion. **ASTM STP 514**. Philadelphia, p. 1-20, 1972.

LUNGWITZ, C. Looking ahead to the new Audi A8: Space Frame with a unique mix of materials, AUDI MEDIA CENTER, 2017. Disponível em: <https://www.audi-mediacenter.com/en/presskits/techday-body-structure-7469> . Acesso em 20 novembro, 2017.

LOVIS, A., CRAMER, D. Hypercars, hydrogen, and the automotive transition. *International Journal of Vehicle Design*, v. 35, p. 1-2, 2004.

MEDINA PÉREZ G. Y., et. Al. S., Phases quantification in DP600 steel welded by GTAW process using SEM and atomic force microscopy, **Materials Research**, v.20, No. 5, p. 1161-1165, 2017.

MERKLEIN, M., LECHLER, J., STOEHR, T., Investigations on the Thermal Behaviour of Ultra High Strength Boron Manganese Steels Within Hot Stamping, **International Journal of Material Forming**, v.2, p. 259–262, 2009.

MIRANDA, R. M. C., **Study of fatigue crack propagation in metallic structures**. 2010. Tese (Mestrado em Engenharia) – Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.

MOREIRA, F. C., *DETERMINAÇÃO NUMÉRICA DE LIMITES DE DEFORMAÇÃO E FLEXIBILIDADES ELÁSTICAS APLICÁVEIS A GEOMETRIAS C(T), SE(B) E SE(T)*. 2014. 161 f. Tese (Mestrado em Engenharia) – Centro Universitário da FEI, 2014.

MOMENI, A., DEHGHANI, K., ABBASI, S., TORKAN, M. Bake Hardening of a Low Carbon Steel for Automotive Applications, **Association of Metallurgical Engineers of Serbia**, p. 131–138, 2011.

NIENDORF, T., RUBITSCHKE F., MAIER, H. J., NIENDORF, J., RICHARD, H.A., FREHN, A., Fatigue crack growth—Microstructure relationships in a high-manganese austenitic TWIP steel, **Materials Science and Engineering**, p. 2412-2417, 2010.

OLIVEIRA, L. G., *DETERMINAÇÃO DA TAXA DE PROPAGAÇÃO DE TRINCA POR FADIGA DOS AÇOS SAE-1050 E SAE-4130 EMPREGADOS NA FABRICAÇÃO DE EIXOS FERROVIÁRIOS*. 2008. 149 f. Tese (Mestrado em Engenharia) – Universidade Estadual Paulista Campus Guaratingueta, 2008.

OLIVEIRA, R. Novo Volkswagen up! 2014: tudo sobre o novo popular. NOTÍCIAS AUTOMOTIVAS, 2014. Disponível em: <https://www.noticiasautomotivas.com.br/novo-volkswagen-up-2014-tudo-sobre-o-novo-popular/> Acesso em 3 Março, 2018.

PUNGO, N., CIAVARELLA, M., CORNETTI, P., CARPINTERI, A. A generalized Paris's law for fatigue crack growth, **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, v. 54, p.1333-1349, 2005.

PUSHKAREVA, I. et al., Relationship between Microstructure, Mechanical Properties and Damage Mechanisms in High Martensite Fraction Dual Phase Steels, *ISIJ International*, v. 55, No. 10, 2015.

RASHID, M.S. Dual phase steels. **Annual Review Material Science**, v.11, p.245–266, 1981.

REICHET, R., MOHAN, P., MARZOUGUI, D., KAN, C.D., BROWN, D., “Validation of a Toyota Camry Finite Element Model for Multiple Impact Configurations,” **SAE Technical Paper - SAE 2016 World Congress and Exhibition**, 2016.

RICE, J. R., RITCHIE, R. O., KNOB, J. F. On the relationship between critical tensile stress and fracture toughness in mild steel, **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, v. 21, p.395-410, 1973.

RITCHIE, R. O. Influence of microstructure on near-threshold fatigue crack propagation in ultra-high strength steel, **Metal Science**, v.11, p.368-381, 1975.

RHODES D., MUSUVA, J.K., RADON, J.C. The significance of stress corrosion racking in corrosion fatigue crack growth studies. **Engineering Fracture Mechanics**, v.15, n.3-4, p.407-419, 1981.

ROY, A. TARAFDER, S. SIVAPRASAD, S., SWAPAN, K., MANNA, I., CHATTORAJ, I., Fatigue crack growth retardation in an HSLA steel in benign environments, **International Journal of Fatigue** v. 29, p.254-260, 2007.

SAVIC, V., HECTOR, L.G., FETEKE, J.R. Digital image correlation study of plastic deformation and fracture in fully martensitic steels. **Experimental Mechanics**, v.50, p.99–110, 2010.

SKOBIR, D., High-Strength Low-Alloy (HSLA) Steels, **Materials and technology**, v.45, p. 295–301, 2011.

SHAMA RAO, N. et al. CARBON COMPOSITES ARE BECOMING COMPETITIVE AND COST EFFECTIVE. Infosys. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.repl.2016.12.060> acesso em 10 Fevereiro, 2018.

SHERMAN, D., How GM Is Saving Serious Weight in Its Vehicles Now—and in the Future, **CAR AND DRIVER**, 2016. Disponível em: <https://blog.caranddriver.com/how-gm-is-saving-serious-weight-in-its-vehicles-now-and-in-the-future/>. Acesso em: 20 Novembro, 2017.

SHAHAMI A. R., RASTEGAR M., BOTSHEKANA, M. MOYAERI, H., **Experimental and numerical investigation of thickness effect on ductile fracture toughness of steel alloy sheets**, Faculty of Mechanical Engineering Toosi University of Technology, Tehran, 2010.

STEPHENS, R. I. et al. **Metal Fatigue in Engineering**. 2. ed. John Wiley & Sons, Canada, 2001.

STEWART, A. T. The influence of environment and stress ratio on fatigue crack growth at near threshold stress intensities in low-alloy steels, **Engineering Fracture Mechanics**, v.13, p.463-47., 1980.

SURESH, S., **Fatigue of Materials**. 2. ed. Cambridge University Press, United Kingdom, 1998.

SURESH, S. and RITCHIE, R.O., “Propagation of Short Fatigue Cracks.” **International Metallurgical Reviews**, Vol. 29, 1984, pp. 445–476.

TANAKA, K., AKINIWA, Y., YAMASHITA, M., “Fatigue Growth Threshold of Small Cracks.” *International Journal of Fracture*, Vol. 17, 1981, pp. 519–533

TEST RESOURCES, ASTM E647 Fatigue Crack Growth Test Equipment, 2017. Disponível em: <http://www.testresources.net/applications/standards/astm/astm-e647-fatigue-crack-growth-test-equipment/>. Acesso em: 01 Outubro, 2017.

WOHLECKER, R. JOHANNABER, M., ESPIG, M., Determination of Weight Elasticity of Fuel Economy for ICE, Hybrid and Fuel Cell Vehicles, **SAE Technical Paper** 2007-01-0343, 2007.

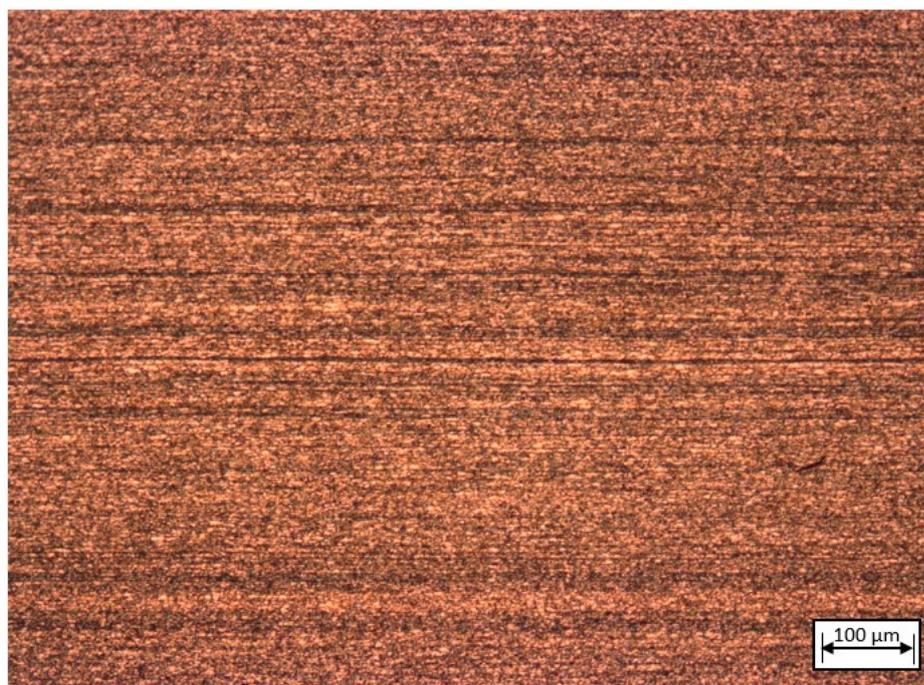
YOKOBORI, T., YOKOBORI, A.T., Jr., KAMEI, A., “Dislocation Dynamic Theory for Fatigue Crack Growth.” *International Journal of Fracture*, Vol. 11, 1975, pp. 781–788

ZMIK, J., MAMUZIC, S., DOBATJIN, V. Recent progress in high strength low carbon steels. **METABK**, v.45, p. 323-331, 2006.

APÊNDICE

No apêndice estão ilustradas as microestruturas dos materiais HSLA 420, DP 600, DP 1200 e PHS. Todas as amostras foram cortadas no sentido longitudinal em relação ao sentido de laminação e foram atacadas com Nital 2% para visualização da microestrutura.

Figura 94 – Microestrutura do aço HSLA 420 atacado com Nital 2% com aumento 100 X



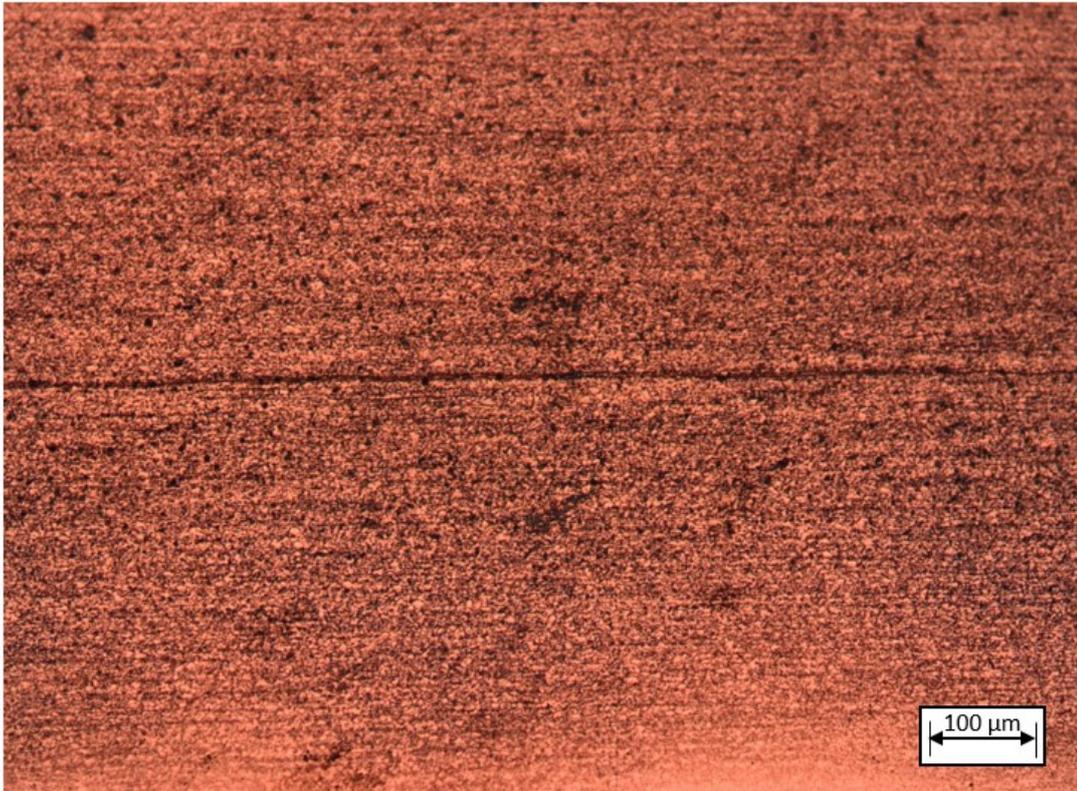
Fonte: Autor

Figura 95 – Microestrutura do aço HSLA 420 atacado com Nital 2% com aumento 200 X



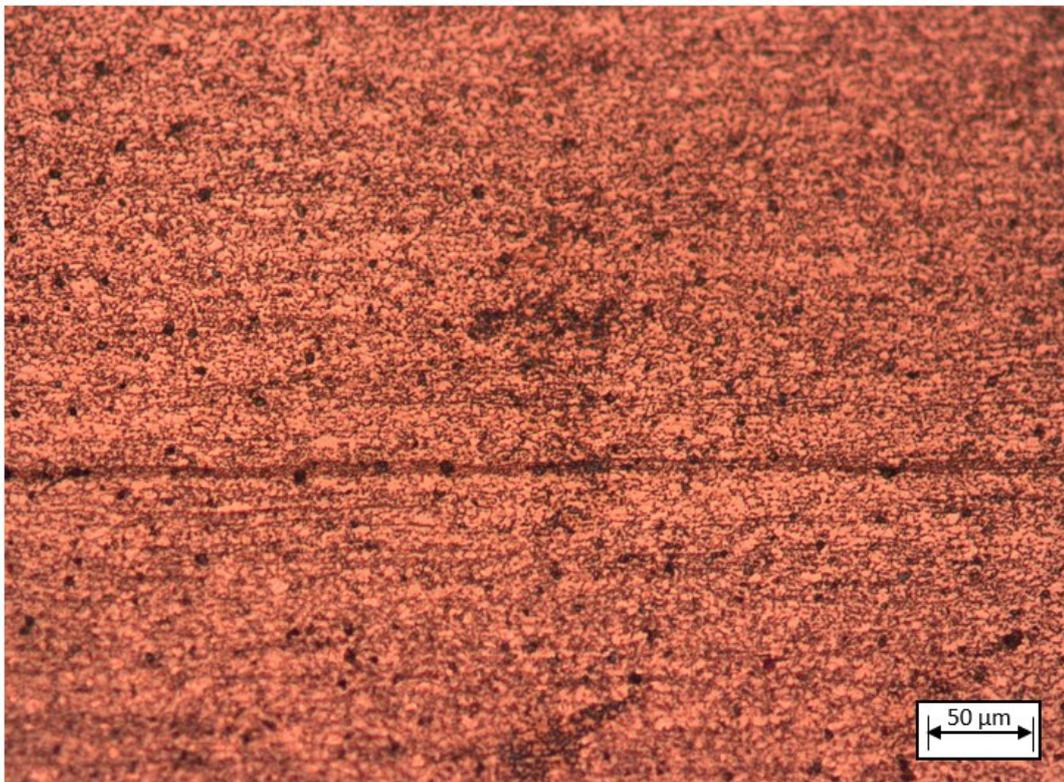
Fonte: Autor

Figura 96 – Microestrutura do aço DP600 atacado com Nital 2% com aumento 100 X



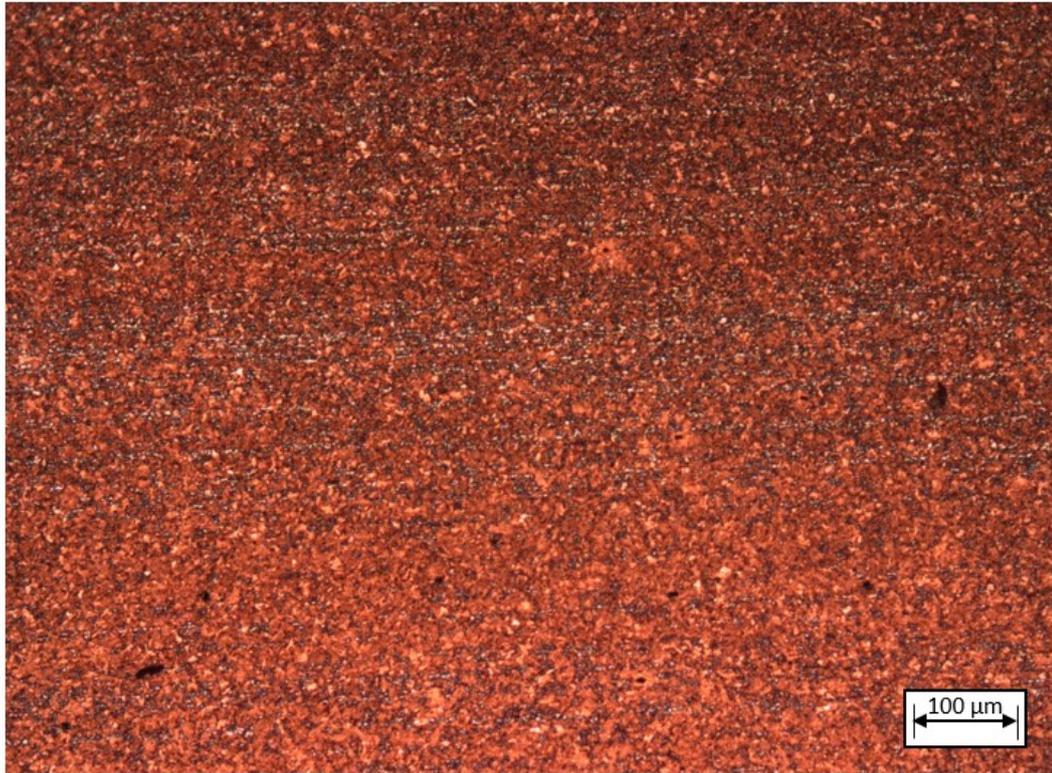
Fonte: Autor

Figura 97 – Microestrutura do aço DP600 atacado com Nital 2% com aumento 200 X



Fonte: Autor

Figura 98 – Microestrutura do aço DP1200 atacado com Nital 2% com aumento 100 X



Fonte: Autor

Figura 99 – Microestrutura do aço DP1200 atacado com Nital 2% com aumento 200 X



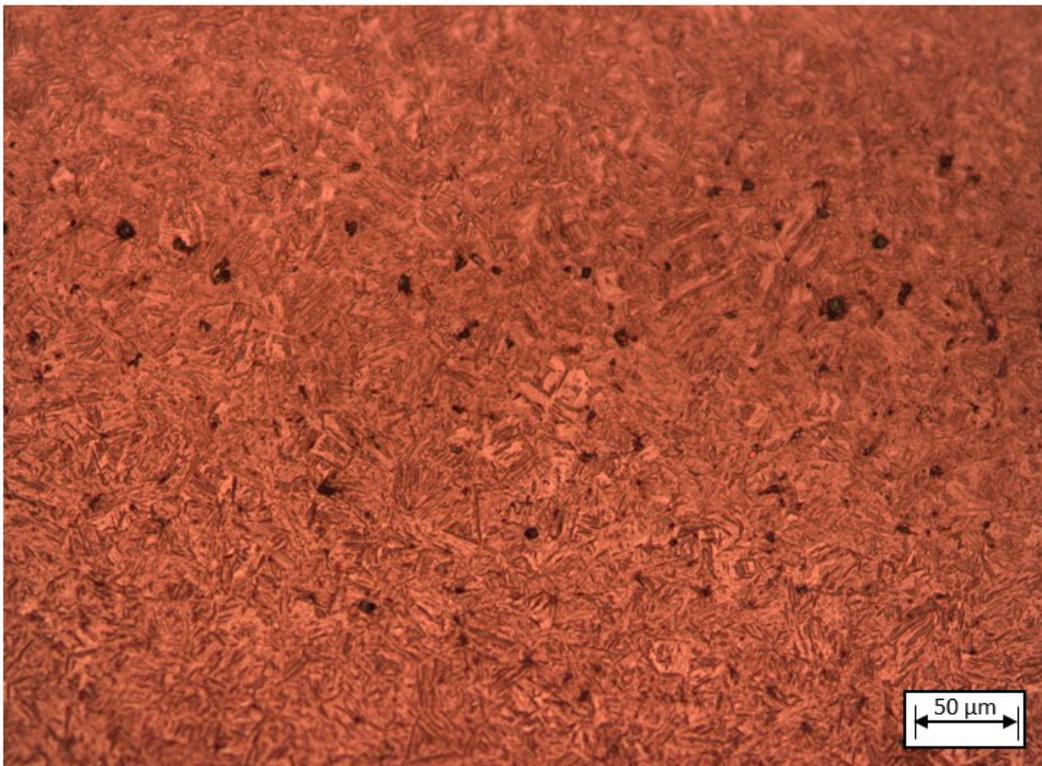
Fonte: Autor

Figura 100 – Microestrutura do aço PHS atacado com Nital 2% com aumento 100 X



Fonte: Autor

Figura 101 – Microestrutura do aço PHS atacado com Nital 2% com aumento 200 X



Fonte: Autor