

DOUGLAS HENRIQUE DA SILVA COSTA

**ESTUDO DO EFEITO DO PROCESSO DE *SHOT PEENING* NA TAXA DE
PROPAGAÇÃO DE TRINCA POR FADIGA NA LIGA AERONÁUTICA 2024 - T3**

DOUGLAS HENRIQUE DA SILVA COSTA

ESTUDO DO EFEITO DO PROCESSO DE *SHOT PEENING* NA TAXA DE
PROPAGAÇÃO DE TRINCA POR FADIGA NA LIGA AERONÁUTICA 2024 - T3

Dissertação apresentada à Faculdade de
Engenharia do Campus de Guaratinguetá,
Universidade Estadual Paulista, para a
obtenção do título de Mestre em Engenharia
Mecânica na área de Materiais.

Orientador: Prof. Dr. Marcelo Augusto Santos Torres

Guaratinguetá
2015

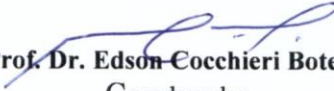
C837e	Costa, Douglas Henrique da Silva Estudo do efeito do processo de <i>shot peening</i> na taxa de propagação de trinca por fadiga na liga aeronáutica 2024 - T3 / Douglas Henrique da Silva Costa – Guaratinguetá, 2014. 130 f : il. Bibliografia: f. 115-123 Dissertação (Mestrado) – Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, 2014. Orientador: Prof. Dr. Marcelo Augusto Santos Torres 1. Ligas de alumínio – Fadiga I. Título CDU 620.178.3(043)
-------	---

DOUGLAS HENRIQUE DA SILVA COSTA

**ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA ADEQUADA PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE
“MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA”**

**PROGRAMA: ENGENHARIA MECÂNICA
ÁREA: MATERIAIS**

APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO


Prof. Dr. Edson Cocchieri Botelho
Coordenador

BANCA EXAMINADORA:


Prof. Dr. MARCELO AUGUSTO SANTOS TORRES
UNESP/FEG


Prof. Dr. ANTONIO JORGE ABDALLA
UNESP/FEG


Prof. Dr. CARLOS ANTONIO REIS PEREIRA BAPTISTA
EEL/USP

Janeiro de 2015

DADOS CURRICULARES

DOUGLAS HENRIQUE DA SILVA COSTA

NASCIMENTO	03.12.1981 – GUARATINGUETÁ / SP
FILIAÇÃO	Antonio Lima Costa Filho Cleusa Aparecida Pereira da Silva Costa
2005/2010	Curso de Graduação em Engenharia Mecânica na Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá da Universidade Estadual Paulista.
2013/2015	Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, nível de Mestrado, na Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá da Universidade Estadual Paulista.

aos meus filhos, à minha esposa, ao meu pai e à memória de minha mãe.

AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar a Deus, pela força que me sustentou nos momentos mais difíceis, pela minha vida, minha inteligência, minha família e meus amigos.

À minha esposa Mara, pela compreensão, carinho, respeito e incentivo em todos os momentos desta jornada.

Aos meus filhos Victor e Nickolas, que me incentivaram e compreenderam nos momentos em que estive ausente de suas preciosas vidas.

Ao meu pai Antonio, que sempre incentivou meus estudos.

Ao meu orientador Prof. Dr. Marcelo Augusto Santos Torres, pelo incentivo, dedicação, auxílio e amizade. Sem sua orientação, o estudo aqui apresentado seria praticamente impossível.

À Divisão de Sistemas Aeronáuticos (ASA) do IAE, e em especial aos amigos da Subdivisão de Ensaios Estruturais (ASA-E), pela realização dos ensaios mecânicos e confecção dos corpos de prova.

À Divisão de Materiais (AMR) do IAE, pela realização da análise de composição química.

Ao Departamento de Materiais e Tecnologia (DMT) da FEG/UNESP, pela realização dos ensaios de dureza e da análise de fratura.

Ao Laboratório de Desenvolvimento de Aplicações de Lasers e Óptica (DEDALO) do IEAv, pela realização dos ensaios de microdureza, da análise de microestrutura e de fratura.

À Divisão de Suportes Tecnológicos do IEAv, pela confecção dos corpos de prova.

Aos professores da pós-graduação, pelos conhecimentos transmitidos ao longo do curso.

Às funcionárias das bibliotecas da FEG/UNESP e do IAE, pela presteza com que forneceram as bibliografias solicitadas.

Às secretárias e aos funcionários da pós-graduação, pela dedicação no atendimento.

Ao Instituto de Aeronáutica e Espaço (IAE), pelo material fornecido para a confecção dos corpos de prova.

À Prof.^a Suely Monteiro, pela ajuda na correção final da dissertação.

À Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá (FEG/UNESP), pela oportunidade de realização do mestrado.

“Feliz aquele que transfere o que sabe e aprende o que ensina.”

Cora Coralina

COSTA, D. H. S. **Estudo do efeito do processo de *shot peening* na taxa de propagação de trinca por fadiga na liga aeronáutica 2024 - T3**. 2015. 130 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2015.

RESUMO

Este trabalho tem por finalidade avaliar o efeito do processo de *shot peening* na taxa de propagação de uma trinca por fadiga já existente. O *shot peening* é um processo de trabalho a frio, que consiste no jateamento repetitivo com microesferas de aço, cerâmica ou vidro, na superfície de uma peça, produzindo encruamento e induzindo tensões residuais compressivas nas superfícies tratadas. Devido a isso, o *shot peening* tem-se mostrado um método bastante eficiente para dificultar o início e a propagação de uma trinca por fadiga a partir da superfície do material, melhorando a sua resistência à fadiga. Contudo, estudos de seu efeito sobre uma trinca já existente são pouco conhecidos. Corpos de prova do tipo CT, para a liga aeronáutica de alumínio 2024 - T3, foram inicialmente trincados por fadiga e, em seguida, submetidos ao processo de *shot peening* em ambos os lados. Após o tratamento, os ensaios foram reiniciados nas mesmas condições. Os ensaios foram realizados com amplitude constante em duas espessuras de corpos de prova e duas razões de carga, R , para analisar possíveis efeitos do estado de tensão na ponta da trinca nos resultados. Duas intensidades de *shot peening* foram utilizadas para cada valor de R ou espessura analisada. Também foram estudadas duas regiões de aplicação do processo de *shot peening* (atrás e em volta da ponta da trinca) em dois tamanhos de trincas. Curvas comparativas do comportamento da taxa de propagação de trincas por fadiga, mostrando a influência de cada um dos parâmetros descritos, são apresentadas, e suas diferenças, discutidas. Os resultados encontrados mostram que o processo de *shot peening*, quando realizado em um tamanho de trinca em pleno estágio II de propagação, apresenta maior influência quando aplicado atrás da ponta da trinca, com menor intensidade, em corpos de prova em estado de tensão plana e menor razão de carga. Para trinca menor (próxima ao estágio I de propagação), o processo de *shot peening* aplicado atrás da ponta da trinca induziu retardo em sua taxa de propagação, em todas as condições estudadas. O efeito de retardo na taxa de propagação de trinca por fadiga ocorreu somente quando as deformações plásticas e as tensões residuais compressivas, induzidas na superfície

pelo processo de *shot peening*, puderam influenciar o comportamento do fechamento de trinca, ΔK_{eff} .

PALAVRAS- CHAVE: *Shot peening*. Propagação de trinca por fadiga. Liga de alumínio 2024 - T3.

COSTA, D. H. S. **Study of the effect of the shot peening process on the rate of fatigue crack propagation in aircraft alloy 2024 - T3**. 2015. 130 f. Dissertation (Master's in Mechanical Engineering) – Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2015.

ABSTRACT

This work focuses to evaluate the effect of the shot peening process in the propagation rate of a fatigue crack already existing. The shot peening is a cold working process, which consists of repetitive blasting with steel shot, ceramic or glass, the surface of a workpiece, producing hardening and inducing compressive residual stresses on the treated surfaces. Because of this, shot peening has proved a very efficient method for hindering the initiation and propagation of a fatigue crack from the surface of the material, improving its fatigue strength. However, studies of its effect on an already existing crack are little known. Specimens of type CT to the aeronautics aluminum alloy 2024 - T3, were initially cracked by fatigue and then subjected to shot peening process on both sides. After treatment, the tests were resumed under the same conditions. Tests were carried out with constant amplitude in two thicknesses of specimens and two load ratios, R , to analyze possible effects of stress state on the crack tip results. Two shot peening intensities were used for each R value or thicknesses analyzed, and were also studied two application regions of shot peening process (behind and around the crack tip) in two sizes of cracks. Comparative curves of the fatigue crack propagation rate, showing the influence of each of the parameters described are shown, and their differences discussed. The results show that the shot peening process, when performed in a crack size in full stage II propagation, has greater influence when applied behind the crack tip, with lower intensity, in the specimens in plane stress state and lower load ratio. For crack lower (close to the stage I of propagation), the shot peening process applied behind the crack tip induced delay in their propagation rate in all conditions studied. The delay effect on fatigue crack propagation rate occurred only when the plastic deformation and compressive residual stresses induced on the surface by shot peening process, could influence the crack closure behavior, ΔK_{eff} .

KEYWORDS: Shot peening. Fatigue crack propagation. 2024 - T3 aluminum alloy.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Localização da região de aplicação do processo de <i>shot peening</i>	23
Figura 1.2 – Comportamento da taxa de propagação de trinca de corpos de prova com <i>shot peening</i> em três regiões diferentes.....	23
Figura 2.1 – Modos de carregamento de trinca.	24
Figura 2.2 – Trinca em um plano infinito.....	25
Figura 2.3 – Efeito da espessura no estado de tensão e na tenacidade à fratura na ponta da trinca.	28
Figura 2.4 – Tamanho da zona plástica para tensão plana, mostrando o efeito aproximado da redistribuição da tensão.	30
Figura 2.5 – Zona plástica e campo de tensão próximo à ponta da trinca para (a) tensão plana e (b) deformação plana.	30
Figura 2.6 – Representação da zona plástica na ponta da trinca para uma trinca ao longo da espessura em uma placa.....	31
Figura 2.7 – Modelo de sobreposição para os tamanhos relativos das zonas plásticas monotônica e cíclica na ponta de uma trinca de fadiga.	32
Figura 2.8 – Zonas de deformação plástica na vizinhança de uma trinca de fadiga.	33
Figura 2.9 – Curva esquemática da/dN versus ΔK	34
Figura 2.10 – Curvas da taxa de propagação de trinca por fadiga em diferentes valores de razões de carga, R	35
Figura 2.11 – Fechamento de trinca durante o crescimento da trinca de fadiga. (a) comportamento carga versus deslocamento, e (b) definição da variação da intensidade de tensão efetiva, ΔK_{eff}	38
Figura 2.12 – Mecanismos de fechamento de trinca em metais: (a) fechamento induzido por plasticidade, (b) fechamento induzido por rugosidade, (c) fechamento induzido por óxido, (d) fechamento induzido por um fluido viscoso e (e) fechamento induzido por transformação de fase.	39
Figura 2.13 – Efeitos do <i>shot peening</i> na superfície metálica.	41
Figura 2.14 – Perfil das tensões geradas pelo processo de <i>shot peening</i>	41
Figura 2.15 – Esquema do sistema placa <i>Almen</i>	42
Figura 2.16 – Comparação da taxa de crescimento da trinca dos corpos de prova (U_2) sem e (A_1) com <i>shot peening</i> , nas mesmas tensões de carregamento.....	43

Figura 2.17 – Comparação de curvas S-N entre o material base e condições com <i>shot peening</i>	44
Figura 2.18 – Efeito da pré-deformação na propagação de trinca por fadiga da liga Al 7475 - T7351, na Região II, para (a) $R = 0,1$ e (b) $R = 0,5$	45
Figura 2.19 – Efeito da pré-deformação na propagação de trinca por fadiga da liga Al 7475 - T7351, na Região I, para (a) $R = 0,1$ e (b) $R = 0,5$	45
Figura 2.20 – Comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga de corpos de provas com <i>shot peening</i> atrás da ponta da trinca (S_1), em volta da ponta da trinca (S_2), à frente da ponta da trinca (S_3) e em todo o caminho de crescimento da trinca (S_4).	47
Figura 2.21 – (a) comportamento da taxa de propagação para corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> , (b) tipo de corpo de prova utilizado.	49
Figura 2.22 – Levantamento da vida em fadiga residual dos corpos de prova pré-trincados após <i>shot peening</i> , em comparação com corpos de prova não tratados.....	50
Figura 2.23 – Comparação da vida em fadiga da referência com várias condições de <i>shot peening</i> (as setas indicam os tamanhos da trinca na vida de $N_F = 4 \times 10^4$).	50
Figura 3.1 – Dimensões do corpo de prova para os ensaios de tração.	52
Figura 3.2 – Dimensões do corpo de prova do tipo CT para os ensaios de propagação de trinca por fadiga.	54
Figura 3.3 – Montagem dos ensaios de propagação de trinca por fadiga.....	54
Figura 3.4 – Montagem dos ensaios de propagação de trinca por fadiga (a) para os corpos de prova com espessura de 1,27 mm e (b) para os corpos de prova com espessura de 6,35 mm.	55
Figura 3.5 – Método da secante.....	58
Figura 3.6 – Ajuste linear/quadrático na curva carga aplicada, P , versus deslocamento do COD, v	59
Figura 3.7 – Determinação do valor da carga de fechamento de trinca, P_{cl}	60
Figura 3.8 – Tratamento de <i>shot peening</i> aplicado atrás da ponta da trinca de 19 mm.....	62
Figura 3.9 – Tratamento de <i>shot peening</i> aplicado em volta da ponta da trinca de 19 mm com 6 mm à frente da trinca.	63
Figura 3.10 – Tratamento de <i>shot peening</i> aplicado atrás da ponta da trinca de 16 mm.....	63
Figura 3.11 – Tratamento de <i>shot peening</i> aplicado em volta da ponta da trinca de 16 mm com 1 mm à frente da trinca.	63

Figura 3.12 – Tratamento de <i>shot peening</i> aplicado em volta da ponta da trinca de 16 mm com 3 mm à frente da trinca.	64
Figura 4.1 – Comparação da microestrutura do material base (a) com os corpos de prova com <i>shot peening</i> nas intensidades de 6 N (b) e 8 A (c).	67
Figura 4.2 – Comparação da microestrutura do material base (a) com os corpos de prova com <i>shot peening</i> nas intensidades de 10 N (b) e 12 A (c).	67
Figura 4.3 – Comparação das superfícies do material base (a) com os corpos de prova com <i>shot peening</i> nas intensidades de 6 N (b) e 8 A (c).	68
Figura 4.4 – Comparação das superfícies do material base (a) com os corpos de prova com <i>shot peening</i> nas intensidades de 10 N (b) e 12 A (c).	68
Figura 4.5 – Comparação das microdurezas abaixo das superfícies dos corpos de prova com <i>shot peening</i> nas intensidades de 6 N, 10 N, 8 A e 12 A.	69
Figura 4.6 – Comportamento do crescimento da trinca de fadiga dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> nas intensidades de 6 N e 8 A atrás da ponta da trinca, em estado de tensão plana e $R = 0,1$, a partir de $a = 19\text{ mm}$ até a fratura.	72
Figura 4.7 – Comportamento do crescimento da trinca de fadiga dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> nas intensidades de 6 N e 8 A atrás da ponta da trinca, em estado de tensão plana e $R = 0,5$, a partir de $a = 19\text{ mm}$ até a fratura.	73
Figura 4.8 – Comportamento do crescimento da trinca de fadiga dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> nas intensidades de 10 N e 12 A atrás da ponta da trinca, em estado de deformação plana e $R = 0,1$, a partir de $a = 19\text{ mm}$ até a fratura.	73
Figura 4.9 – Comportamento do crescimento da trinca de fadiga dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> nas intensidades de 10 N e 12 A atrás da ponta da trinca, em estado de deformação plana e $R = 0,5$, a partir de $a = 19\text{ mm}$ até a fratura.	74
Figura 4.10 – Comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> nas intensidades de 6 N e 8 A atrás da ponta da trinca de 19 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,1$	75
Figura 4.11 – Comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> nas intensidades de 6 N e 8 A atrás da ponta da trinca de 19 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,5$	76
Figura 4.12 – Comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> nas intensidades de 10 N e 12 A atrás da ponta da trinca de 19 mm, em estado de deformação plana e $R = 0,1$	77

Figura 4.13 – Comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> nas intensidades de 10 N e 12 A atrás da ponta da trinca de 19 mm, em estado de deformação plana e $R = 0,5$.	78
Figura 4.14 – Comportamento do fechamento de trinca dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> nas intensidades de 6 N e 8 A atrás da ponta da trinca de 19 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,1$.	79
Figura 4.15 – Comportamento do fechamento de trinca dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> nas intensidades de 6 N e 8 A atrás da ponta da trinca de 19 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,5$.	80
Figura 4.16 – Comportamento do fechamento de trinca dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> nas intensidades de 10 N e 12 A atrás da ponta da trinca de 19 mm, em estado de deformação plana e $R = 0,1$.	81
Figura 4.17 – Comportamento do fechamento de trinca dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> nas intensidades de 10 N e 12 A atrás da ponta da trinca de 19 mm, em estado de deformação plana e $R = 0,5$.	81
Figura 4.18 – Comparação das taxas de propagação de trinca por fadiga entre os corpos de prova sem <i>shot peening</i> em estado de tensão plana e deformação plana para $R = 0,1$ e $R = 0,5$.	82
Figura 4.19 – Dependência de K_{op} no ΔK e na espessura do material.	83
Figura 4.20 – Efeito da remoção de superfície.	84
Figura 4.21 – Comparação do tamanho da zona plástica cíclica na superfície entre os corpos de prova sem <i>shot peening</i> em estado de tensão plana e deformação plana para $R = 0,1$ e $R = 0,5$.	84
Figura 4.22 – Perfil de tensão residual da camada superficial sem e após o tratamento de superfície por <i>shot peening</i> , com diferentes intensidades.	85
Figura 4.23 – Comportamento do crescimento da trinca de fadiga dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> na intensidade de 6 N atrás e em volta da ponta da trinca, em estado de tensão plana e $R = 0,1$, a partir de $a = 19\text{ mm}$ até a fratura.	87
Figura 4.24 – Comportamento do crescimento da trinca de fadiga dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> na intensidade de 6 N atrás e em volta da ponta da trinca, em estado de tensão plana e $R = 0,5$, a partir de $a = 19\text{ mm}$ até a fratura.	87
Figura 4.25 – Comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> na intensidade de 6 N atrás e em volta da ponta da trinca de 19 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,1$.	88

Figura 4.26 – Comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> na intensidade de 6 N atrás e em volta da ponta da trinca de 19 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,5$	89
Figura 4.27 – Comportamento do fechamento de trinca dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> na intensidade de 6 N atrás e em volta da ponta da trinca de 19 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,1$	90
Figura 4.28 – Comportamento do fechamento de trinca dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> na intensidade de 6 N atrás e em volta da ponta da trinca de 19 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,5$	90
Figura 4.29 – Comportamento do crescimento da trinca de fadiga dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> nas intensidades de 6 N e 8 A atrás da ponta da trinca, em estado de tensão plana e $R = 0,1$	92
Figura 4.30 – Comportamento do fechamento de trinca dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> nas intensidades de 6 N e 8 A atrás da ponta da trinca de 16 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,1$	93
Figura 4.31 – Comparação da curva de crescimento de trinca entre corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> com microesfera de vidro e intensidade de 13 N, nas direções L e T, respectivamente.	94
Figura 4.32 – (a) detalhe da superfície lateral da propagação da trinca de fadiga do corpo de prova em estado de tensão plana, com <i>shot peening</i> na intensidade de 6 N atrás da ponta da trinca, $R = 0,1$ e tamanho de trinca inicial de 16 mm. (b) ampliação do ponto em que ocorre o efeito de retardo.	94
Figura 4.33 – Comportamento do crescimento da trinca de fadiga dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> nas intensidades de 6 N e 8 A atrás da ponta da trinca, em estado de tensão plana e $R = 0,5$	95
Figura 4.34 – Comportamento do fechamento de trinca dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> nas intensidades de 6 N e 8 A atrás da ponta da trinca de 16 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,5$	96
Figura 4.35 – Comportamento do crescimento da trinca de fadiga dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> na intensidade de 6 N em volta da ponta da trinca, em estado de tensão plana e $R = 0,1$	97
Figura 4.36 – Comportamento do fechamento de trinca dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> na intensidade de 6 N em volta da ponta da trinca de 16 mm com 1 mm à frente e com 3 mm à frente, em estado de tensão plana e $R = 0,1$	98

Figura 4.37 – Comportamento do crescimento da trinca de fadiga dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> nas intensidades de 10 N e 12 A atrás da ponta da trinca, em estado de deformação plana e $R = 0,1$	99
Figura 4.38 – Comportamento do fechamento de trinca dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> na intensidade de 12 A atrás da ponta da trinca de 16 mm, em estado de deformação plana e $R = 0,1$	99
Figura 4.39 – Comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> nas intensidades de 6 N e 8 A atrás da ponta da trinca de 16 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,1$	100
Figura 4.40 – Comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> nas intensidades de 6 N e 8 A atrás da ponta da trinca de 16 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,5$	101
Figura 4.41 – Comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> na intensidade de 6 N em volta da ponta da trinca de 16 mm com 1 mm à frente e com 3 mm à frente, em estado de tensão plana e $R = 0,1$	102
Figura 4.42 – Comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga dos corpos de prova sem e com <i>shot peening</i> na intensidade de 12 A atrás da ponta da trinca de 16 mm, em estado de deformação plana e $R = 0,1$	103
Figura 4.43 – Comparação da boca da trinca dos corpos de prova (a) sem e (b) com <i>shot peening</i> atrás da ponta da trinca na intensidade de 6 N.....	104
Figura 4.44 – Lateral da trinca de um corpo de prova com <i>shot peening</i> na intensidade de 6 N aplicado atrás da ponta de uma trinca com 1 mm após o entalhe.....	105
Figura 4.45 – Superfície de fratura de um corpo de prova tratado com <i>shot peening</i> atrás da ponta da trinca na intensidade de 6 N.....	106
Figura 4.46 – Superfície de fratura de um corpo de prova em estado de tensão plana sem <i>shot peening</i>	106
Figura 4.47 – Superfície de fratura de um corpo de prova em estado de tensão plana com <i>shot peening</i> na intensidade de 6 N.....	106
Figura 4.48 – Superfície de fratura de um corpo de prova em estado de tensão plana com <i>shot peening</i> na intensidade de 8 A.....	107
Figura 4.49 – Superfície de um corpo de prova em estado de deformação plana sem <i>shot peening</i>	107

Figura 4.50 – Superfície de fratura de um corpo de prova em estado de deformação plana com <i>shot peening</i> na intensidade de 10 N.	107
Figura 4.51 – Superfície de fratura de um corpo de prova em estado de deformação plana com <i>shot peening</i> na intensidade de 12 A.	108
Figura A.1 – Carga aplicada versus deslocamento do COD.	124
Figura A.2 – Comparação dos valores de e em função de P_k para determinar o valor da carga de fechamento de trinca, P_{cl}	126
Figura A.3 – Ampliação da região próxima ao valor da carga de fechamento de trinca, P_{cl} , na curva e versus P_k	126

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 – Condições em que o processo de <i>shot peening</i> foi aplicado nos corpos de prova com espessura de 1,27 mm e $R = 0,1$.	61
Tabela 3.2 – Condições em que o processo de <i>shot peening</i> foi aplicado nos corpos de prova com espessura de 1,27 mm e $R = 0,5$.	61
Tabela 3.3 – Condições em que o processo de <i>shot peening</i> foi aplicado nos corpos de prova com espessura de 6,35 mm e $R = 0,1$.	62
Tabela 3.4 – Condições em que o processo de <i>shot peening</i> foi aplicado nos corpos de prova com espessura de 6,35 mm e $R = 0,5$.	62
Tabela 4.1 – Composição química da liga de alumínio 2024 - T3.	65
Tabela 4.2 – Dureza <i>Vickers</i> da liga de alumínio 2024 - T3.	65
Tabela 4.3 – Propriedades mecânicas da liga de alumínio 2024 - T3.	66
Tabela 4.4 – Comparação da deformação plástica induzida pelo processo de <i>shot peening</i> .	108
Tabela 4.5 – Condições dos corpos de prova em estado de tensão plana e $R = 0,1$ antes da aplicação do processo de <i>shot peening</i> .	109
Tabela 4.6 – Condições dos corpos de prova em estado de tensão plana e $R = 0,5$ antes da aplicação do processo de <i>shot peening</i> .	109
Tabela 4.7 – Condições dos corpos de prova em estado de deformação plana e $R = 0,1$ antes da aplicação do processo de <i>shot peening</i> .	110
Tabela 4.8 – Condições dos corpos de prova em estado de deformação plana e $R = 0,5$ antes da aplicação do processo de <i>shot peening</i> .	110
Tabela 4.9 – Comparação do número de ciclos dos corpos de prova em estado de tensão plana e $R = 0,1$, após a aplicação do processo de <i>shot peening</i> em uma trinca de fadiga até a fratura.	111
Tabela 4.10 – Comparação do número de ciclos dos corpos de prova em estado de tensão plana e $R = 0,5$, após a aplicação do processo de <i>shot peening</i> em uma trinca de fadiga até a fratura.	112
Tabela 4.11 – Comparação do número de ciclos dos corpos de prova em estado de deformação plana e $R = 0,1$, após a aplicação do processo de <i>shot peening</i> em uma trinca de fadiga até a fratura.	112
Tabela 4.12 – Comparação do número de ciclos dos corpos de prova em estado de deformação plana e $R = 0,5$, após a aplicação do processo de <i>shot peening</i> em uma trinca de fadiga até a fratura.	113

Tabela A.1 – Valores obtidos durante o ensaio de propagação de trinca por fadiga com 45.463 ciclos e tamanho de trinca de 19,02 mm.....	125
Tabela A.2 – Valor da carga de fechamento, P_{cl}	126

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	21
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	24
2.1	MECÂNICA DA FRATURA ELÁSTICA LINEAR (MFEL)	24
2.1.1	Zona plástica na ponta da trinca	28
2.1.2	Zona plástica cíclica	31
2.2	PROPAGAÇÃO DE TRINCA POR FADIGA	33
2.2.1	Fechamento de trinca	37
2.3	PROCESSO DE <i>SHOT PEENING</i> (SP)	40
2.4	INFLUÊNCIA DO PROCESSO DE <i>SHOT PEENING</i> NA INICIAÇÃO E PROPAGAÇÃO DA TRINCA POR FADIGA	43
3	MATERIAL E MÉTODOS	51
3.1	MATERIAL	51
3.2	MÉTODOS	51
3.2.1	Análise de composição química	51
3.2.2	Ensaio de dureza	51
3.2.3	Ensaio de tração	51
3.2.4	Análise da microestrutura	52
3.2.5	Análise da superfície	53
3.2.6	Ensaio de microdureza	53
3.2.7	Ensaio de propagação de trinca por fadiga	53
3.2.8	Processo de <i>shot peening</i>	60
3.2.9	Análise de fratura	64
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES	65
4.1	ANÁLISE DE COMPOSIÇÃO QUÍMICA	65
4.2	ENSAIO DE DUREZA	65
4.3	ENSAIOS DE TRAÇÃO	66
4.4	ANÁLISE DA MICROESTRUTURA	66
4.5	ANÁLISE DA SUPERFÍCIE	67
4.6	ENSAIOS DE MICRODUREZA	69
4.7	ENSAIOS DE PROPAGAÇÃO DE TRINCA POR FADIGA	70

4.7.1	Análise do comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga em relação à intensidade do processo de <i>shot peening</i> , à razão de carga e ao estado de tensão na ponta da trinca	71
4.7.2	Análise do comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga em relação à região de aplicação do processo de <i>shot peening</i>	86
4.7.3	Análise do comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga em relação ao tamanho da trinca antes da aplicação do processo de <i>shot peening</i>	91
4.8	ANÁLISES FRACTOGRÁFICAS	104
4.9	SUMÁRIO DOS VALORES DOS FATORES DE INTENSIDADE DE TENSÃO NA PONTA DA TRINCA ANTES DO TRATAMENTO POR <i>SHOT PEENING</i>	108
4.10	SUMÁRIO DOS VALORES DA VIDA EM FADIGA	111
5	CONCLUSÕES.....	114
	REFERÊNCIAS.....	115
	APÊNDICE A – EXEMPLO DE CÁLCULO DA CARGA DE FECHAMENTO DE TRINCA, P_{CL}	124

1 INTRODUÇÃO

As ligas de alumínio têm uma importância fundamental na indústria, principalmente devido ao fenômeno do endurecimento por precipitação, que possibilita uma elevada relação resistência/peso (STARKE JÚNIOR; STALEY, 1996). Uma grande parte das estruturas aeronáuticas está relacionada com as ligas de alumínio de alta resistência, entre as quais se destacam as ligas 7075 - T6 e 2024 - T3 (esta última utilizada na parte experimental deste trabalho) (BYSTRITSKII et al., 1999). Essas ligas são consideradas básicas, por serem utilizadas como referência para o desenvolvimento de novas ligas (PASTOUKHOV; VOORWALD, 1995).

A constatação de que, principalmente em materiais de alta resistência, uma grande parte da vida total em serviço de um componente pode ser consumida na propagação da trinca por fadiga, intensificou o interesse dos mecanismos envolvidos no fenômeno. Esse estudo possibilitou o aparecimento de uma nova filosofia para o projeto estrutural: o projeto “*fail-safe*” (BROEK, 1986). A partir desse conceito, a presença de uma trinca na estrutura não significa que a mesma esteja inutilizada ou prejudicada no seu uso, desde que se conheça seu comportamento durante a vida útil do componente. Um significativo avanço neste sentido foi conseguido quando a taxa de propagação de trinca por fadiga foi relacionada com o fator intensidade de tensão, K . Essa correlação é feita com sucesso em materiais de alta resistência, nos quais a deformação plástica que antecede a fratura é pequena e para isso utilizam-se os conceitos da Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL) (SCHIJVE, 2010).

Uma análise baseada na MFEL permite definir os intervalos das inspeções periódicas das aeronaves com segurança. Nessas inspeções, trincas são comumente encontradas, e decisões sobre a manutenção e/ou substituição de componentes trincados são também dependentes da aplicação dos conceitos da mecânica da fratura (DOWLING, 1999).

Portanto, o controle sobre a iniciação e a propagação das trincas é de fundamental importância para a indústria aeronáutica para prolongar a vida em fadiga dos componentes estruturais.

O *shot peening* é um processo de trabalho a frio que consiste no jateamento repetitivo com microesferas de aço, cerâmica ou vidro, na superfície das peças e tem grande importância na área industrial. As características da superfície tratada com *shot peening* incluem tensões residuais compressivas e elevada densidade de discordâncias nas camadas superficiais, resultantes de deformações plásticas heterogêneas (TORRES, 2002). Em alguns casos, é possível ocorrer transformação de fase, levando a um endurecimento superficial adicional

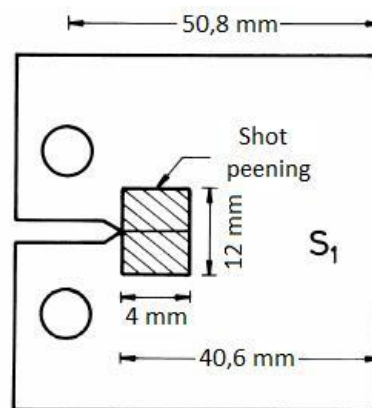
(MARTIN et al., 1998). É possível conseguir uma melhoria na resistência à fadiga pelo processo de *shot peening*, principalmente pela presença das tensões residuais compressivas induzidas nas camadas superficiais (GAO; WU, 2011). De maneira geral, as tensões residuais compressivas, localizadas na superfície, podem atrasar o início da trinca e/ou influenciar sua propagação (DE LOS RIOS et al., 1995). Contudo, se os parâmetros do processo de *shot peening* não forem devidamente otimizados para um material específico, levando-se em conta as suas propriedades mecânicas, o processo pode deteriorar a resistência à fadiga em vez de melhorá-la (ČERNÝ, 2011). Intensidade muito alta de *shot peening* pode induzir um aumento excessivo na rugosidade da superfície, facilitando a iniciação das trincas por fadiga e anulando, muitas vezes, o efeito benéfico das tensões residuais induzidas pelo processo. Intensidades muito baixas podem ser inócuas devido ao nível de tensão residual induzido ser menor (TORRES; VOORWALD, 2002).

Na grande maioria dos trabalhos apresentados com *shot peening* para análises de fadiga ou propagação de trincas, o tratamento com *shot peening* é realizado antes de a peça ser submetida ao carregamento cíclico. Situações com e sem tratamento são geralmente comparadas. Contudo, estudo do processo de *shot peening* para tentar interferir na taxa de propagação de uma trinca já existente tem sido pouco explorado. Song e Wen (1999), um dos poucos trabalhos realizados nessa linha de pesquisa, estudaram o comportamento da propagação de trincas por fadiga, após o tratamento de *shot peening*, em uma trinca já existente para o aço inoxidável AISI 304. Foi demonstrado que a melhor maneira de o processo de *shot peening* ser eficiente, após o início da trinca acontecer, é aplicá-lo atrás da ponta da trinca (Figura 1.1). O resultado foi, para a espessura e material estudado, uma diminuição na taxa de propagação da trinca por fadiga após a aplicação do processo de *shot peening*. Zhu e Shaw (1995) também estudaram o efeito do processo de *shot peening* aplicado em uma trinca de fadiga, para uma liga de alumínio 7075 - T6 com 12,7 mm de espessura, e mostraram uma diminuição na taxa de propagação, porém esta diminuição não é muito evidente (Figura 1.2).

O objetivo desse trabalho é estudar a possibilidade de o processo de *shot peening* ser utilizado, após uma trinca ter sido iniciada, como procedimento para diminuir a taxa de propagação de trinca por fadiga, aumentando a vida útil do componente no já mencionado conceito “*fail-safe*”. Para isso, será avaliado o efeito do processo de *shot peening* na taxa de propagação de trinca por fadiga da liga de alumínio 2024 - T3, de uso aeronáutico, submetida a carregamentos cíclicos de amplitude constante em duas espessuras de corpos de prova e razões de carga, R . Os efeitos de dois valores de intensidade de *shot peening* (um valor se

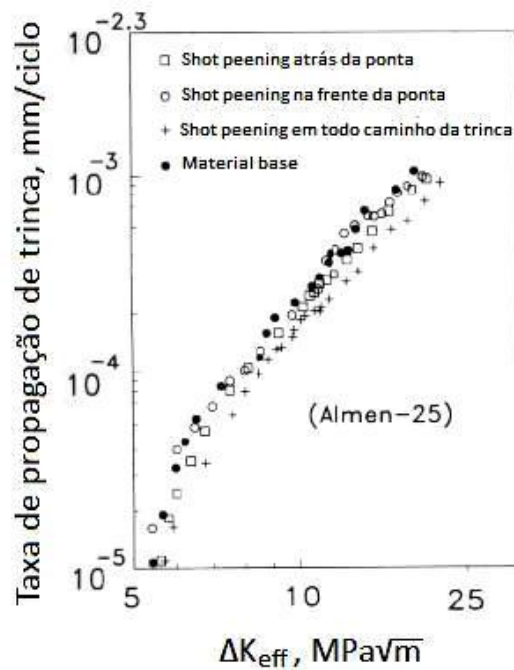
encontra dentro do intervalo sugerido pela norma *Military Specification* (MIL-S) 13165C (1989) e o outro considerado mais severo) serão estudados para ambas as razões de carga e espessuras. Também serão analisadas duas regiões de aplicação do processo de *shot peening* (atrás e em volta da ponta da trinca) e dois diferentes tamanhos de trinca antes da aplicação do processo.

Figura 1.1 – Localização da região de aplicação do processo de *shot peening*.



Fonte: (SONG; WEN, 1999).

Figura 1.2 – Comportamento da taxa de propagação de trinca de corpos de prova com *shot peening* em três regiões diferentes.



Fonte: (ZHU; SHAW, 1995).

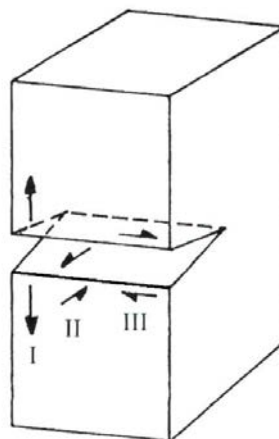
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 MECÂNICA DA FRATURA ELÁSTICA LINEAR (MFEL)

A Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL) é baseada na teoria da elasticidade, sendo aplicada em fraturas que ocorrem em materiais elásticos lineares (ANDERSON, 2005). A rigor, essa condição é cumprida apenas em materiais de comportamento frágil, como cerâmica. Porém, a MFEL pode ser utilizada em materiais dúcteis, se a região de deformação plástica é restrita à vizinhança da ponta da trinca (RÖSLER; HARDERS; BÄKER, 2007). Portanto, em muitos casos, pode também ser utilizada para analisar os metais.

Em um sólido, uma trinca pode ser tensionada em três modos diferentes de carregamento (Figura 2.1), que se diferenciam pela orientação da carga externa aplicada em relação à trinca (PASTOUKHOV; VOORWALD, 1995). No Modo I, as superfícies da trinca são separadas por tensões de tração ao plano da trinca. No Modo II, a tensão de cisalhamento desloca as superfícies da trinca paralelamente ao plano da trinca e perpendicularmente à frente de propagação. E no Modo III, a tensão de cisalhamento desloca as superfícies paralelamente ao plano da trinca e à frente de propagação (BROEK, 1986).

Figura 2.1 – Modos de carregamento de trinca.



Fonte: (POOK, 2009).

A MFEL relaciona o tamanho de uma trinca com a carga que um componente irá fraturar por fadiga, interligando duas atividades distintas: (1) uma análise matemática de tensões da estrutura carregada, e (2) medidas experimentais das propriedades de fratura do

material (KANNINEN; POPELAR, 1985). Em termos quantitativos, a fratura ocorrerá quando:

$$K(a, D, \sigma) = K_c(T, \dot{\sigma}, B) \quad (2.1)$$

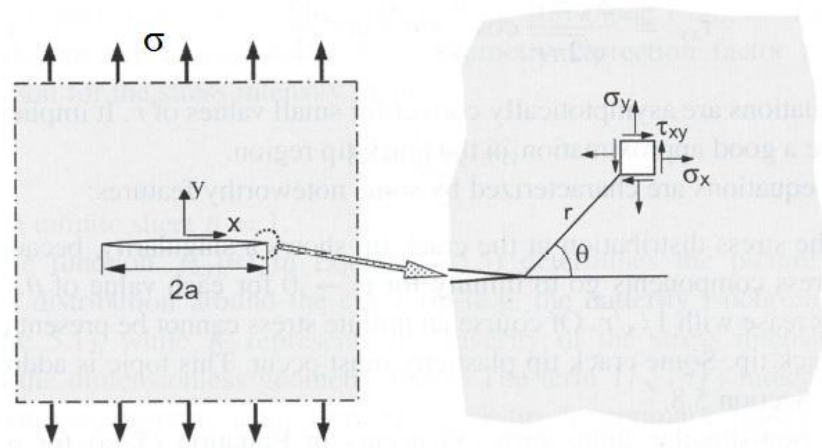
onde K é um parâmetro calculado que depende do tamanho da trinca, a , das dimensões do componente, D , e da tensão aplicada, σ . K não depende do material. Ao contrário, K_c é um parâmetro do material chamado de tenacidade à fratura que depende da temperatura na ponta da trinca, T , da taxa de carregamento, $\dot{\sigma} (\equiv d\sigma/dt)$, e da espessura da seção trincada, B . K_c é obtido experimentalmente e independe da geometria da estrutura e da trinca, da carga aplicada na estrutura e do tamanho da trinca.

Matematicamente, para um material elástico linear isotrópico submetido a tensões de tração, flexão ou ambas, em condições de carregamento no Modo I, o campo de tensões no plano à frente da ponta de uma trinca (Figura 2.2) é definido como (ANDERSON, 2005):

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) \quad (2.2)$$

onde σ_{ij} é um tensor de tensão definido nas coordenadas i e j ; $f_{ij}(\theta)$ é uma função do ângulo θ ; K_I é o fator de intensidade de tensão na ponta da trinca, a partir do qual se podem definir componentes de tensão, deformação e abertura da trinca como uma função das coordenadas r e θ (Figura 2.2).

Figura 2.2 – Trinca em um plano infinito.



Fonte: (SCHIJVE, 2010).

O campo de tensão na ponta da trinca será no mínimo biaxial e pode ser triaxial se a contração no sentido da espessura for limitada. Portanto, haverá no mínimo tensões normais σ_x e σ_y nas direções X e Y , respectivamente (BROEK, 1989). Como mostrado na Figura 2.2, em um plano infinito, as tensões em um elemento do material à frente da trinca podem ser descritas por:

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \quad (2.3)$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \quad (2.4)$$

$$\sigma_z = 0 \quad \text{tensão plana} \quad (2.5)$$

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) \quad \text{deformação plana} \quad (2.6)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \quad (2.7)$$

onde σ_x , σ_y e σ_z são tensões normais na direção X , Y e Z , respectivamente, e τ_{xy} é a tensão de cisalhamento no plano XY . Se a espessura do material é fina em comparação com as dimensões da trinca, então $\sigma_z = 0$, ou se diz existir uma condição de tensão plana. No outro extremo, para uma espessura grossa, $\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y)$, e o estado é referido como sendo de deformação plana. Nessa expressão, ν representa o coeficiente de Poisson.

O fator de intensidade de tensão, K_I , para uma placa infinita, é dado por (HOSFORD, 2005):

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \quad (2.8)$$

Considerando uma placa de tamanho finito, um fator de forma Y é incluído na equação de K_I (equação (2.9)). O fator de forma Y é uma função de a/W que varia conforme o tipo do corpo de prova (BROEK, 1986):

$$K_I = \sigma Y \sqrt{\pi a} \quad (2.9)$$

Na equação (2.9), nota-se que o valor de K_I depende de σ e a , para uma dada geometria de trinca e corpo de prova. Portanto, o valor de K_I aumenta com a tensão aplicada σ e/ou com

o tamanho da trinca a até atingir um valor em que ocorra a fratura do corpo de prova. Se considerar o mesmo material com outra geometria de trinca e corpo de prova, e se esse corpo de prova fraturar pelo aumento de σ e/ou a , obter-se-á o mesmo valor de K_I da situação anterior. Dessa maneira, fica caracterizada a existência de um valor crítico de K_I para um dado material, K_{Ic} , em que ocorre a fratura do mesmo, e que é uma propriedade intrínseca desse material (BASTIAN; CAMINHA JÚNIOR; MORAES, 1987). Portanto, mantidas as condições de temperatura e velocidade de carregamento, um dado material elástico fraturará quando submetido a um valor de $K_I = K_{Ic}$, independente da geometria da trinca e do corpo de prova.

O valor de K_{Ic} (equação (2.10)) representa a tenacidade à fratura do material em estado de deformação plana e é considerado uma constante do material (KANNINEN; POPELAR, 1985). É uma medida realista conservadora de tenacidade do material e é amplamente utilizada para os cálculos de engenharia.

$$K_{Ic} = \sigma Y \sqrt{\pi a} \quad (2.10)$$

Numerosos resultados experimentais de medidas de tenacidade à fratura mostraram que, para a maioria das ligas de engenharia, a deformação plana se desenvolve quando a espessura do material, B , atinge o seguinte valor (ANTOLOVICH; ANTOLOVICH, 1996):

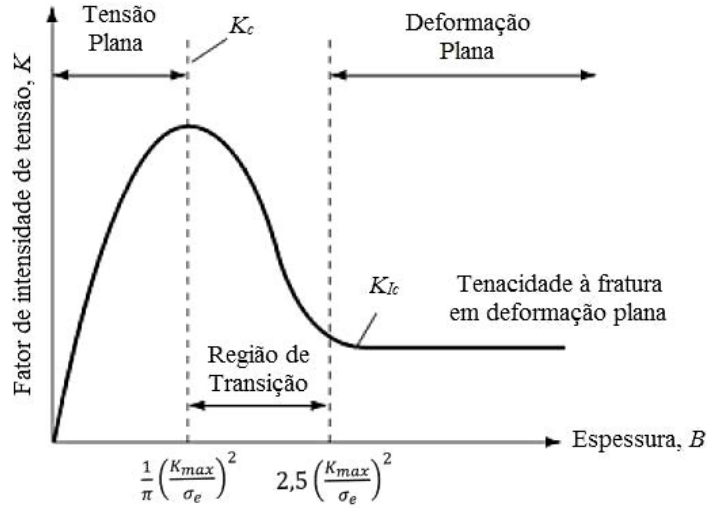
$$B \geq 2,5 \left(\frac{K_{max}}{\sigma_e} \right)^2 \quad (2.11)$$

onde K_{max} é o fator de intensidade de tensão máximo, e σ_e é tensão limite de escoamento do material.

Para espessuras relativamente finas, o valor da tenacidade à fratura varia com a espessura do material e depende dela (Figura 2.3), sendo chamado de tenacidade à fratura em estado de tensão plana, K_c (equação (2.12)).

$$K_c = \sigma Y \sqrt{\pi a} \quad (2.12)$$

Figura 2.3 – Efeito da espessura no estado de tensão e na tenacidade à fratura na ponta da trinca.



Fonte: (ANTOLOVICH; ANTOLLOVICH, 1996)

2.1.1 Zona plástica na ponta da trinca

A análise de tensão linear elástica de trincas afiadas prevê tensões infinitas na ponta da trinca (ANDERSON, 2005). Entretanto, os materiais reais não podem suportar tensões infinitas na ponta da trinca, pois se desenvolve uma região de plasticidade próxima à ponta da trinca sempre que as tensões aplicadas excedem a tensão limite de escoamento do material, ou seja, o material deforma-se plasticamente (JANSSEN; ZUIDEMA; WANHILL, 2006). Essa região de plasticidade, chamada de zona plástica, não deve ser excessivamente grande se a teoria da MFEL for aplicada (DOWLING, 1999).

De acordo com o critério de *von Mises*, o material escoá quando a tensão equivalente (equação (2.13)) atinge a tensão de escoamento.

$$\sigma_{mises} = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{\frac{1}{2}} \quad (2.13)$$

onde as principais tensões, σ_1 e σ_2 , podem ser calculadas através do círculo de *Mohr* (equação (2.14)) e $\sigma_3 = 0$ (tensão plana) ou $\sigma_3 = \nu(\sigma_1 + \sigma_2)$ (deformação plana).

$$\sigma_1, \sigma_2 = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \pm \left[\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \right)^2 + \tau_{xy}^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (2.14)$$

Irwin (1960) argumentou que a trinca se comporta como se fosse maior que seu tamanho físico, devido à ocorrência da plasticidade. A plasticidade na ponta da trinca faz com que os deslocamentos sejam maiores, e a rigidez, menor em relação ao caso elástico (BROEK, 1986). O tamanho da zona plástica para tensão plana pode ser estimado através da simplificação das equações (2.3) a (2.7) do campo de tensão elástica com $\sigma_z = 0$. Para $\theta = 0$, ou seja, no plano da trinca, temos:

$$\sigma_x = \sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \quad (2.15)$$

$$\sigma_z = \tau_{xy} = 0 \quad (2.16)$$

Todas as componentes de tensão de cisalhamento no plano $\theta = 0$ são iguais a zero e as principais tensões normais são σ_x , σ_y e σ_z . Nesse caso, a tensão de escoamento, σ_e , é igual às tensões σ_x e σ_y , e substituindo na equação (2.15), temos:

$$r_{o\sigma} = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_e} \right)^2 \quad (2.17)$$

O valor de $r_{o\sigma}$ é a distância à frente da ponta da trinca, onde o campo da tensão elástica é excedido (Figura 2.4). Devido ao escoamento dentro da zona plástica, as tensões são maiores que as tensões das equações (2.3) a (2.7) no campo de tensão elástica. O material, cuja tensão limite de escoamento é superada, oferece menos resistência que o esperado e maior deformação. Estima-se que essa deformação seja de $2r_{o\sigma}$ (DOWLING, 1999). Portanto, o tamanho da zona plástica, estimado para o estado de tensão plana é:

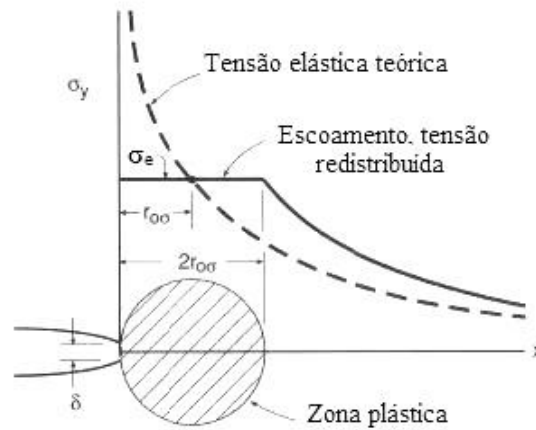
$$2r_{o\sigma} = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_e} \right)^2 \quad (2.18)$$

A zona plástica em estado de tensão plana e o campo de tensão próximo à ponta da trinca são mostrados na Figura 2.5(a).

A tensão de escoamento, para o estado de deformação plana, é maior que a tensão limite determinada a partir de ensaios uniaxiais, devido ao campo de tensão na ponta da trinca ser triaxial (Figura 2.5(b)) (BAPTISTA, 2000). Isso faz com que a zona plástica em estado de deformação plana seja aproximadamente três vezes menor que em estado de tensão plana (equação (2.19)) (IRWIN, 1960).

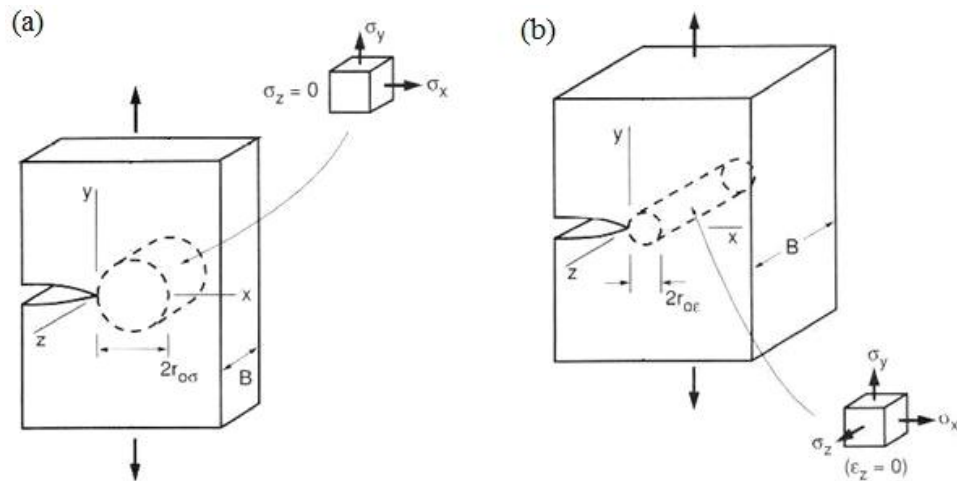
$$2r_{o\varepsilon} = \frac{1}{3\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_e} \right)^2 \quad (2.19)$$

Figura 2.4 – Tamanho da zona plástica para tensão plana, mostrando o efeito aproximado da redistribuição da tensão.



Fonte: (DOWLING, 1999).

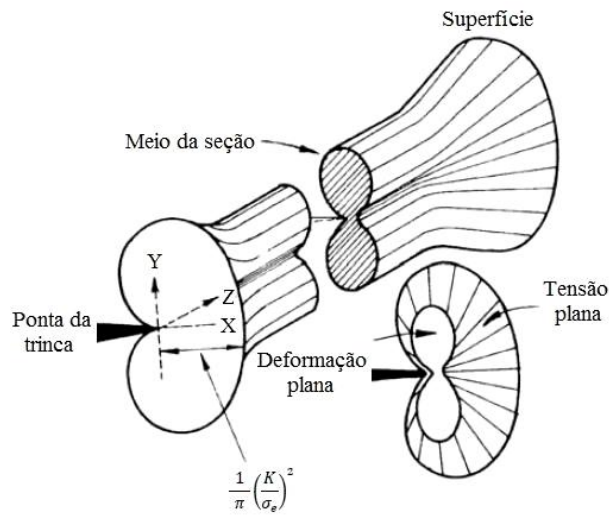
Figura 2.5 – Zona plástica e campo de tensão próximo à ponta da trinca para (a) tensão plana e (b) deformação plana.



Fonte: (DOWLING, 1999).

Na superfície, o corpo de prova está em estado de tensão plana, porque não há forças normais para serem transmitidas, $\sigma_z = 0$ (HOSFORD, 2005). Há uma transição gradual da tensão plana na superfície para a deformação plana no interior (KANNINEN; POPELAR, 1985). A Figura 2.6 ilustra a variação da zona plástica ao longo de toda a espessura.

Figura 2.6 – Representação da zona plástica na ponta da trinca para uma trinca ao longo da espessura em uma placa.



Fonte: (MEYERS, CHAWLA, 2009).

2.1.2 Zona plástica cíclica

Durante um carregamento cíclico, cada ciclo gera, na ponta da trinca de fadiga, além de uma zona plástica monotônica no carregamento, uma zona plástica cíclica (reversa) muito pequena no descarregamento (RICE, 1967). Isso significa que ocorre deformação plástica residual do material carregado monotonicamente (JANSSEN; ZUIDEMA; WANHILL, 2006).

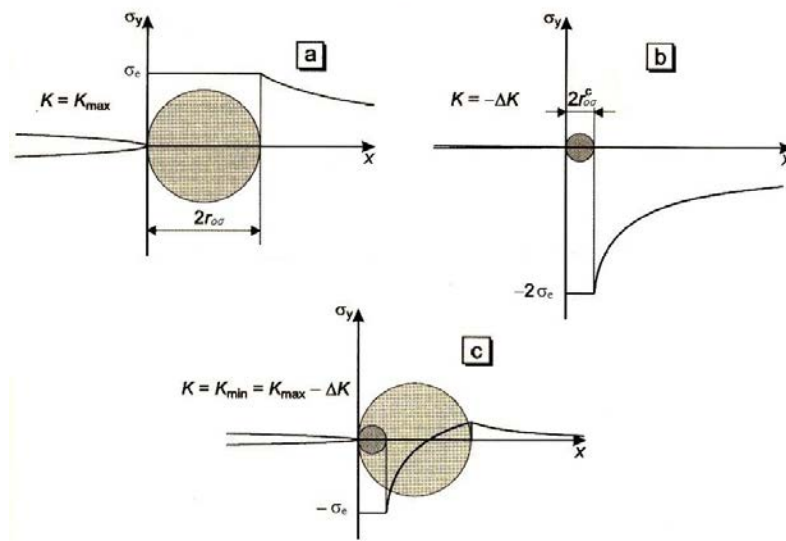
Os tamanhos relativos das zonas plásticas monotônica e cíclica podem ser explicados por um modelo de sobreposição (Figura 2.7). A Figura 2.7(a) representa a distribuição de σ_y devido ao carregamento de tração inicial. Uma vez terminado o carregamento, o processo de descarregamento introduz um campo de tensão compressiva na ponta da trinca. A distribuição de σ_y , devido ao descarregamento, pode ser representada pela Figura 2.7(b). A combinação das curvas das Figuras 2.7(a) e 2.7(b) gera a curva da Figura 2.7(c), que representa a resultante de σ_y à frente da ponta da trinca (LEE et al., 2005). O tamanho da zona plástica cíclica para o estado de tensão plana e deformação plana é estimado pelas equações (2.20) e (2.21), respectivamente.

$$2r_{o\sigma}^c = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K}{2\sigma_e} \right)^2 \quad (2.20)$$

$$2r_{o\varepsilon}^c = \frac{1}{3\pi} \left(\frac{\Delta K}{2\sigma_e} \right)^2 \quad (2.21)$$

Consequentemente, para $R = 0$, a razão entre as zonas plásticas monotônica e cíclica é quatro, porque $\Delta K = K_{max}$. Para R positivo, a razão é menor que quatro, e para R negativo, a razão é maior.

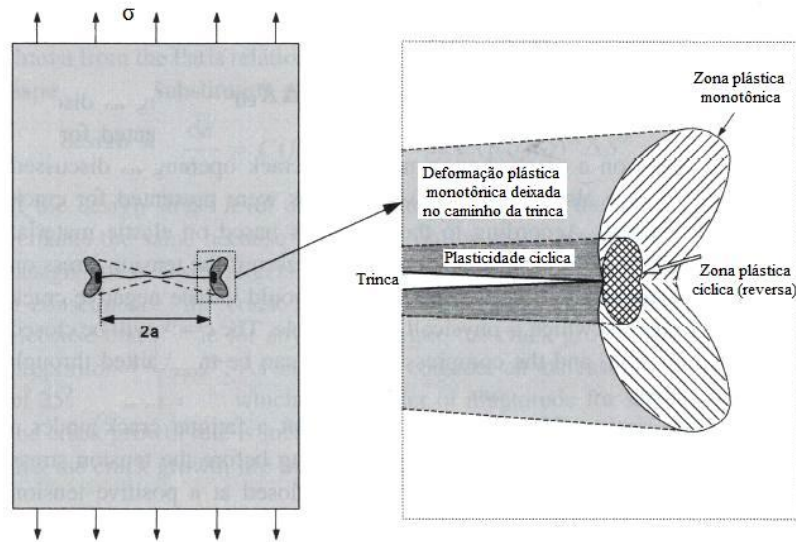
Figura 2.7 – Modelo de sobreposição para os tamanhos relativos das zonas plásticas monotônica e cíclica na ponta de uma trinca de fadiga.



Fonte: (JANSSEN; ZUIDEMA; WANHILL, 2006).

A plasticidade na ponta da trinca ocorre durante cada ciclo, e a trinca cresce em zonas plásticas de ciclos anteriores. Como resultado, o material que está localizado dentro da zona plástica sofre deformação plástica cíclica, que é deixada no caminho da trinca. Nesse caminho plástico, a maior parte do material é submetida à plasticidade monotônica durante o carregamento (Figura 2.8). Uma porção muito menor de material ao longo da lateral da trinca é submetida à plasticidade cíclica, durante o descarregamento (SCHIJVE, 2010). O material no caminho plástico é estendido plasticamente na direção de carregamento. Então, a zona plástica, formada durante o carregamento, permanece limitada, e tensões residuais compressivas aparecem durante o descarregamento (BATHIAS; PINEAU, 2010). Isso explica por que a trinca pode ser fechada durante o descarregamento enquanto o corpo de prova ainda está submetido à tensão de tração positiva, ou seja, antes de o corpo de prova ser totalmente descarregado. O fenômeno é conhecido na literatura como fechamento de trinca induzido por plasticidade (Seção 2.2.1), às vezes rotulado como o mecanismo de Elber (SCHIJVE, 2010).

Figura 2.8 – Zonas de deformação plástica na vizinhança de uma trinca de fadiga.



Fonte: (SCHIJVE, 2010).

2.2 PROPAGAÇÃO DE TRINCA POR FADIGA

A análise do comportamento da iniciação e propagação de uma trinca de fadiga pode ser feita através do conceito do fator de intensidade de tensão, K , da mecânica da fratura (equação (2.9)), que é uma combinação do tamanho da trinca, do carregamento aplicado e da geometria do componente (DOWLING, 1999).

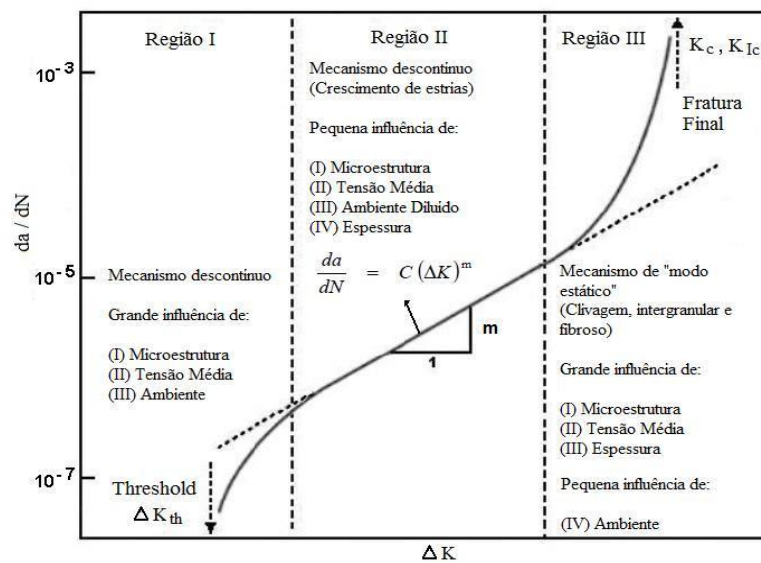
A taxa de propagação de trinca por fadiga, da/dN , como uma função da variação do fator de intensidade de tensão, $\Delta K = K_{max} - K_{min}$, é uma ferramenta importante que pode ser utilizada para prevenir e calcular o crescimento real, ou o potencial, de danos em componentes estruturais (TONOLI, 2009). A Figura 2.9 apresenta uma curva esquemática da taxa de propagação de trinca por fadiga, da/dN , versus a variação do fator de intensidade de tensão, ΔK . Como mostrado na Figura 2.9, a taxa de propagação de trinca por fadiga é dividida em três regiões distintas.

A região I é caracterizada por mecanismos descontínuos de crescimento da trinca e pela existência de um limiar de propagação ΔK_{th} (th , do inglês, *threshold*), abaixo do qual os carregamentos não causam dano à peça trincada, e a trinca não se propaga. Essa região é muito sensível à razão de carga, $R = K_{min} / K_{max}$, à microestrutura do material e ao meio ambiente (BRAZ, 1999; ARIAS, 2012).

A região II apresenta um crescimento estável da trinca de fadiga, e seu comportamento é normalmente caracterizado por uma relação linear entre $\log(da/dN)$ e $\log(\Delta K)$. A influência da microestrutura, da razão de carga, do meio ambiente e da espessura do material no crescimento da trinca, é pequena (MEYERS; CHAWLA, 2009).

A região III corresponde à fratura brusca final, quando a trinca de fadiga atinge o tamanho crítico para a propagação instável, ou seja, quando o valor do fator da intensidade de tensão máxima, K_{max} , se aproxima do valor do fator de intensidade tensão crítico para a fratura, K_c (estado de tensão plana) ou K_{Ic} (estado de deformação plana). Essa região sofre grande influência da microestrutura, da espessura do material e das condições de carregamento (TONOLI, 2009; SURESH, 1998).

Figura 2.9 – Curva esquemática da/dN versus ΔK .



Fonte: (BARROSO, 2004).

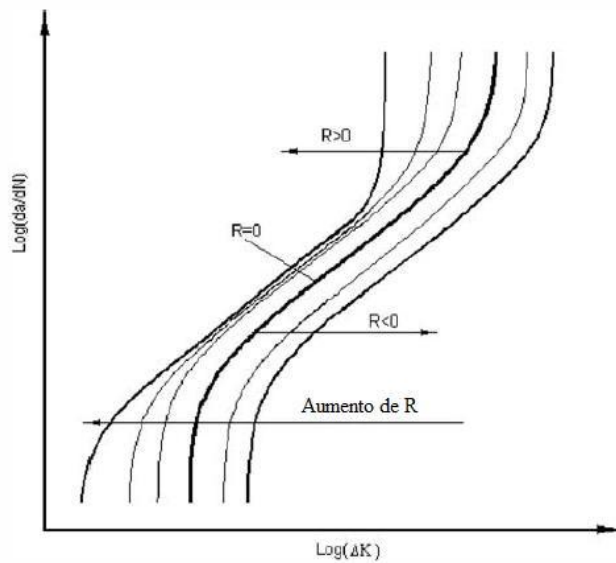
Diversos modelos têm sido propostos para descrever a relação linear na região II. O primeiro modelo, considerando a variação do fator de intensidade de tensão, ΔK , foi proposto por Paris e Erdogan (1963) pela equação (2.22).

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^m \quad (2.22)$$

onde C e m são parâmetros do modelo, sendo C e m os coeficientes linear e angular da reta, respectivamente.

De acordo com esse modelo, a taxa de propagação de trinca por fadiga depende somente de ΔK , ou seja, da/dN é insensível à razão de carga, R . Porém, como mostrado na Figura 2.10, a velocidade de crescimento da trinca aumenta com o aumento do valor de R para um mesmo valor de ΔK .

Figura 2.10 – Curvas da taxa de propagação de trinca por fadiga em diferentes valores de razões de carga, R .



Fonte: (HUANG; MOAN, 2007).

Elber (1970) introduziu o conceito de fechamento de trinca e utilizou a variação do fator de intensidade de tensão efetiva, ΔK_{eff} , no lugar da variação do fator de intensidade de tensão, ΔK , como força motriz para propagação da trinca de fadiga:

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K_{eff}^m \quad (2.23)$$

onde $\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op}$, com K_{max} , sendo o fator de intensidade de tensão máxima e K_{op} o fator de intensidade de tensão de abertura da trinca (Seção 2.2.1).

O trabalho de Vasudevan, Sadananda e Louat (1994) indicou que o fechamento de trinca pode existir, mas sua magnitude próxima ao limiar de propagação ΔK_{th} , é pequena ou insignificante. Walker (1970) propôs um modelo empírico, considerando o efeito da razão de carga, R , com $da/dN = C[(1 - R)^p \Delta K]^m$ (onde C , p e m são parâmetros do material). Forman, Kearney e Engle (1967) propuseram um modelo que abrange as regiões II e III (equação (2.24)), em que o efeito de R e da instabilidade da trinca, quando K_{max} se aproxima

de K_c ou K_{Ic} , é considerado. Observa-se, nesse modelo, que, quando K_{max} se aproxima de K_c ou K_{Ic} , a taxa de propagação de trinca por fadiga tende ao infinito.

$$\frac{da}{dN} = \frac{C\Delta K^n}{(1-R)K_c - \Delta K} = \frac{C\Delta K^{n-1}}{\frac{K_c}{K_{max}} - 1} \quad (2.24)$$

onde K_c ou K_{Ic} é o fator de intensidade de tensão crítico para o estado de tensão plana ou deformação plana, respectivamente. Um ponto importante é que as constantes C e n não têm os mesmos valores numéricos da equação (2.22).

Um modelo que descreve a taxa de propagação de trinca por fadiga para as três regiões foi publicado por Forman e Mettu (1992) (equação (2.25)).

$$\frac{da}{dN} = \frac{C\left(1 - \frac{K_{op}}{K_{max}}\right)^m \Delta K^m \left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K}\right)^p}{(1-R)^m \left(1 - \frac{\Delta K}{(1-R)K_c}\right)^q} \quad (2.25)$$

onde C , m , p e q são constantes empíricas. Quando $\Delta K \gg \Delta K_{th}$ e $K_{max} \ll K_c$, a equação (2.25) é reduzida para a equação (2.22). Portanto, os valores de C e m para as equações (2.22) e (2.25) são iguais.

Sadananda e Vasudevan (2003) mostraram que a taxa de propagação de trinca por fadiga requer dois parâmetros de carregamento, ΔK e ΔK_{max} , sem a influência de quaisquer fatores externos, inclusive o fechamento de trinca. Nesse modelo, os dois parâmetros limiares críticos ΔK_{th}^* e ΔK_{max}^* foram adotados. Para uma trinca se propagar, ΔK e ΔK_{max} devem exceder seus respectivos valores limites, ΔK_{th}^* e ΔK_{max}^* . Kujawski (2001) propôs um parâmetro para a força motriz da trinca de fadiga, $\bar{K}^* = (K_{max})^\alpha (\Delta K^+)^{1-\alpha}$, para correlacionar a taxa de propagação da trinca longa e curta, incorporando o efeito de R , em que ΔK^+ representa a parte positiva de ΔK , e α é um parâmetro que depende do material, temperatura e ambiente. Utilizando o parâmetro $\bar{K}^*$, Dinda e Kujawski (2004) fizeram uma comparação com dados experimentais para diferentes tipos de materiais e mostraram que o parâmetro $\bar{K}^*$ foi igual, ou melhor que o ΔK_{eff} para correlacionar o efeito de R na taxa de propagação de trinca. Noroozi, Glinka e Lambert (2005) propuseram um modelo de força motriz com dois parâmetros, baseado na análise de tensão-deformação elástico-plástica na ponta da trinca, mostrando que a taxa de propagação da trinca foi controlada por uma força motriz de dois parâmetros, $K_{max,tot}^p \Delta K_{tot}^{1-p}$, onde $K_{max,tot}$ é o fator de intensidade de tensão máxima resultante e ΔK_{tot} é a variação da intensidade de tensão contendo o efeito da tensão residual.

Baptista et al. (2012), considerando o valor da razão de carga, R , apresentam um modelo exponencial aprimorado da taxa de propagação de trinca por fadiga para a região II (equação (2.26)), que é linearizado pelo parâmetro Y , apresentado na equação (2.27).

$$\frac{da}{dN} = \exp(\alpha) \exp\left(\frac{\beta_0 + \beta_1 \log R}{\Delta K}\right) \quad (2.26)$$

$$Y = \ln \frac{da}{dN} \Delta K = \alpha \Delta K + \beta_0 + \beta_1 \log R \quad (2.27)$$

onde α , β_0 e β_1 são parâmetros de ajuste para serem determinados e formarem um único grupo de constantes, qualquer que seja o valor de R adotado, ou seja, eles são de fato constantes do material.

Huang e Moan (2007), Stoychev e Kujawski (2005), Ostash, Chepil e Vira (2011), Sun, Lei e Hong (2014), Zhan, Lu e Zhang (2014), entre outros autores, também têm mostrado seus modelos para a taxa de propagação de trinca por fadiga, da/dN , considerando o efeito da razão de carga, R .

2.2.1 Fechamento de trinca

O conceito do fenômeno de fechamento de trinca foi apresentado por Elber em 1970. Elber (1970) observou uma irregularidade na rigidez em corpos de prova da liga de alumínio 2024 - T3 submetidos à fadiga (Figura 2.11(a)). Para cargas elevadas, a rigidez está em conformidade com as equações apresentadas pela mecânica da fratura, mas para cargas baixas, a rigidez se aproxima à de um corpo de prova sem trinca. Essa mudança na rigidez se deve ao contato entre as superfícies da trinca (ou seja, fechamento da trinca) em cargas baixas, porém maiores que zero.

O fechamento de trinca diminui a taxa de crescimento da trinca por fadiga, pois reduz a variação da intensidade de tensão efetiva. Quando um corpo de prova é submetido a carregamentos cíclicos, K_{max} e K_{min} , as superfícies da trinca entram em contato no carregamento abaixo de K_{op} , intensidade de tensão em que a trinca começa a abrir (Figura 2.11(b)). Os valores abaixo de K_{op} não contribuem para o crescimento da trinca de fadiga, porque não ocorre deformação na ponta de uma trinca fechada (ELBER, 1970). Então, a variação da intensidade de tensão efetiva ficou definida como:

$$\Delta K_{eff} \equiv K_{max} - K_{op} \quad (2.28)$$

onde K_{max} é o fator de intensidade de tensão máximo, e K_{op} é o fator de intensidade de tensão de abertura da trinca.

A razão da intensidade de tensão efetiva pode ser calculada pela equação (2.29).

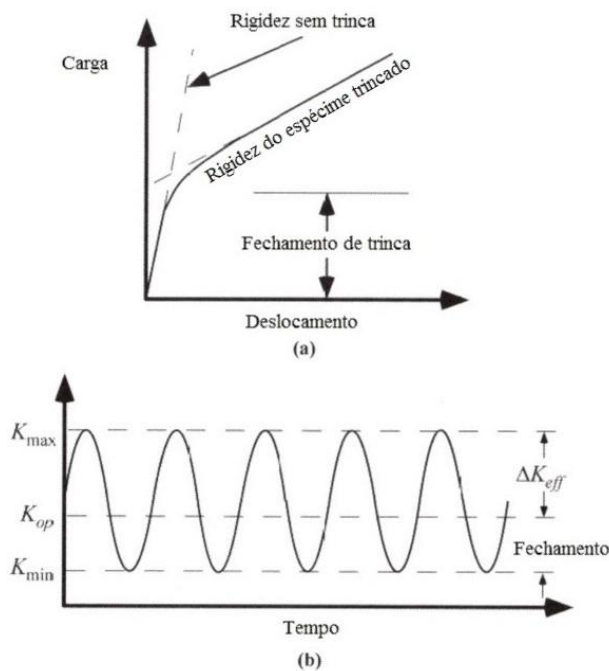
$$U \equiv \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} = \frac{K_{max} - K_{op}}{K_{max} - K_{min}} \quad (2.29)$$

Elber (1970) propôs uma modificação na equação (2.22) de Paris e Erdogan (1963):

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K_{eff}^m \quad (2.30)$$

onde C e m são os coeficientes linear e angular da reta, respectivamente. O valor numérico da constante C é diferente nas equações (2.22) e (2.30) se o fenômeno de fechamento de trinca ocorre na região II de propagação, de tal modo que $\Delta K_{eff} < \Delta K$.

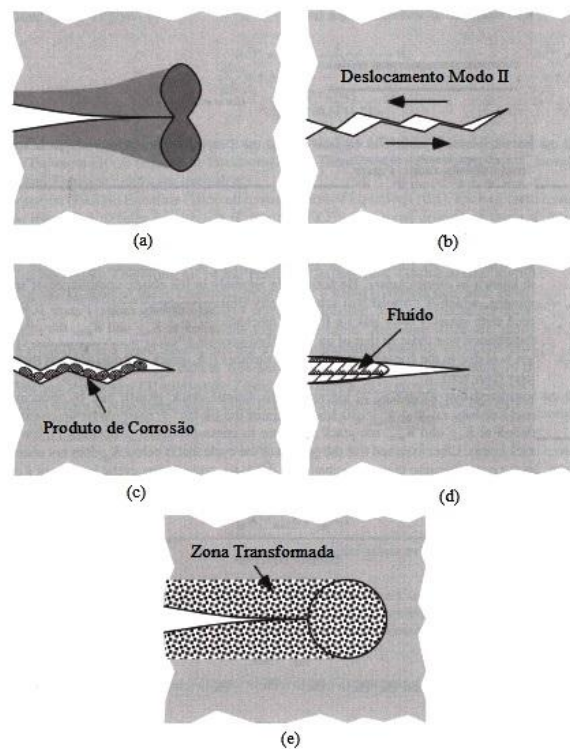
Figura 2.11 – Fechamento de trinca durante o crescimento da trinca de fadiga. (a) comportamento carga versus deslocamento, e (b) definição da variação da intensidade de tensão efetiva, ΔK_{eff} .



Fonte: (ANDERSON, 2005).

Elber (1970) argumentou também que uma zona de deformação residual é deixada no caminho de uma trinca de fadiga durante seu crescimento. Esse fenômeno é conhecido como fechamento induzido por plasticidade, e foi o primeiro mecanismo de fechamento a ser apresentado. Alguns resultados experimentais têm dado suporte ao fenômeno de fechamento induzido por plasticidade (MCEVILY; MINAKAWA, 1984; JAMES; KNOTT, 1985). Além disso, simulações numéricas também têm sido um importante complemento às abordagens analíticas e experimentais para o estudo de fechamento de trinca de fadiga (TORIBIO et al., 2011; DE MATOS; NOWELL, 2008; ANTUNES; RODRIGUES, 2008). A descoberta de Elber (1970) ajuda a explicar vários comportamentos importantes em torno do crescimento da trinca por fadiga, em ligas metálicas de alta resistência (WALKER; WANG; NEWMAN JÚNIOR, 2014). A Figura 2.12 mostra, além do fechamento induzido por plasticidade (Figura 2.12(a)), outros quatro tipos de mecanismos para o fechamento de trinca.

Figura 2.12 – Mecanismos de fechamento de trinca em metais: (a) fechamento induzido por plasticidade, (b) fechamento induzido por rugosidade, (c) fechamento induzido por óxido, (d) fechamento induzido por um fluido viscoso e (e) fechamento induzido por transformação de fase.



Fonte: (ANDERSON, 2005; SURESH; RITCHIE, 1984).

O fechamento induzido por rugosidade ocorre quando irregularidades microscópicas nas superfícies da trinca interferem uma na outra, provocando incompatibilidade entre as superfícies superior e inferior da trinca, que por sua vez, combinam o contato entre essas superfícies da trinca com uma carga positiva (Figura 2.12(b)) (SURESH; RITCHIE, 1982; GRAY; WILLIAMS; THOMPSON, 1983). O fechamento induzido por óxido ocorre quando produtos de corrosão (usualmente óxidos) se formam na superfície da trinca provocando um efeito de cunha e, conseqüentemente, o fechamento da trinca (Figura 2.12(c)) (RITCHIE; SURESH, 1982). O fechamento induzido por fluido ocorre em um ambiente com fluido viscoso, onde este pode escoar livremente para dentro e para fora da trinca à medida que ocorre sua abertura ou fechamento durante um ciclo de fadiga, provocando o fechamento da trinca (Figura 2.12(d)) (YI; COX; DAUSKARDT, 1999). O fechamento induzido por transformação ocorre quando a tensão ou deformação induz transformação de fase no material na vizinhança da ponta da trinca, provocando um aumento líquido no volume do material transformado (Figura 2.12(e)) (MEI; MORRIS JÚNIOR, 1991).

2.3 PROCESSO DE *SHOT PEENING* (SP)

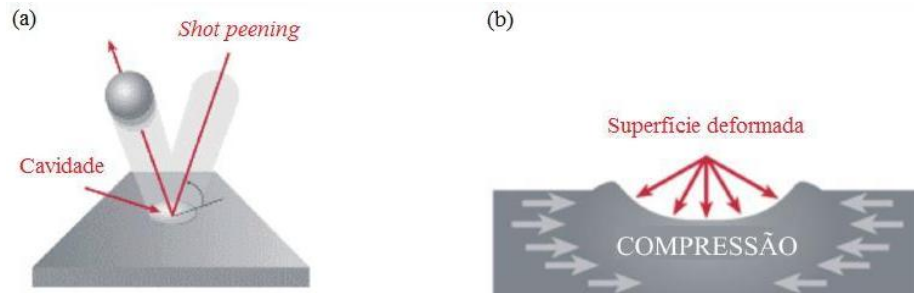
O *shot peening* é um processo de trabalho a frio, em que tensões compressivas são induzidas nas camadas superficiais de peças metálicas expostas ao impacto de um fluxo de microesferas de aço, cerâmica ou vidro, em alta velocidade, sob condições controladas (PANDEY; DESHMUKH, 2001).

Durante o processo, cada parte da microesfera que colide com a superfície do material funciona como um pequeno martelo, gerando na superfície uma pequena cavidade ou deformação arredondada (Figura 2.13(a)) (DE LOS RIOS et al., 1995). Para ocorrer essa cavidade, a superfície do material deve se deformar plasticamente. Abaixo dessa superfície, o material, que se deforma apenas elasticamente, tenta restaurar a sua forma original, produzindo, abaixo da cavidade, um hemisfério de material trabalhado a frio com tensões elevadas em compressão (Figura 2.13(b)) (DE LOS RIOS et al., 1995; TORRES, 2002).

A sobreposição dessas cavidades desenvolve uma camada uniforme de metal sob tensão de compressão residual (KOBAYASHI; MATSUI; MURAKAMI, 1998). As tensões residuais compressivas, em camadas superficiais e subsuperficiais de componentes, podem aumentar significativamente a resistência à fadiga do componente (HONG; OOI; SHAW, 2008). Dessa maneira, o *shot peening* é amplamente utilizado em numerosas aplicações de

engenharia como um método eficaz para melhorar as propriedades de fadiga de componentes e estruturas (CAMARGO, 2007; GAO; WU, 2011).

Figura 2.13 – Efeitos do *shot peening* na superfície metálica.

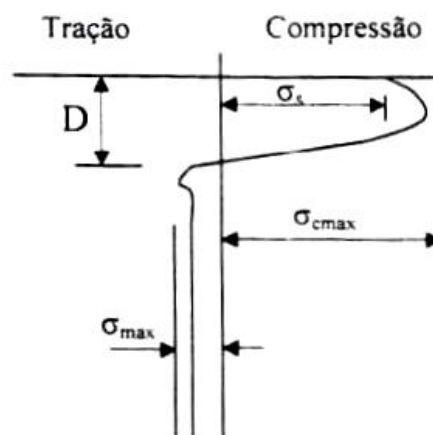


Fonte: (TONOLI, 2009).

Os impactos repetitivos das microesferas produzem uma distribuição de tensões que varia com a profundidade da peça (BHUVARAGHAN; SRINIVASAN; MAFFEO, 2010). O perfil típico da variação de tensão residual ao longo da profundidade é mostrado na Figura 2.14, que tem quatro características principais:

- σ_s = tensão superficial;
- σ_{cmax} = tensão máxima de compressão; normalmente se encontra ligeiramente abaixo da superfície (frequentemente 25% da espessura da profundidade do campo compressivo);
- D = profundidade na qual a tensão residual de compressão torna-se de tração;
- σ_{max} = tensão máxima de tração.

Figura 2.14 – Perfil das tensões geradas pelo processo de *shot peening*.

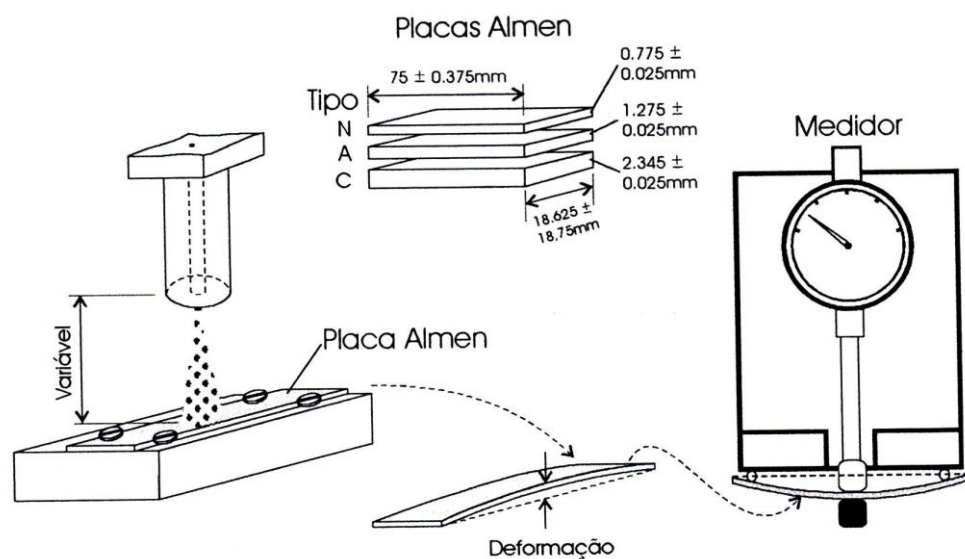


Fonte: (CARVALHO, 2004).

A calibração da energia de impacto ou intensidade do processo de *shot peening* é essencial para o *shot peening* controlado. A energia do fluxo de bombardeamento é uma função do tamanho médio da microesfera, do material, da dureza, da velocidade e do ângulo de impacto. A fim de especificar, medir e calibrar a energia de impacto de bombardeamento, foi desenvolvido um método utilizando corpos de prova de aço mola SAE 1070 que foram chamados de placas *Almen* (CHAMPAIGNE, 1992). Nesse método, uma placa *Almen* sem *shot peening* é presa em um bloco de aço e exposta ao processo de *shot peening* por um período de tempo. Após a remoção do bloco, a tensão compressiva residual e a deformação plástica, produzidas pelo impacto do bombardeamento, causarão uma curvatura convexa na superfície com *shot peening* na placa *Almen*. A altura da curvatura, quando medida em um medidor de *Almen* padrão, é denominada altura do arco. A Figura 2.15 ilustra o conceito do sistema de *Almen*. Uma placa *Almen* não deve ser reutilizada após o processo de *shot peening*.

Existem, atualmente em uso, três padrões de placas *Almen*, placa *A* com 0,050" (1,275 mm) de espessura, placa *C* com 0,092" (2,345 mm) de espessura e placa *N* com 0,031" (0,775 mm) de espessura. A relação aproximada entre as placas *A*, *N* e *C* é $3N = A = 0,3C$. A variação usual de curvatura nas placas *Almen* é de 0,004" (0,10 mm) a 0,024" (0,61 mm). As designações das intensidades de *shot peening* devem incluir a altura do arco e o tipo de placa *Almen* utilizada. Por exemplo: a designação adequada para uma altura do arco de 0,012" (0,30 mm), usando a placa *A* é 0,012 A (0,30 A) ou 12 A.

Figura 2.15 – Esquema do sistema placa *Almen*.



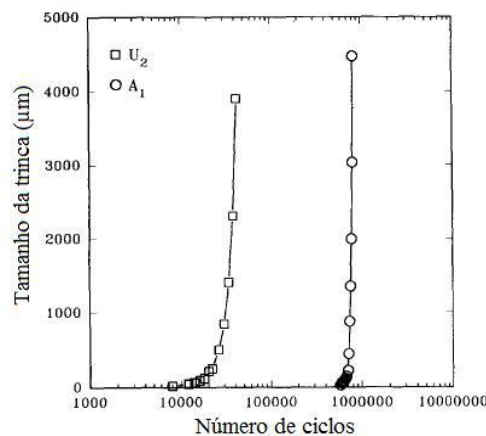
Fonte: (TORRES, 2002).

2.4 INFLUÊNCIA DO PROCESSO DE *SHOT PEENING* NA INICIAÇÃO E PROPAGAÇÃO DA TRINCA POR FADIGA

Poucos autores têm analisado a influência do processo de *shot peening* na taxa de propagação de uma trinca de fadiga existente. A maioria dos trabalhos de análises dos efeitos do processo de *shot peening* na vida em fadiga de um material foi realizada com o processo sendo aplicado em corpos de prova sem a presença de trincas. Nessa seção serão mostrados alguns trabalhos, que relacionam o processo de *shot peening* com a iniciação e, principalmente, com a propagação de trincas por fadiga, para as situações em que o processo foi aplicado em corpos de prova sem e com trinca.

De los Rios et al. (1995), estudando um aço inoxidável A316, mostram os efeitos do processo de *shot peening* com intensidades de 12,2 N, 6,3 A e 17,1 A na vida em fadiga. Os corpos de prova com espessura de 3 mm foram ensaiados em flexão pura e $R \cong 0,8$. A Figura 2.16 mostra o crescimento da trinca para um corpo de prova sem e com *shot peening* na intensidade de 12,2 N. Pode-se observar um retardo para a iniciação da trinca no corpo de prova com *shot peening* em relação ao corpo de prova sem *shot peening*, mas pouca influência do processo na propagação da trinca por fadiga.

Figura 2.16 – Comparação da taxa de crescimento da trinca dos corpos de prova (U_2) sem e (A_1) com *shot peening*, nas mesmas tensões de carregamento.

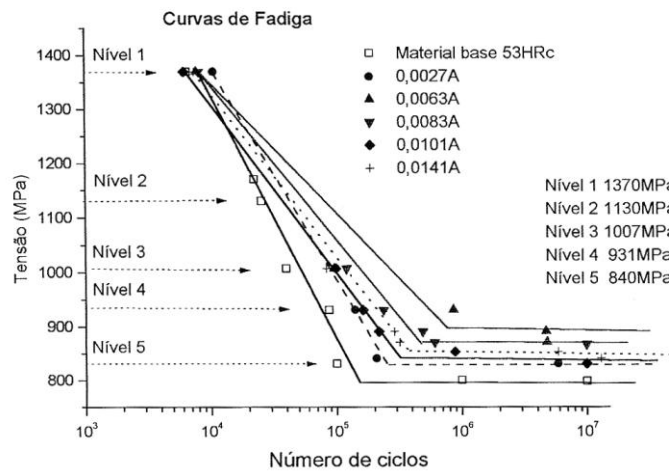


Fonte: (DE LOS RIOS, 1995).

Torres (2002) avaliou a vida em fadiga do aço ABNT 4340 em função da intensidade do processo de *shot peening* em flexão rotativa. Pode-se observar na Figura 2.17, um ganho na vida em fadiga nos corpos de prova com *shot peening* em relação ao material base. Porém,

esse ganho ocorreu para médio e altos ciclos (abaixo do nível 2), onde a influência da iniciação da trinca é mais significativa. Para baixo ciclo ou alta tensão (nível 1), onde a propagação da trinca prevalece, não ocorreu influência do processo de *shot peening*, mostrando novamente que o processo é mais eficiente para a iniciação do que para a propagação da trinca.

Figura 2.17 – Comparação de curvas S-N entre o material base e condições com *shot peening*.



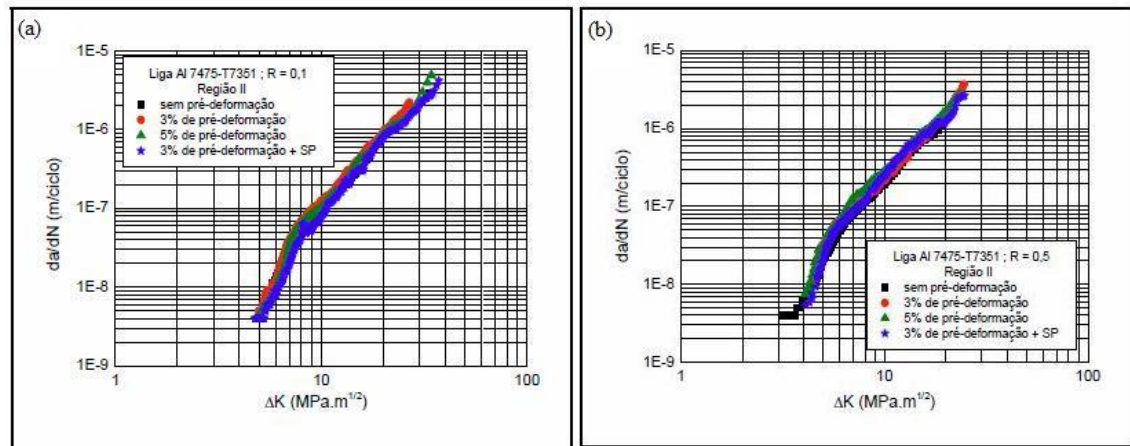
Fonte: (TORRES, 2002).

Barroso (2004) mostra, nas Figuras 2.18 e 2.19, o efeito do processo de *shot peening* na propagação de trincas por fadiga, em ensaios de tração-tração em corpos de prova do tipo CT, para a liga de alumínio 7475 - T7351 e espessura de 5 mm. Para a realização dos ensaios foram consideradas quatro condições (sem pré-deformação, 3% de pré-deformação, 3% de pré-deformação + *shot peening* e 5% de pré-deformação) e dois valores de razão de carga (0,1 e 0,5). A intensidade de *shot peening* utilizada foi entre 6 e 10 A. A pré-deformação de 5% e 3% foram realizadas em tração. Os efeitos da pré-deformação e do processo de *shot peening* para a região de propagação linear podem ser observados nos resultados apresentados na Figura 2.18, para valores de R iguais a 0,1 e 0,5. Observa-se que, para essa região, não foram encontradas diferenças significativas no comportamento da propagação de trinca por fadiga da liga Al 7475 - T7351, entre todas as condições, para ambos os valores de R .

A Figura 2.19 mostra os efeitos da pré-deformação e do processo de *shot peening* na região do limiar ΔK_{th} para valores de R iguais a 0,1 e 0,5. Observa-se um efeito de retardo na taxa de propagação para o corpo de prova com *shot peening*, evidenciado pela curva mais deslocada para a direita, em relação às demais para ambos os valores de R . No caso da pré-

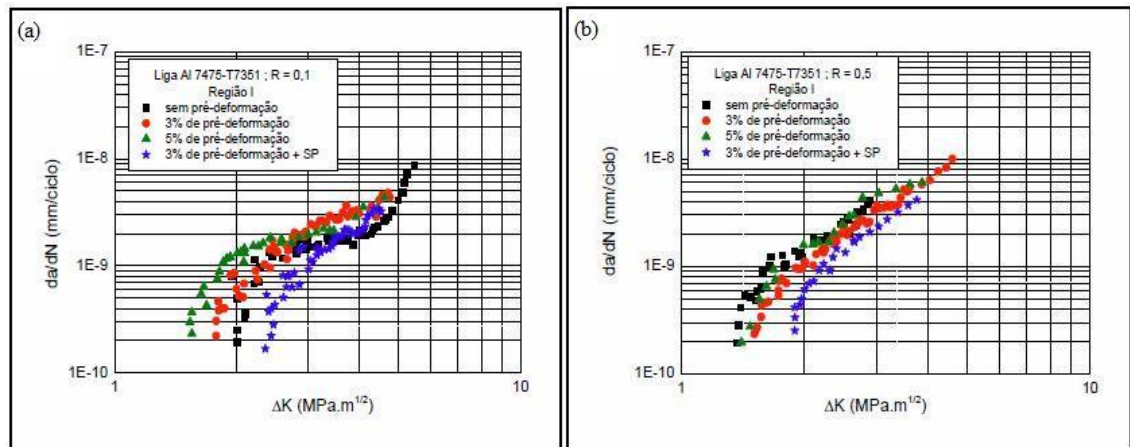
deformação, as tensões residuais de tração induzidas pelo estiramento promoveram um prejuízo na vida em fadiga do material, o que pode ser observado pela posição relativa das curvas de pré-deformação de 3% e 5% e das de 0% e 3% com *shot peening*.

Figura 2.18 – Efeito da pré-deformação na propagação de trinca por fadiga da liga Al 7475 - T7351, na Região II, para (a) $R = 0,1$ e (b) $R = 0,5$.



Fonte: (BARROSO, 2004).

Figura 2.19 – Efeito da pré-deformação na propagação de trinca por fadiga da liga Al 7475 - T7351, na Região I, para (a) $R = 0,1$ e (b) $R = 0,5$.



Fonte: (BARROSO, 2004).

Oshida e Daly (1990) realizaram ensaios de fadiga em uma liga de alumínio 7050 - T7651 com espessura de 3,175 mm. Os ensaios foram conduzidos em modo de flexão, $R = -1$ e frequência de 30 Hz. Foram utilizados três níveis de tensões máximas, 30 ksi, 40 ksi e 50 ksi, que representam 43%, 57% e 71% da tensão de escoamento, respectivamente. Os ensaios

foram interrompidos em quantidade de ciclos pré-determinados (25%, 50%, 75%, 90% e 95% do número de ciclos para a fratura do material base) e, em seguida, foram tratados por *shot peening* na intensidade de 5 A. Após o processo de *shot peening*, os corpos de prova foram submetidos à fadiga nas mesmas condições anteriores até a fratura. Segundo Oshida e Daly (1990), se os componentes são trincados por fadiga, com número de ciclos inferior a 50% da vida em fadiga, o processo de *shot peening* pode prolongar a vida em fadiga, enquanto que, para componentes com cerca da metade (ou mais) da vida em fadiga consumida, a aplicação do processo de *shot peening* parece não ter um efeito notável.

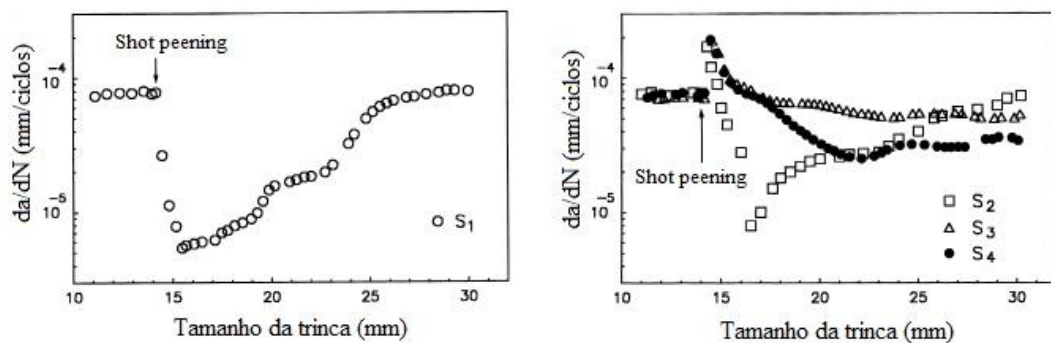
Zhu e Shaw (1995) investigaram o efeito de quatro diferentes intensidades de *shot peening* (5 A, 15 A, 25 A e 32 A) na taxa de propagação de trinca por fadiga para a liga de alumínio 7075 - T6. Os corpos de prova, do tipo CT e espessura de 12,7 mm, foram inicialmente trincados por fadiga, com amplitude constante e $R = 0,05$, até um valor de $a/W = 0,3$. Os corpos de prova foram então submetidos ao processo de *shot peening* em ambos os lados e, em seguida, os ensaios de fadiga foram reiniciados nas mesmas condições. Zhu e Shaw (1995) mostram que a taxa de propagação de trinca dos corpos de prova com *shot peening*, nas intensidades de 5 A e 15 A, diminuiu na região de dispersão dos resultados do material base, mostrando um pequeno efeito do processo de *shot peening*. Para as condições com intensidades de *shot peening* mais severas (25 A e 32 A), a taxa de crescimento da trinca é consideravelmente mais lenta quando comparada ao material base, particularmente, nas regiões I e II de propagação de trinca.

Zhu e Shaw (1995) também investigaram a influência de três regiões diferentes de aplicação do processo de *shot peening*, em uma trinca de fadiga existente (a/W entre 0,40 e 0,48), no comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga. As regiões de aplicação do *shot peening* analisadas foram à frente da ponta da trinca, atrás da ponta da trinca e em todo o caminho de crescimento da trinca. A intensidade de *shot peening* utilizada foi de 25 A, em ambos os lados, nos corpos de prova do tipo CT. Segundo Zhu e Shaw (1995) ocorre um pequeno efeito de retardo na taxa de propagação quando o *shot peening* é aplicado à frente da ponta da trinca; um efeito moderado de retardo quando o *shot peening* é aplicado atrás da ponta da trinca e um maior efeito de retardo quando o *shot peening* é aplicado em todo o caminho de crescimento da trinca (Figura 1.2).

Song e Wen (1999) analisaram o comportamento da taxa de propagação após a aplicação do processo de *shot peening* em um trinca existente para quatro diferentes regiões. Os corpos de prova do tipo CT, de aço inoxidável AISI 304 com espessura de 4,2 mm, foram trincados por fadiga ($\Delta K = 25 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ e $R = 0,2$) até um tamanho de trinca de

aproximadamente 14,16 mm e, em seguida, foram tratados com *shot peening* na intensidade de 12 C em ambos os lados. Após o tratamento por *shot peening*, os ensaios foram reiniciados nas mesmas condições. As regiões de aplicação do processo de *shot peening* analisadas foram atrás da ponta da trinca, em volta da ponta da trinca, à frente da ponta da trinca e em todo o caminho de crescimento da trinca. As quatro regiões de aplicação do processo de *shot peening* analisadas provocaram efeito de retardo na taxa de propagação de trinca por fadiga, porém, o maior efeito de retardo ocorreu quando se aplicou o processo de *shot peening* atrás da ponta da trinca (Figura 2.20).

Figura 2.20 – Comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga de corpos de provas com *shot peening* atrás da ponta da trinca (S_1), em volta da ponta da trinca (S_2), à frente da ponta da trinca (S_3) e em todo o caminho de crescimento da trinca (S_4).



Fonte: (SONG; WEN, 1999).

De los Rios, Trooll e Levers (1999) ensaiaram quatro corpos de prova, de liga de alumínio 2024 - T351 com espessura de 4,6 mm, nas mesmas condições ($\sigma_{max} = 270 \text{ MPa}$, $R = 0,1$ e 10 Hz) durante períodos de tempos diferentes, gerando quatro tamanhos de trincas diferentes (0,122 mm, 0,455 mm, 1,099 mm e 2,244 mm). Após gerar essas trincas iniciais, os corpos de prova foram tratados por *shot peening* com intensidade de 11 A e reensaiados até a fratura ou 7 milhões de ciclos. Os resultados mostraram pouco benefício em termos de extensão da vida pelo processo de *shot peening*, em componentes com trincas maiores que a profundidade afetada pelo processo. Segundo de los Rios, Trooll e Levers (1999), o processo de *shot peening* pode ser utilizado para reparar trincas de fadiga, se o comprimento da trinca estiver dentro da profundidade afetada pelo processo. Para corpos de prova com trincas iniciais longas (0,455 mm, 1,099 mm e 2,244 mm), o *shot peening* não teve efeito de reparo, e os resultados da vida de fadiga coincidiram com os corpos de prova sem *shot peening*. Para trincas curtas (0,122 mm), o *shot peening* reparou totalmente a trinca por fadiga e os

resultados da vida de fadiga coincidiram com os corpos de prova com *shot peening* sem trinca inicial.

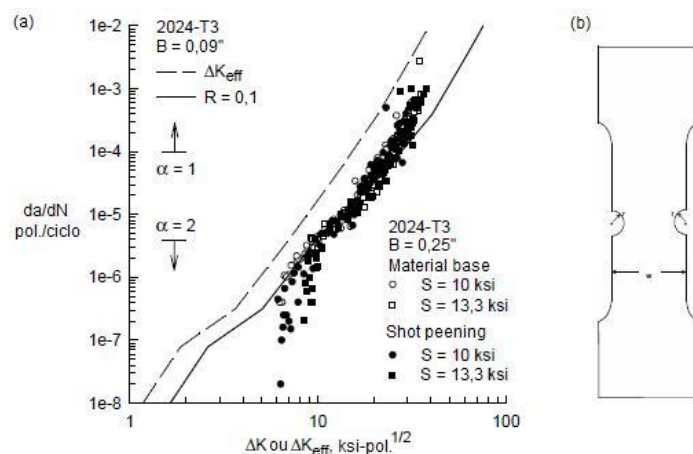
De los Rios, Trull e Levers (2000) ensaiaram quatro corpos de prova, de liga de alumínio 7150 - T651 com espessura de 4,6 mm, da seguinte maneira: tensão máxima de 420 MPa, $R = 0,1$ e frequência de 20 Hz. Os ensaios foram interrompidos após aparecerem trincas na superfície, com tamanhos entre 0,270 e 1,5 mm. Os corpos de prova foram então tratados por *shot peening* (intensidade 15 A), e os ensaios foram reiniciados. Segundo de los Rios, Trull e Levers (2000), o processo de *shot peening* não aumentou a vida em fadiga dos corpos de prova com *shot peening* quando comparado com o material base, devido ao fato de a intensidade de *shot peening* utilizada ser muito severa para a liga de alumínio 7150 - T651.

Everett Júnior et al. (2001) realizaram ensaios de propagação de trinca de fadiga, em uma liga de alumínio 2024 - T3 com espessura de 6,35 mm, para avaliar os efeitos do processo de *shot peening* sobre o crescimento da trinca. Os corpos de provas, com furos semicirculares em ambos os lados (Figura 2.21(b)), foram submetidos a tensões cíclicas, com amplitude constante, carregamentos máximos de 10 ksi e 13,3 ksi e $R = 0,1$, para produzir uma trinca de fadiga de aproximadamente 1,27 mm de comprimento e, em seguida, foram tratados por *shot peening* com intensidade entre 10 e 12 A. A Figura 2.21(a) mostra o comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga dos corpos de prova sem e com *shot peening*. Pode-se observar que, após o processo de *shot peening*, ocorreu retardo nas taxas de propagação de trinca quando o tamanho das trincas era pequeno ($\Delta K < 10 \text{ ksi}\sqrt{\text{in}}$), apresentando um aumento na vida em fadiga, de duas a quatro vezes maiores do que os resultados da média dos corpos de prova sem *shot peening*. Quando as trincas cresceram até um comprimento de aproximadamente 2,54 mm, as taxas de propagação foram praticamente as mesmas para os corpos de prova com e sem *shot peening*.

Černý (2011) e Černý, Sís e Mikulová (2014) estudaram o efeito do processo de *shot peening* aplicado em uma trinca existente, para uma liga de alumínio V-95 (um tipo da liga de alumínio 7075), com espessura de 2,4 mm. Trincas de fadiga de diferentes tamanhos entre 0,35 mm e 3,6 mm foram preparadas em dezessete corpos de prova, sendo que o tamanho da maioria das trincas era entre 0,87 mm e 1,49 mm (nove corpos de prova). A amplitude da tensão nominal era constante, de 160 MPa e $R = 0$, e igual para todos os corpos de prova. Entalhes microscópicos artificiais, com dimensões inferiores a 0,05 mm, foram feitos nas bordas dos corpos de prova para acelerar o período de iniciação de trincas microscópicas. Após a pré-trinca, os corpos de prova foram divididos em dois grupos, cada um deles contendo tamanhos de trincas semelhantes, de modo que os grupos pudessem ser comparados

uns com os outros. Os parâmetros do processo de *shot peening* utilizados foram: tamanhos das microesferas (Balottini) de 0,43 a 0,7 mm e 0,21 a 0,32 mm para o primeiro e segundo grupo, respectivamente, e intensidade *Almen* $A = 0,25$ e $A = 0,14$ para o primeiro e segundo grupo, respectivamente. O ângulo de impacto do *shot peening* foi de 60° , e a cobertura de 200% para ambos os grupos. Ambas as bordas da área central dos corpos de prova foram tratadas por *shot peening*, em ambos os lados, com distância de 4 a 5 mm da borda. Černý (2011) e Černý, Sís e Mikulová (2014) argumentaram que o efeito de retardo provocado pelo processo de *shot peening* foi mais significativo para trincas menores que 2 mm e que algumas pequenas diferenças entre os dois grupos de parâmetros de *shot peening* foram encontradas, sendo o primeiro grupo mais eficiente (Figura 2.22).

Figura 2.21 – (a) comportamento da taxa de propagação para corpos de prova sem e com *shot peening*, (b) tipo de corpo de prova utilizado.

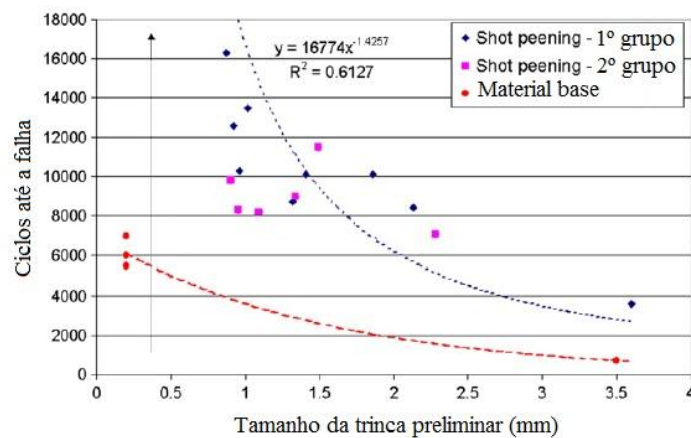


Fonte: (EVERETT JÚNIOR et al., 2001)

Dörr e Wagner (1996) avaliaram a vida em fadiga da liga de alumínio 2024 - T3 aplicando diferentes intensidades de *shot peening*, em corpos de prova com pré-trincas semi-elípticas. Os corpos de prova com diâmetro de 4 mm foram pré-trincados com amplitude constante de 200 MPa e $R = -1$. Os ensaios foram reiniciados, com amplitude constante de 275 MPa, após a aplicação do processo de *shot peening* nas intensidades de 0,20 mmA, 0,28 mmA e 0,36 mmA. Segundo Dörr e Wagner (1996), para trincas curtas, a melhora da vida em fadiga de corpos de prova com *shot peening* é independente da intensidade, porém, para corpos de prova com trincas profundas, a melhora da vida em fadiga depende claramente do aumento da intensidade do *shot peening*. Esses resultados estão apresentados na Figura 2.23. A vida em fadiga do ensaio de referência é semelhante à dos corpos de prova com *shot*

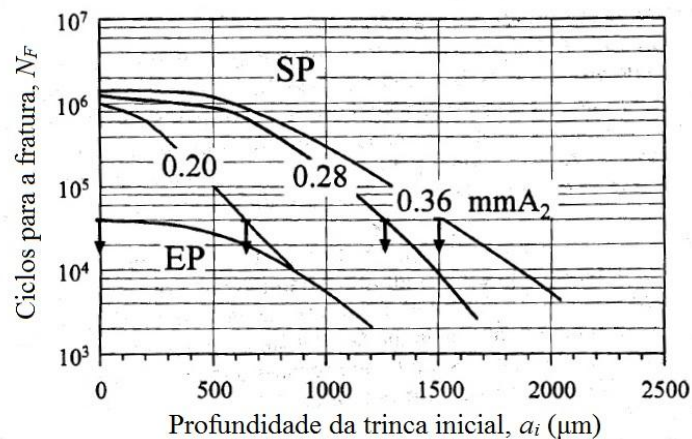
peening nas intensidades de 0,20 mmA, 0,28 mmA e 0,36 mmA somente nas profundidades de trincas iniciais de 600, 1.250 e 1.500 μm , respectivamente. Dörr e Wagner (1996) destacam que o processo de *shot peening* melhora a vida de fadiga, mesmo que parte da ponta da trinca no interior do corpo de prova não esteja dentro do campo de tensão residual compressiva induzido pelo *shot peening*. Por exemplo, trincas com profundidades até 1.500 μm ainda têm redução na taxa de crescimento, após o processo de *shot peening* com uma intensidade de 0,36 mmA, embora o campo de tensões residuais de compressão se estenda a uma profundidade inferior a 1.000 μm .

Figura 2.22 – Levantamento da vida em fadiga residual dos corpos de prova pré-trincados após *shot peening*, em comparação com corpos de prova não tratados.



Fonte: (ČERNÝ, 2011; ČERNÝ, SÍS E MIKULOVÁ, 2014)

Figura 2.23 – Comparação da vida em fadiga da referência com várias condições de *shot peening* (as setas indicam os tamanhos da trinca na vida de $N_F = 4 \times 10^4$).



Fonte: (DÖRR; WAGNER, 1996).

3 MATERIAL E MÉTODOS

3.1 MATERIAL

O material utilizado neste trabalho foi a liga de alumínio *alclad* 2024 - T3, na forma de placa laminada, com espessuras de 1,27 e 6,35 mm, fornecida pelo Instituto de Aeronáutica e Espaço (IAE).

Alclad: é um revestimento realizado em ligas de alumínio para melhorar a resistência à corrosão. As chapas de alumínio são revestidas, em ambas as superfícies, com alumínio puro (99,99%), promovendo uma diminuição de cerca de 10% da resistência à tração. O revestimento compreende até 10% da seção transversal (SNODGRASS; MORAN, 2003).

T3: tratado termicamente por solubilização, trabalhado a frio e envelhecido naturalmente até uma condição substancialmente estável (CAYLESS, 1990).

3.2 MÉTODOS

3.2.1 Análise de composição química

A análise de composição química foi realizada no Laboratório Químico de Caracterização de Materiais (LQCM) da Divisão de Materiais (AMR) do IAE.

3.2.2 Ensaio de dureza

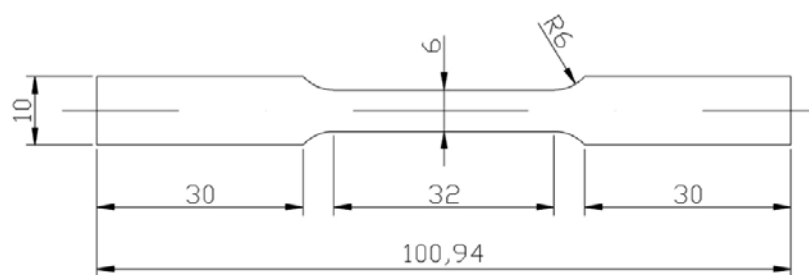
Os ensaios de dureza *Vickers* foram realizados no Laboratório de Ensaios Mecânicos do Departamento de Materiais e Tecnologia (DMT) da Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá (FEG/UNESP), em um equipamento *WOLPERT*, Tipo: *Dia Testor 2Rc*, conforme a norma *American Society for Testing and Materials* (ASTM) E384 (2012). Foram realizadas dez medidas para cada espessura utilizada neste trabalho, com carga de 1 kgf.

3.2.3 Ensaio de tração

Os ensaios de tração foram realizados conforme a norma ASTM E8/E8M (2013), no Laboratório de Ensaios Estruturais (LEE) da Divisão de Sistemas Aeronáuticos (ASA) do

IAE, em um equipamento servo-hidráulico de ensaios de materiais marca *MTS*, modelo *810.23M*. Foram realizados quatro ensaios de tração, na condição de material base, para cada espessura utilizada neste trabalho. A Figura 3.1 mostra as dimensões dos corpos de prova para os ensaios de tração. Os corpos de prova foram confeccionados na Divisão de Suportes Tecnológicos do Instituto de Estudos Avançados (IEAv), conforme dimensões especificadas na norma ASTM E8/E8M (2013).

Figura 3.1 – Dimensões do corpo de prova para os ensaios de tração.



Fonte: (ASTM E8/E8M, 2013).

3.2.4 Análise da microestrutura

As análises microestruturais foram realizadas no Laboratório de Desenvolvimento de Aplicações de Lasers e Óptica (DEDALO) do Instituto de Estudos Avançados (IEAv), em um microscópio óptico *Zeiss*, modelo *Axio ImagerA2M*.

As amostras para análise microestrutural foram cortadas em serra metalográfica com disco abrasivo para materiais não ferrosos, com lubrificação constante, e embutidas, na embutidora *AROTEC/PRÉ – 30*, em resina sintética de baquelite.

O processo de lixamento foi realizado em uma lixadeira motorizada, *Pantec MTA/Polipan – 2D*, com velocidade de 300 rpm, com lixas d'água de carbeto de silício de grana 800, 1.200 e 4.000, e por fim, polidas em uma politriz rotativa, *AROTEC/APL – 4*, com velocidade de 600 rpm, com solução de alumina de granulometria 1,0 e 0,3 μm .

Para visualização da microestrutura, após o polimento, as amostras foram atacadas com o reagente *Keller* modificado (2,0 ml de HF, 1,0 ml de HNO₃ e 88 ml de H₂O) por 10 segundos, lavadas em água, e secas com jato de ar comprimido.

3.2.5 Análise da superfície

As análises da superfície foram realizadas no Laboratório de Desenvolvimento de Aplicações de Lasers e Óptica (DEDALO) do Instituto de Estudos Avançados (IEAv), em um microscópio eletrônico de varredura *Hitachi*, modelo *TM3000*.

3.2.6 Ensaio de microdureza

Os ensaios de microdureza *Vickers* foram realizados no Laboratório de Desenvolvimento de Aplicações de Lasers e Óptica (DEDALO) do Instituto de Estudos Avançados (IEAv), em um microdurômetro digital *Microhardness Tester* FM700, da *Future Tech*, conforme a norma ASTM E384 (2012). Para obter o perfil das microdurezas em função da profundidade, as medidas foram realizadas nos corpos de prova com *shot peening*, nas intensidades analisadas neste trabalho, a partir da superfície até a profundidade de 1.200 e 2.000 μm para as espessuras de 1,27 e 6,35 mm, respectivamente, com carga de 50 gf.

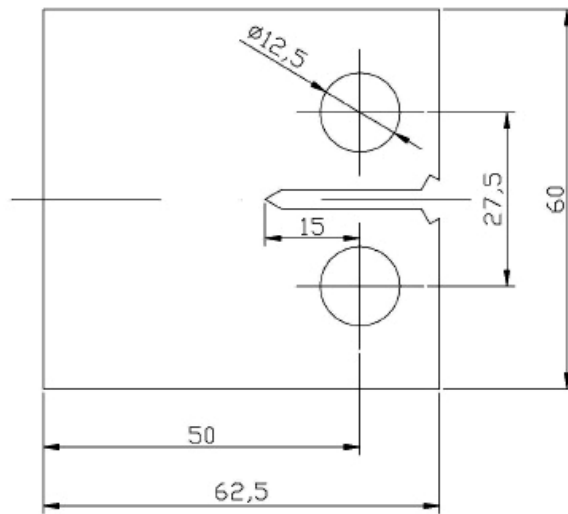
3.2.7 Ensaio de propagação de trinca por fadiga

Os ensaios de propagação de trinca por fadiga foram realizados no Laboratório de Ensaios Estruturais (LEE) da Divisão de Sistemas Aeronáuticos (ASA) do IAE, de acordo com a norma ASTM E647 (2014), em um equipamento servo-hidráulico de ensaios de materiais marca *MTS*, modelo *810.23M*.

A Figura 3.2 mostra as dimensões dos corpos de prova do tipo tensão compacta (CT) para os ensaios de propagação de trinca por fadiga. Os corpos de prova foram confeccionados na Divisão de Sistemas Aeronáuticos (ASA) do IAE, conforme dimensões especificadas na norma ASTM E647 (2014), no plano de orientação T-L (ASTM E399, 2013).

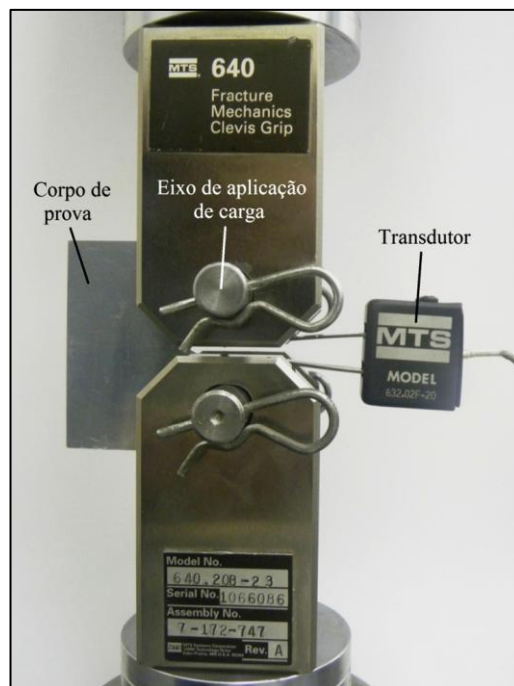
As Figuras 3.3 e 3.4 mostram a montagem para a realização destes ensaios. Na Figura 3.4 podem-se observar os espaçadores, que foram confeccionados para manter os corpos de prova alinhados com o centro de aplicação de carga.

Figura 3.2 – Dimensões do corpo de prova do tipo CT para os ensaios de propagação de trinca por fadiga.



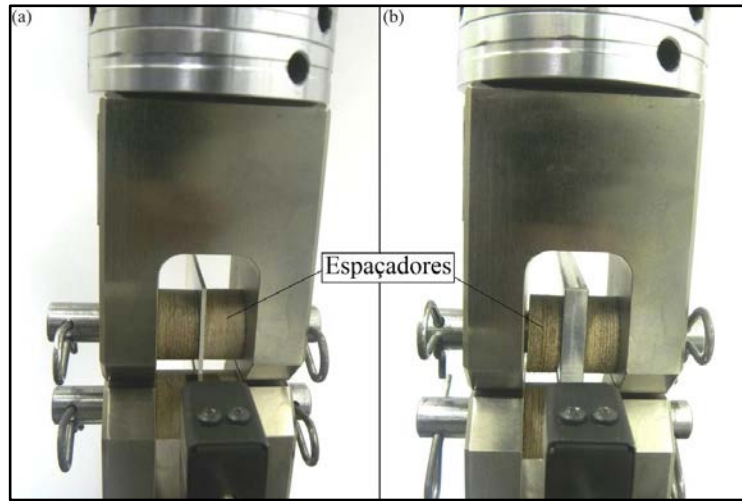
Fonte: (ASTM E647, 2014).

Figura 3.3 – Montagem dos ensaios de propagação de trinca por fadiga.



Fonte: (do próprio autor).

Figura 3.4 – Montagem dos ensaios de propagação de trinca por fadiga (a) para os corpos de prova com espessura de 1,27 mm e (b) para os corpos de prova com espessura de 6,35 mm.



Fonte: (do próprio autor).

Os ensaios foram conduzidos em carregamentos de amplitude constante com razões de carga, R , de 0,1 e 0,5, frequência de 10 Hz e onda de forma senoidal. Os valores dos carregamentos máximos aplicados foram de 700 N para os corpos de prova com espessura de 1,27 mm e de 2.150 N para os corpos de prova com espessura de 6,35 mm. Os valores dos carregamentos máximos aplicados foram determinados conforme os critérios da MFEL, de modo que a ponta da trinca do corpo de prova com espessura de 6,35 mm estivesse em estado de deformação plana, e a ponta da trinca do corpo de prova com espessura de 1,27 mm estivesse em estado de tensão plana. Nestes critérios, se a equação (3.1) for verdadeira, a ponta da trinca estará em estado de deformação plana; caso contrário, é considerado estado de tensão plana na ponta da trinca. No entanto, para que as equações da MFEL possam ser aplicadas, é necessário que a equação (3.2) seja verdadeira (DOWLING, 1999).

$$B, a, (W - a), h \geq 2,5 \left(\frac{K}{\sigma_e} \right)^2 \quad (3.1)$$

$$a, (W - a), h \geq \frac{4}{\pi} \left(\frac{K}{\sigma_e} \right)^2 \quad (3.2)$$

onde:

B é a espessura do corpo de prova;

a é o tamanho da trinca, que é medido a partir do plano da linha de centro dos furos de carregamento até a ponta do entalhe ou da trinca;

W é a largura do corpo de prova, que é medida a partir do plano da linha de centro dos furos de carregamento até a extremidade sem entalhe;

h é a metade da altura do corpo de prova;

K é o fator de intensidade de tensão;

σ_e é a tensão de escoamento do material.

Para analisar o efeito do processo de *shot peening* na taxa de propagação de trinca por fadiga, os corpos de prova foram ensaiados até a trinca crescer, a partir do entalhe de 15 mm, 1 mm (próximo ao estágio I de propagação) ou 4 mm (estágio II de propagação). Em seguida, foi aplicado o tratamento superficial por *shot peening* conforme parâmetros apresentados na seção 3.2.8. Após o tratamento de *shot peening*, reiniciaram-se os ensaios de propagação de trinca por fadiga nas mesmas condições anteriores. Foi realizado um ensaio de propagação de trinca por fadiga para a condição de material base, nas duas espessuras (1,27 e 6,35 mm) e razões de carga (0,1 e 0,5), para comparação com os corpos de prova tratados por *shot peening*.

O tamanho da trinca foi monitorado durante o ensaio e foi obtido indiretamente através do método da flexibilidade, que é baseado na fixação de um transdutor (*Crack Opening Displacement* (COD)) na boca do entalhe do corpo de prova para medir a flexibilidade (Figura 3.3). O tamanho da trinca de um corpo de prova do tipo CT é estimado, usando-se uma equação polinomial de quinta ordem (equação (3.3)), que correlaciona o tamanho da trinca com a flexibilidade do corpo de prova (ASTM E399, 2013). Portanto, medindo-se a flexibilidade do corpo de prova, pode-se calcular o tamanho da trinca.

$$\frac{a}{W} = 1,000 - 4,500U + 13,157U^2 - 172,551U^3 + 879,944U^4 - 1514,671U^5 \quad (3.3)$$

sendo:

$$U = \frac{1}{1 + \sqrt{\frac{E' B V_m}{P}}} \quad (3.4)$$

onde:

E' é o modulo de elasticidade (E para tensão plana; $\frac{E}{(1-\nu^2)}$ para deformação plana);

ν é o coeficiente de Poisson;

V_m é o deslocamento de abertura da boca da trinca;

P é a carga aplicada;

$\frac{V_m}{P}$ é a inclinação da curva carga aplicada versus deslocamento do COD, obtida durante o ensaio (flexibilidade do corpo de prova).

Uma vez que o tamanho da trinca é conhecido, o fator de intensidade de tensão, K , pode ser calculado através da equação (3.5) (ASTM E647, 2014):

$$K = \frac{P}{\sqrt{BW}} f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (3.5)$$

sendo:

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{\left(2 + \frac{a}{W}\right) \left[0,886 + 4,64 \frac{a}{W} - 13,32 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14,72 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 5,6 \left(\frac{a}{W}\right)^4\right]}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{\frac{3}{2}}} \quad (3.6)$$

e a variação do fator de intensidade de tensão em um ciclo, ΔK , como:

$$\Delta K = K_{max} - K_{min} = \frac{P_{max} - P_{min}}{\sqrt{BW}} f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (3.7)$$

onde:

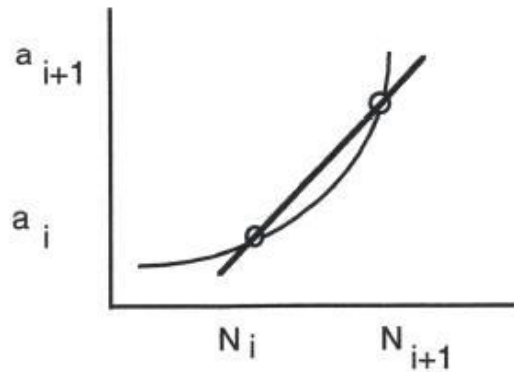
K_{max} e K_{min} é o fator de intensidade de tensão máximo e mínimo, respectivamente;

P_{max} e P_{min} é a carga máxima e mínima aplicada durante um ciclo, respectivamente.

A taxa de propagação de trinca por fadiga, da/dN , foi obtida através do método da secante (equação (3.8)), que consiste em calcular o declive da linha reta que liga dois pontos adjacentes da curva tamanho da trinca, a , versus número de ciclos, N (Figura 3.5) (ASTM E647, 2014).

$$\frac{da}{dN} = \frac{a_{i+1} - a_i}{N_{i+1} - N_i} \quad (3.8)$$

Figura 3.5 – Método da secante.



Fonte: (MTS, 1999).

A carga de fechamento de trinca, P_{cl} , foi obtida através do método da *spline* linear/quadrática. Este método consiste no ajuste da curva, carga aplicada versus deslocamento do COD, em duas seções para um dado ciclo (Figura 3.6). A seção inferior é um polinômio de segunda ordem (quadrática), enquanto a seção superior é um polinômio de primeira ordem (linha reta). O limite entre essas duas seções é o valor de carga denotado por P_k , chamado de nó ou de joelho. O objetivo desse método é encontrar o melhor valor de P_k que se ajuste neste limite, que será o valor da carga de fechamento de trinca, P_{cl} . Para determinar o melhor valor de P_k , utiliza-se uma série de valores para P_k entre P_{max} e P_{min} , e a soma dos quadrados dos resíduos, e , que é normalizado em relação à variação do COD (equação (3.9)) (MTS, 1999).

$$e = \frac{1}{(v_{max} - v_{min})^2} \sum_{i=1}^N \begin{cases} (\hat{v}_Q(P_i) - v_i)^2, & P_i < P_k \\ (\hat{v}_{ref}(P_i) - v_i)^2, & P_i \geq P_k \end{cases} \quad (3.9)$$

onde:

P_i é o valor do carregamento durante o ensaio para um dado ciclo, sendo $i = 1, 2, \dots, N$;

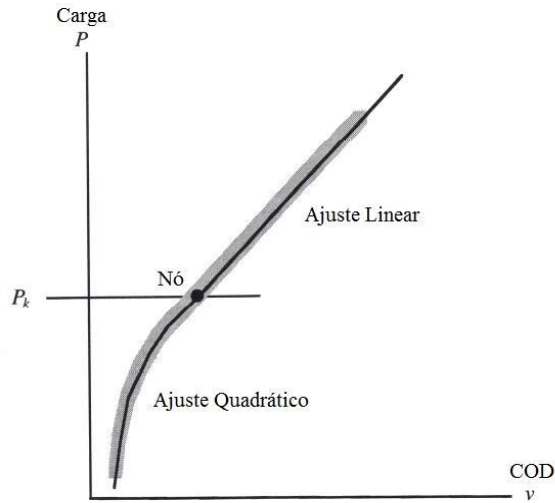
v_i é o deslocamento do COD correspondente à carga aplicada, P_i ;

$\hat{v}_Q(P_i)$ é a equação referente à seção quadrática ($= Q_0 + Q_1 P_i + Q_2 P_i^2$), onde Q_0 , Q_1 e Q_2 são os coeficientes;

$\hat{v}_{ref}(P_i)$ é a equação referente à seção linear ($= L_0 + L_1 P_i$), onde L_0 e L_1 são os coeficientes;

v_{max} e v_{min} são os valores máximo e mínimo de v_i , respectivamente.

Figura 3.6 – Ajuste linear/quadrático na curva carga aplicada, P , versus deslocamento do COD, v .



Fonte: (MTS, 1999).

Obtendo os valores de e para vários valores de $P_{min} \leq P_k \leq P_{max}$, encontra-se o valor da carga de fechamento de trinca, P_{cl} , que é o valor de P_k correspondente ao menor valor de e (Figura 3.7). Foi desenvolvida uma rotina no software Matlab, versão *R2011a*, para redução dos dados obtidos durante os ensaios e obtenção dos valores de P_{cl} ¹.

Conhecendo o valor da carga de fechamento de trinca, P_{cl} , pode-se calcular a variação do fator de intensidade de tensão efetiva, ΔK_{eff} , através da seguinte equação:

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op} = \frac{P_{max} - P_{cl}}{\sqrt{BW}} f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (3.10)$$

onde:

K_{max} é o fator de intensidade de tensão máximo;

K_{op} é o fator de intensidade de tensão que a trinca começa a abrir;

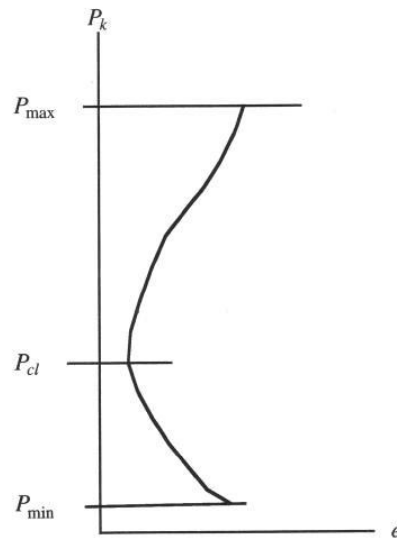
P_{max} e P_{cl} é a carga máxima aplicada e de fechamento de trinca durante um ciclo, respectivamente.

e o grau de fechamento da trinca pode ser calculado como:

$$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} \quad (3.11)$$

¹ Ver APÊNDICE A – Exemplo de cálculo da carga de fechamento de trinca, P_{cl} .

Figura 3.7 – Determinação do valor da carga de fechamento de trinca, P_{cl} .



Fonte: (MTS, 1999).

3.2.8 Processo de *shot peening*

O tratamento superficial de *shot peening* foi realizado na empresa *Zirtec* de acordo com a norma *Military Specification* (MIL-S) 13165C (1989). Foram utilizadas microesferas de vidro de classificação “AC” com diâmetro médio de 150 a 250 μm em todas as condições estudadas.

Para os corpos de prova com espessura de 1,27 mm foram utilizadas as intensidades de *shot peening* 6 N e 8 A nas condições apresentadas nas Tabelas 3.1 e 3.2. A intensidade de 6 N é a intensidade média sugerida pela norma MIL-S-13165C (1989) para esta espessura, e a intensidade de 8 A é considerada uma intensidade mais severa. Para os corpos de prova com espessura de 6,35 mm foram utilizadas as intensidades de *shot peening* 10 N e 12 A nas condições apresentadas nas Tabelas 3.3 e 3.4, sendo que a intensidade de 10 N é a intensidade média sugerida pela norma MIL-S-13165C (1989) para esta espessura, e a intensidade de 12 A é uma intensidade mais severa.

O processo de *shot peening* foi aplicado em ambos os lados de cada corpo de prova nas regiões hachuradas (sombreadas) apresentadas nas Figuras 3.8 a 3.12.

Tabela 3.1 – Condições em que o processo de *shot peening* foi aplicado nos corpos de prova com espessura de 1,27 mm e $R = 0,1$.

Espessura de 1,27 mm e $R = 0,1$		
Intensidade de <i>shot peening</i>	Tamanho da trinca antes do <i>shot peening</i> (mm)	Região de aplicação do <i>shot peening</i>
6 N	19	Atrás da ponta da trinca (Figura 3.8)
6 N	19	Em volta da ponta da trinca com 6 mm à frente (Figura 3.9)
6 N	16	Atrás da ponta da trinca (Figura 3.10)
6 N	16	Em volta da ponta da trinca com 1 mm à frente (Figura 3.11)
6 N	16	Em volta da ponta da trinca com 3 mm à frente (Figura 3.12)
8 A	19	Atrás da ponta da trinca (Figura 3.8)
8 A	16	Atrás da ponta da trinca (Figura 3.10)

Fonte: (do próprio autor).

Tabela 3.2 – Condições em que o processo de *shot peening* foi aplicado nos corpos de prova com espessura de 1,27 mm e $R = 0,5$.

Espessura de 1,27 mm e $R = 0,5$		
Intensidade de <i>shot peening</i>	Tamanho da trinca antes do <i>shot peening</i> (mm)	Região de aplicação do <i>shot peening</i>
6 N	19	Atrás da ponta da trinca (Figura 3.8)
6 N	19	Em volta da ponta da trinca com 6 mm à frente (Figura 3.9)
6 N	16	Atrás da ponta da trinca (Figura 3.10)
8 A	19	Atrás da ponta da trinca (Figura 3.8)
8 A	16	Atrás da ponta da trinca (Figura 3.10)

Fonte: (do próprio autor).

Tabela 3.3 – Condições em que o processo de *shot peening* foi aplicado nos corpos de prova com espessura de 6,35 mm e $R = 0,1$.

Espessura de 6,35 mm e $R = 0,1$		
Intensidade de <i>shot peening</i>	Tamanho da trinca antes do <i>shot peening</i> (mm)	Região de aplicação do <i>shot peening</i>
10 N	19	Atrás da ponta da trinca (Figura 3.8)
12 A	19	Atrás da ponta da trinca (Figura 3.8)
12 A	16	Atrás da ponta da trinca (Figura 3.10)

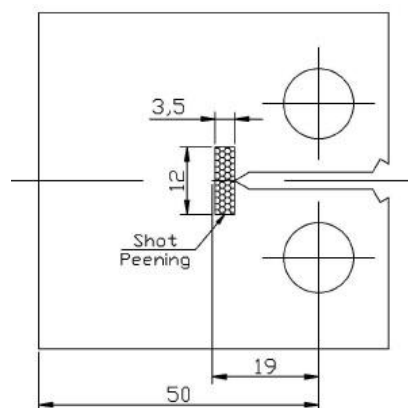
Fonte: (do próprio autor).

Tabela 3.4 – Condições em que o processo de *shot peening* foi aplicado nos corpos de prova com espessura de 6,35 mm e $R = 0,5$.

Espessura de 6,35 mm e $R = 0,5$		
Intensidade de <i>shot peening</i>	Tamanho da trinca antes do <i>shot peening</i> (mm)	Região de aplicação do <i>shot peening</i>
10 N	19	Atrás da ponta da trinca (Figura 3.8)
12 A	19	Atrás da ponta da trinca (Figura 3.8)

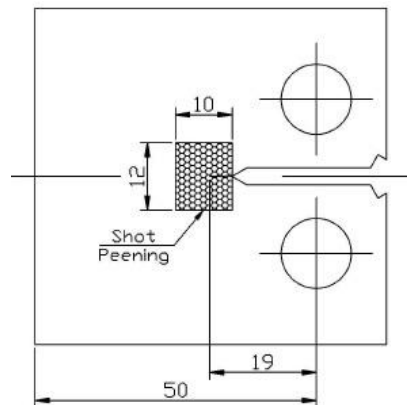
Fonte: (do próprio autor).

Figura 3.8 – Tratamento de *shot peening* aplicado atrás da ponta da trinca de 19 mm.



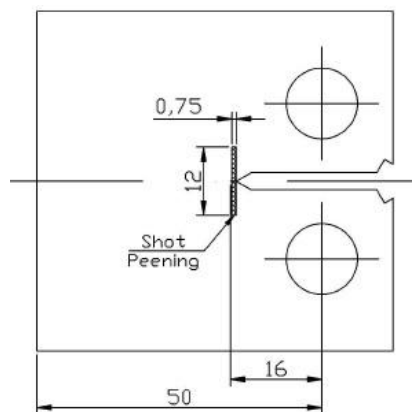
Fonte: (do próprio autor).

Figura 3.9 – Tratamento de *shot peening* aplicado em volta da ponta da trinca de 19 mm com 6 mm à frente da trinca.



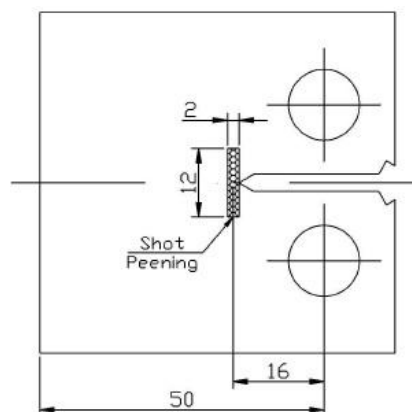
Fonte: (do próprio autor).

Figura 3.10 – Tratamento de *shot peening* aplicado atrás da ponta da trinca de 16 mm.



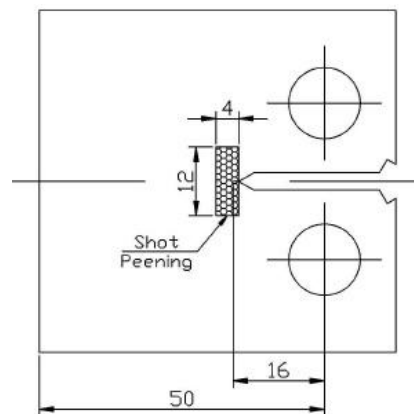
Fonte: (do próprio autor).

Figura 3.11 – Tratamento de *shot peening* aplicado em volta da ponta da trinca de 16 mm com 1 mm à frente da trinca.



Fonte: (do próprio autor).

Figura 3.12 – Tratamento de *shot peening* aplicado em volta da ponta da trinca de 16 mm com 3 mm à frente da trinca.



Fonte: (do próprio autor).

3.2.9 Análise de fratura

As análises de fratura foram realizadas no Laboratório de Imagens e Materiais do Departamento de Materiais e Tecnologia (DMT) da Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá (FEG/UNESP), em um microscópio eletrônico de varredura *Zeiss*, modelo *EVO LS-15*, e no Laboratório de Desenvolvimento de Aplicações de Lasers e Óptica (DEDALO) do Instituto de Estudos Avançados (IEAv), em um microscópio eletrônico de varredura *Hitachi*, modelo *TM3000*.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 ANÁLISE DE COMPOSIÇÃO QUÍMICA

A Tabela 4.1 apresenta a composição química especificada pela norma ASTM B209M (2010) para a liga de alumínio 2024 - T3 e a composição química encontrada nas amostras analisadas. Pode-se observar que a composição química encontrada nas duas espessuras está de acordo com a composição química especificada na norma ASTM B209M (2010).

Tabela 4.1– Composição química da liga de alumínio 2024 - T3.

Composição química da liga de alumínio 2024 - T3			
Espessura (mm)	1,27	6,35	Especificado
Elemento	(%)	(%)	(%)
Si	0,07 ± 0,02	0,14 ± 0,02	0,50 (máx)
Fe	0,16 ± 0,01	0,21 ± 0,01	0,50 (máx)
Cu	4,01 ± 0,03	4,38 ± 0,03	3,80 a 4,90
Mn	0,44 ± 0,06	0,45 ± 0,06	0,30 a 0,90
Mg	1,28 ± 0,04	1,27 ± 0,04	1,20 a 1,80
Cr	< 0,004	0,01 ± 0,02	0,10 (máx)
Zn	0,07 ± 0,01	0,10 ± 0,01	0,25 (máx)
Ti	0,01 ± 0,01	0,02 ± 0,01	0,15 (máx)

Fonte: (do próprio autor; ASTM B209M, 2010).

4.2 ENSAIO DE DUREZA

Os resultados dos ensaios de dureza *Vickers* na superfície, ou seja, no revestimento *alclad*, são apresentados na Tabela 4.2. Pode-se observar que não há diferença significativa entre os valores de dureza encontrados nas duas espessuras analisadas.

Tabela 4.2 – Dureza *Vickers* da liga de alumínio 2024 - T3.

Dureza <i>Vickers</i> da liga de alumínio 2024 - T3		
Espessura (mm)	1,27	6,35
HV	36 ± 2	39 ± 1

Fonte: (do próprio autor).

4.3 ENSAIOS DE TRAÇÃO

Os resultados dos ensaios de tração são apresentados na Tabela 4.3, onde $\sigma_{e(0,2)}$ é a tensão limite de escoamento, σ_t é a tensão limite de resistência à tração, E é o módulo de elasticidade e ν é o coeficiente de Poisson. Os valores obtidos nesse ensaio foram utilizados nos cálculos realizados neste trabalho.

Tabela 4.3 – Propriedades mecânicas da liga de alumínio 2024 - T3.

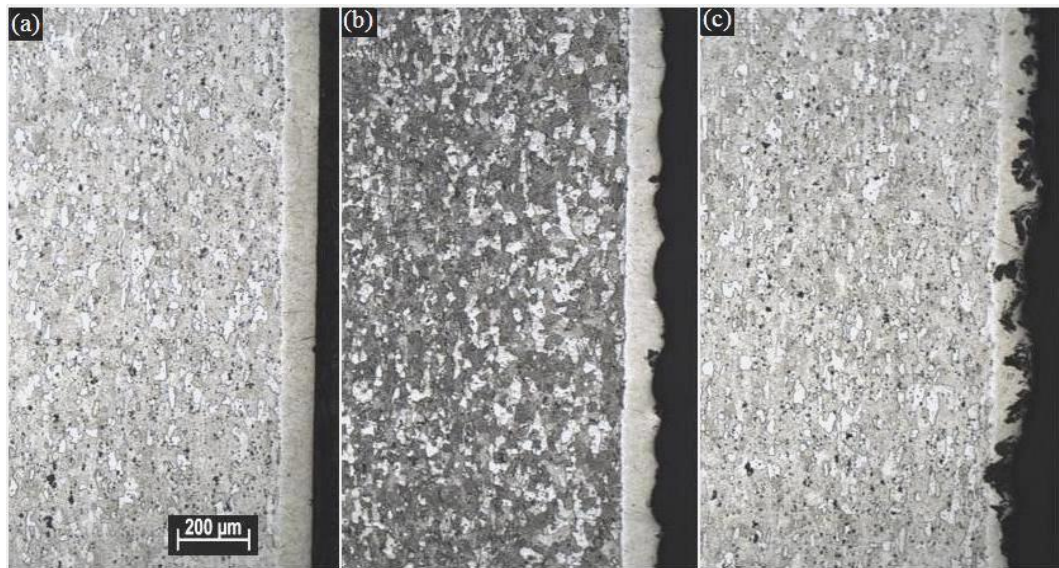
Propriedades mecânicas da liga de alumínio 2024 - T3				
Espessura (mm)	$\sigma_{e(0,2)}$ (MPa)	σ_t (MPa)	E (GPa)	ν
1,27	327 ± 1	432 ± 1	62 ± 1	-
6,35	351 ± 1	471 ± 1	67 ± 1	$0,32 \pm 0,01$

Fonte: (do próprio autor).

4.4 ANÁLISE DA MICROESTRUTURA

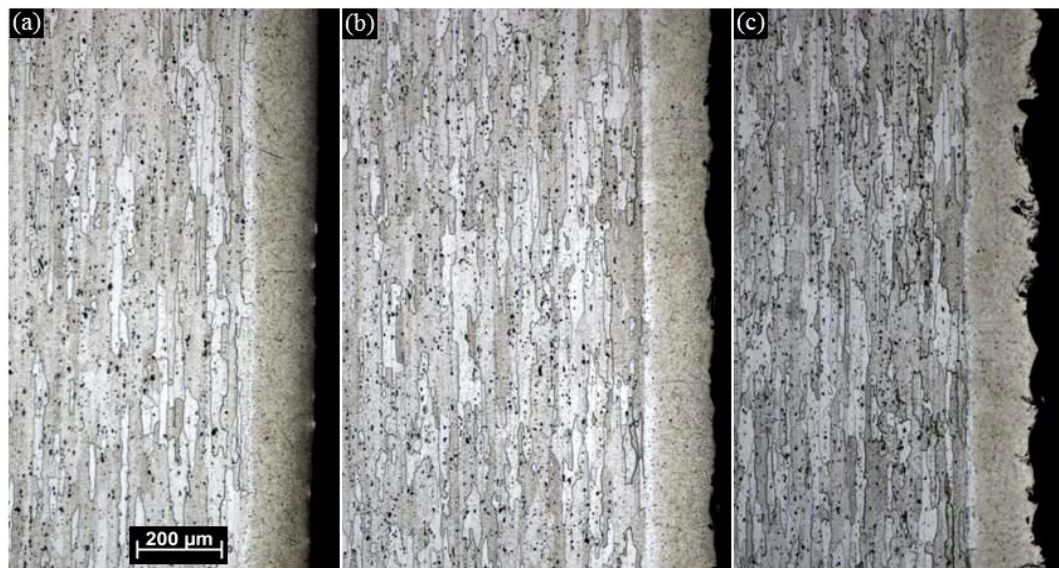
As análises microestruturais e das superfícies foram realizadas especialmente para caracterizar as camadas superficiais após o processo de *shot peening*. As Figuras 4.1 e 4.2 mostram uma comparação da microestrutura da superfície e da subsuperfície sem e com *shot peening* nas intensidades analisadas. O plano em que as microestruturas foram analisadas é o mesmo plano de propagação da trinca. Como esperado, o efeito de deformação do processo *shot peening* na microestrutura da superfície foi nitidamente mais significativo para as intensidades mais severas (8 A e 12 A nas Figuras 4.1(c) e 4.2(c), respectivamente). Pode-se observar que a camada de revestimento foi deformada pelo processo de *shot peening*, resultando em numerosas ondulações microscópicas, cavidades e microtrincas. Não foi possível, através do microscópio óptico, observar alterações na microestrutura sob as camadas de revestimento tratadas por *shot peening*. As superfícies tratadas com *shot peening*, nas intensidades sugeridas pela norma MIL-S-13165C (1989) (6 N e 10 N), resultaram em alterações semelhantes na microestrutura da superfície em relação ao encontrado para as intensidades mais severas, mas como esperado, muito menos intensas (Figuras 4.1(b) e 4.2(b), respectivamente).

Figura 4.1 – Comparação da microestrutura do material base (a) com os corpos de prova com *shot peening* nas intensidades de 6 N (b) e 8 A (c).



Fonte: (do próprio autor).

Figura 4.2 – Comparação da microestrutura do material base (a) com os corpos de prova com *shot peening* nas intensidades de 10 N (b) e 12 A (c).



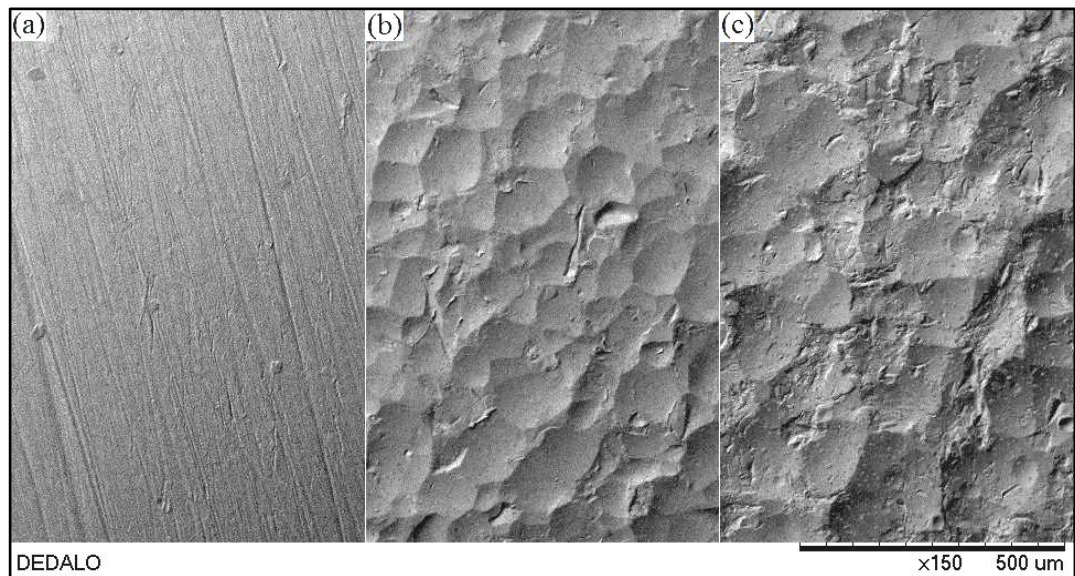
Fonte: (do próprio autor).

4.5 ANÁLISE DA SUPERFÍCIE

Uma comparação dos relevos das superfícies sem e com tratamento de *shot peening* nas intensidades estudadas é mostrada nas Figuras 4.3 e 4.4. Pode-se observar que as intensidades

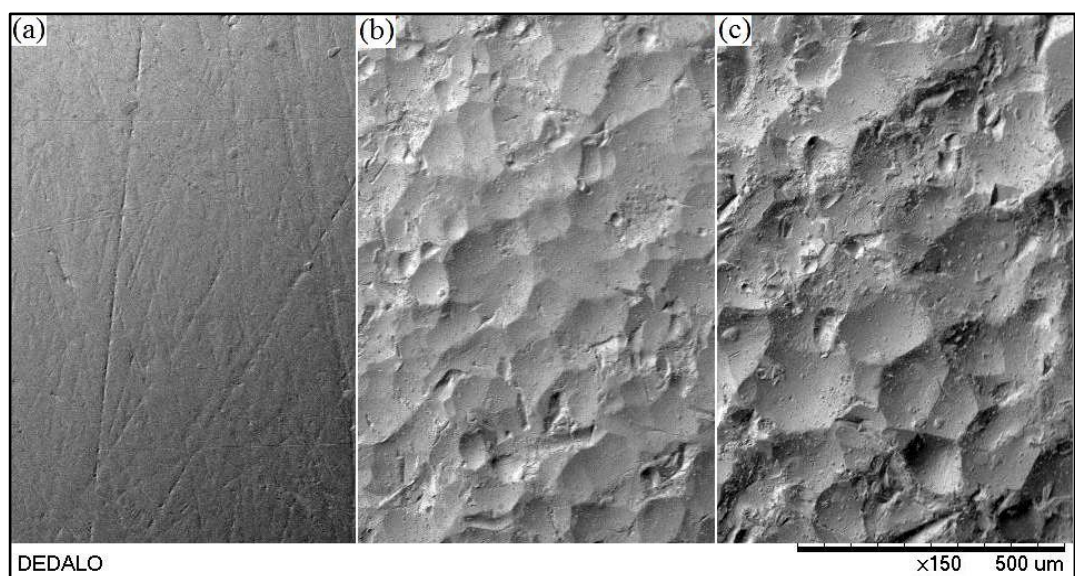
mais severas (8 A e 12 A nas Figuras 4.3(c) e 4.4(c), respectivamente) provocaram maiores deformações na superfície em comparação com as menores intensidades (6 N e 10 N nas Figuras 4.3(b) e 4.4(b), respectivamente).

Figura 4.3 – Comparação das superfícies do material base (a) com os corpos de prova com *shot peening* nas intensidades de 6 N (b) e 8 A (c).



Fonte: (do próprio autor).

Figura 4.4 – Comparação das superfícies do material base (a) com os corpos de prova com *shot peening* nas intensidades de 10 N (b) e 12 A (c).

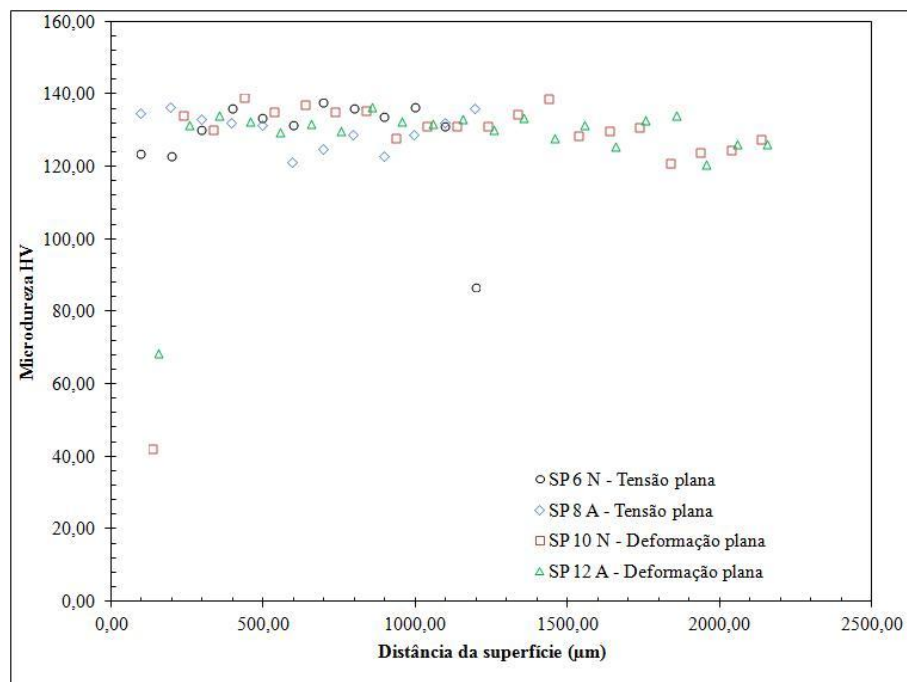


Fonte: (do próprio autor).

4.6 ENSAIOS DE MICRODUREZA

Os resultados das medições de microdureza em corpos de prova tratados com *shot peening* nas intensidades sugeridas pela norma MIL-S-13165C (1989) (6 N e 10 N) e severas (8 A e 12 A) são mostrados na Figura 4.5. Os valores de microdureza são representados em função da distância, a partir da superfície com revestimento. As primeiras medidas de microdureza foram feitas perto da linha de fronteira entre o revestimento e o substrato para os corpos de prova em estado de tensão plana e, na camada de revestimento, para os corpos de prova em estado de deformação plana. Pode-se observar que, não há nenhuma superfície ou subsuperfície com endurecimento distinto causado pelo processo de *shot peening* (distância de aproximadamente 200 μm). Isso está de acordo com Černý, Sís e Mikulová (2014), que mostraram, utilizando uma liga de alumínio V-95 com o revestimento *alclad*, que o processo de *shot peening* não provoca endurecimento da superfície abaixo do revestimento.

Figura 4.5 – Comparação das microdurezas abaixo das superfícies dos corpos de prova com *shot peening* nas intensidades de 6 N, 10 N, 8 A e 12 A.



Fonte: (do próprio autor).

4.7 ENSAIOS DE PROPAGAÇÃO DE TRINCA POR FADIGA

O comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga da liga de alumínio 2024 - T3, após o processo de *shot peening*, é apresentado em termos da taxa da/dN em função de ΔK , para os corpos de prova sem e com *shot peening*. Também é apresentado o comportamento do crescimento da trinca de fadiga (curvas do tamanho da trinca, a , versus número de ciclos, N), e o comportamento do grau de fechamento de trinca (curvas de $\Delta K_{eff}/\Delta K$ versus tamanho da trinca normalizado, a/W).

Os parâmetros analisados para demonstrar sua possível influência no comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga foram: razão de carga, espessura do corpo de prova, intensidade e região de aplicação do processo de *shot peening* e tamanho da trinca antes da aplicação do *shot peening*.

Foram utilizados dois valores de razão de carga, 0,1 e 0,5, e duas espessuras de corpo de prova, 1,27 e 6,35 mm, com o objetivo de analisar a influência do processo de *shot peening* em relação à velocidade da taxa de propagação da trinca, à tensão média aplicada e ao estado de tensão na ponta da trinca. Os resultados da análise desses parâmetros são apresentados na seção 4.7.1.

O efeito da intensidade do processo de *shot peening* na taxa de propagação de trinca por fadiga, quando aplicado em uma trinca existente, foi analisado utilizando dois valores para cada espessura estudada nas razões de carga de 0,1 e 0,5. Uma intensidade se encontra dentro dos valores especificados na norma MIL-S-13165C (1989), 6 N e 10 N para as espessuras de 1,27 mm e 6,35 mm, respectivamente. E a outra intensidade é considerada mais severa, 8 A e 12 A para as espessuras de 1,27 mm e 6,35 mm, respectivamente. Para esta análise, o processo de *shot peening* foi aplicado atrás da ponta de uma trinca de fadiga existente com tamanho de 19 mm². Os resultados do efeito da intensidade do processo de *shot peening* são apresentados em curvas comparativas dos corpos de prova sem e com *shot peening* na seção 4.7.1.

Para analisar o efeito da região de aplicação do processo de *shot peening* na taxa de propagação de trinca por fadiga, o processo de *shot peening* foi aplicado em duas regiões nos corpos de prova com espessura de 1,27 mm nas razões de carga de 0,1 e 0,5. O processo de *shot peening* foi aplicação atrás³ e em volta⁴ da ponta de uma trinca de fadiga existente com

² Ver Figura 3.8.

³ Ver Figura 3.8.

⁴ Ver Figura 3.9.

tamanho de 19 mm. A intensidade de *shot peening* utilizada para esta análise foi de 6 N. Os resultados do efeito da região de aplicação do processo de *shot peening* são apresentados em curvas comparativas dos corpos de prova sem e com *shot peening* na seção 4.7.2.

Também foi analisada a influência do tamanho da trinca, antes da aplicação do processo de *shot peening*, na taxa de propagação de trinca por fadiga. Para esta análise, os corpos de prova foram trincados com tamanho de trinca de 16 mm (próximo ao estágio I de propagação) e, em seguida, foram tratados por *shot peening*. Para a espessura de 1,27 mm, o processo de *shot peening* foi aplicado atrás da ponta da trinca⁵, nas intensidades de 6 N e 8 A, em corpos de prova ensaiados com razões de carga de 0,1 e 0,5, e em volta da ponta da trinca⁶, na intensidade de 6 N e $R = 0,1$. Para a espessura de 6,35 mm, foi utilizada intensidade de *shot peening* de 12 A atrás da ponta da trinca⁷ e $R = 0,1$. Os resultados do efeito do tamanho da trinca antes do processo de *shot peening* são apresentados na seção 4.7.3.

4.7.1 Análise do comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga em relação à intensidade do processo de *shot peening*, à razão de carga e ao estado de tensão na ponta da trinca

As Figuras 4.6 a 4.9 mostram os resultados do comportamento do crescimento da trinca de fadiga, sem e após a aplicação do processo de *shot peening* com $a = 19 \text{ mm}$ (estágio II de propagação) até a fratura, dos corpos de prova em estado de tensão plana (espessura de 1,27 mm) e deformação plana (espessura de 6,35 mm), nas razões de carga, R , 0,1 e 0,5. As curvas tamanho da trinca, a , versus número de ciclos, N , são dos corpos de prova sem *shot peening* e com *shot peening* aplicado atrás da ponta da trinca, nas intensidades de 6 N e 8 A para o estado de tensão plana e 10 N e 12 A para o estado de deformação plana.

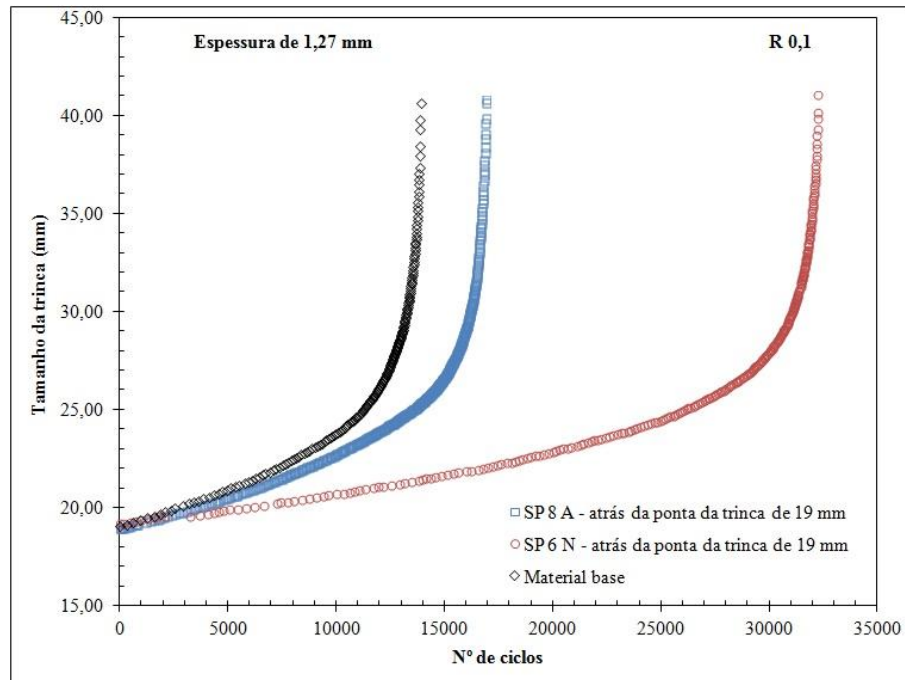
A Figura 4.6 mostra os resultados dos corpos de prova em estado de tensão plana e $R = 0,1$. A partir da ótica dessas curvas, pode-se observar que o processo de *shot peening* influenciou a vida em fadiga nas duas intensidades analisadas. Para a intensidade de 6 N, a curva a versus N mostrou maior variação na taxa de crescimento da trinca a partir do comprimento de 19 mm e um aumento de aproximadamente de 19.000 ciclos em sua vida, quando comparado ao material sem tratamento de *shot peening*. Para a intensidade de 8 A, contudo, a variação na taxa de propagação da trinca não fica evidente a partir da aplicação do processo de *shot peening* e o ganho de sua vida foi substancialmente menor (4.000 ciclos).

⁵ Ver Figura 3.10.

⁶ Ver Figura 3.11 e Figura 3.12.

⁷ Ver Figura 3.10.

Figura 4.6 – Comportamento do crescimento da trinca de fadiga dos corpos de prova sem e com *shot peening* nas intensidades de 6 N e 8 A atrás da ponta da trinca, em estado de tensão plana e $R = 0,1$, a partir de $a = 19 \text{ mm}$ até a fratura.

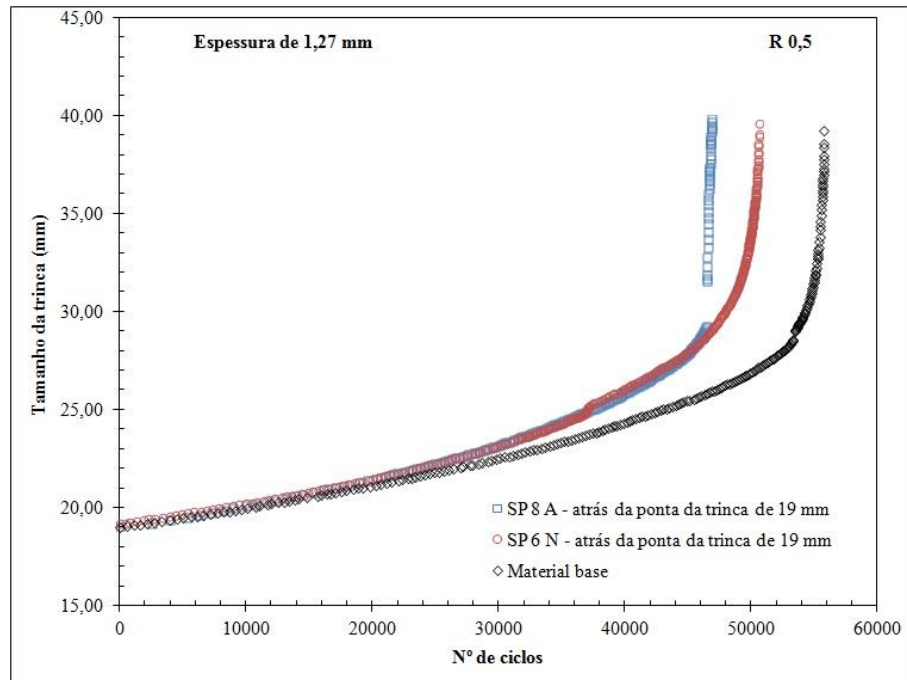


Fonte: (do próprio autor).

Para $R = 0,5$ (Figura 4.7), observa-se uma tendência de diminuição do número de ciclos na vida em fadiga, após a aplicação do processo de *shot peening*, para as duas intensidades utilizadas nas mesmas condições estudadas para $R = 0,1$. Contudo, pode-se observar que imediatamente após o *shot peening*, não ocorreram, aparentemente, mudanças na taxa de propagação das trincas.

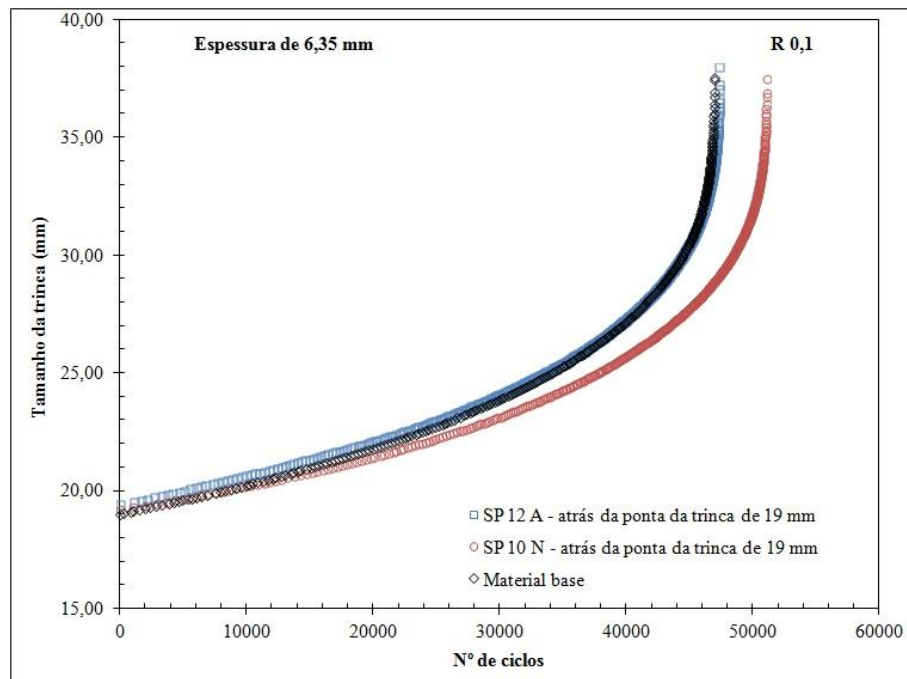
Na Figura 4.8 pode-se observar uma tendência de aumento na vida em fadiga, para os corpos de prova em estado de deformação plana e $R = 0,1$, após a aplicação do processo de *shot peening*. Pode-se observar um pequeno aumento na vida em fadiga (5.000 ciclos) para a condição com intensidade de 10 N, que é a intensidade sugerida pela norma MIL-S-13165C (1989).

Figura 4.7 – Comportamento do crescimento da trinca de fadiga dos corpos de prova sem e com *shot peening* nas intensidades de 6 N e 8 A atrás da ponta da trinca, em estado de tensão plana e $R = 0,5$, a partir de $a = 19 \text{ mm}$ até a fratura.



Fonte: (do próprio autor).

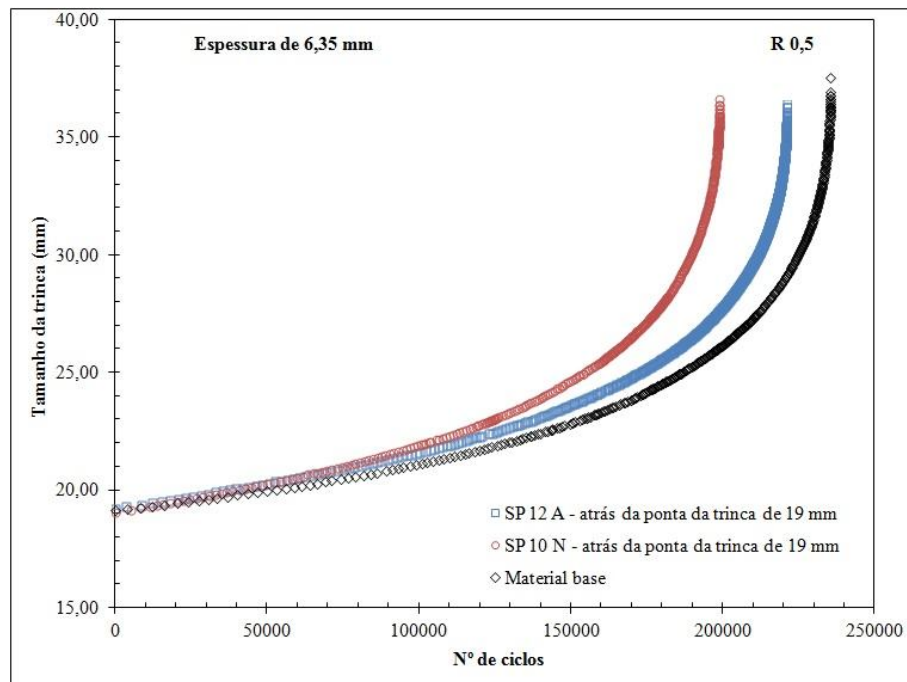
Figura 4.8 – Comportamento do crescimento da trinca de fadiga dos corpos de prova sem e com *shot peening* nas intensidades de 10 N e 12 A atrás da ponta da trinca, em estado de deformação plana e $R = 0,1$, a partir de $a = 19 \text{ mm}$ até a fratura.



Fonte: (do próprio autor).

Na Figura 4.9, pode-se observar a propagação das trincas por fadiga, para os corpos de prova em estado de deformação plana e $R = 0,5$, após a aplicação do processo de *shot peening*. A tendência da diminuição na vida em fadiga encontrada para a condição de tensão plana e $R = 0,5$ é também observada para a condição de deformação plana.

Figura 4.9 – Comportamento do crescimento da trinca de fadiga dos corpos de prova sem e com *shot peening* nas intensidades de 10 N e 12 A atrás da ponta da trinca, em estado de deformação plana e $R = 0,5$, a partir de $a = 19 \text{ mm}$ até a fratura.



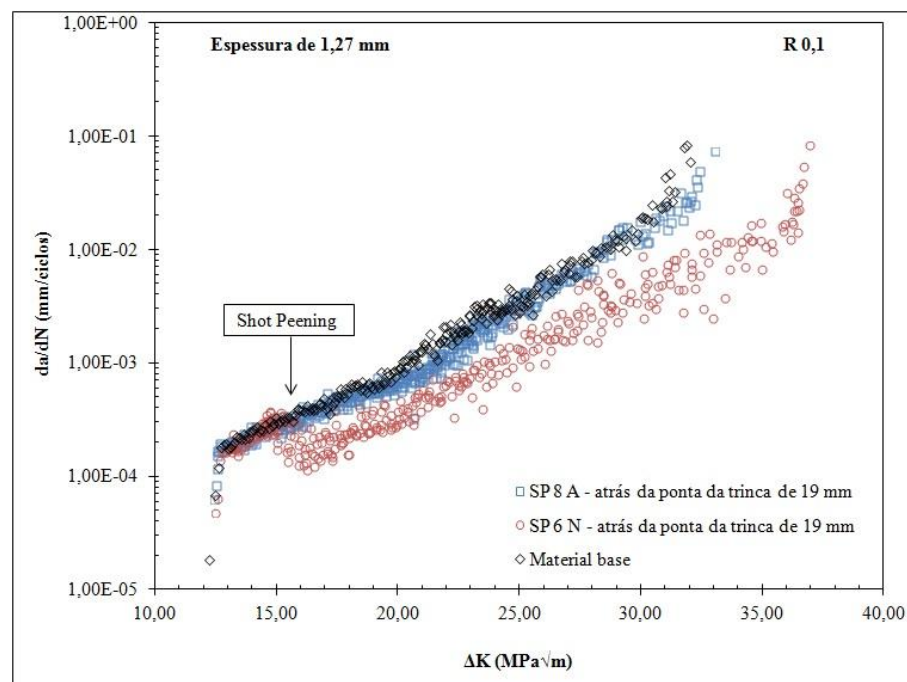
Fonte: (do próprio autor).

Para uma análise mais apurada da influência do processo de *shot peening* na taxa de propagação da trinca por fadiga, um estudo em da/dN versus ΔK antes e após o processo foi realizado. As Figuras 4.10 a 4.13 mostram o efeito do processo de *shot peening* nas curvas taxa de propagação de trinca por fadiga, da/dN , versus a variação do fator de intensidade de tensão, ΔK , dos mesmos corpos de prova apresentados nas Figuras 4.6 a 4.9.

A Figura 4.10 mostra os resultados para os corpos de prova em estado de tensão plana e $R = 0,1$. Analisando-se os resultados encontrados, constata-se uma diminuição de $3 \times 10^{-4} \text{ mm/ciclos}$ para aproximadamente $1 \times 10^{-4} \text{ mm/ciclos}$ na taxa de propagação de trinca, para o corpo de prova com *shot peening* na intensidade de 6 N, quando comparado com o corpo de prova sem *shot peening*. Essa diminuição ocorre imediatamente após a aplicação do processo de *shot peening* ($\Delta K \cong 15,00 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$), confirmando a influência do *shot peening* no

aumento na vida em fadiga apresentado na Figura 4.6. Para a condição com *shot peening* na intensidade de 8 A, no entanto, não é observada uma mudança em da/dN após o processo de *shot peening*. O pequeno aumento da vida em fadiga mostrada na Figura 4.6, para esta condição (8 A), pode ser creditado à diminuição que ocorreu em ΔK , apenas quando seu valor atingiu aproximadamente $20,00 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, o que, a princípio, não pode ser creditado ao processo de *shot peening*. Portanto, para o corpo de prova em estado de tensão plana e $R = 0,1$, o processo de *shot peening* influenciou, sem nenhuma dúvida, a taxa de propagação de trinca por fadiga, quando foi utilizada uma menor intensidade de *shot peening* (6 N), que pertence à faixa de intensidades sugeridas (4 N - 8 N) pela norma MIL-S-13165C (1989) para melhoria da resistência à fadiga, às trincas de corrosão sob tensão e ao desgaste.

Figura 4.10 – Comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga dos corpos de prova sem e com *shot peening* nas intensidades de 6 N e 8 A atrás da ponta da trinca de 19 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,1$.



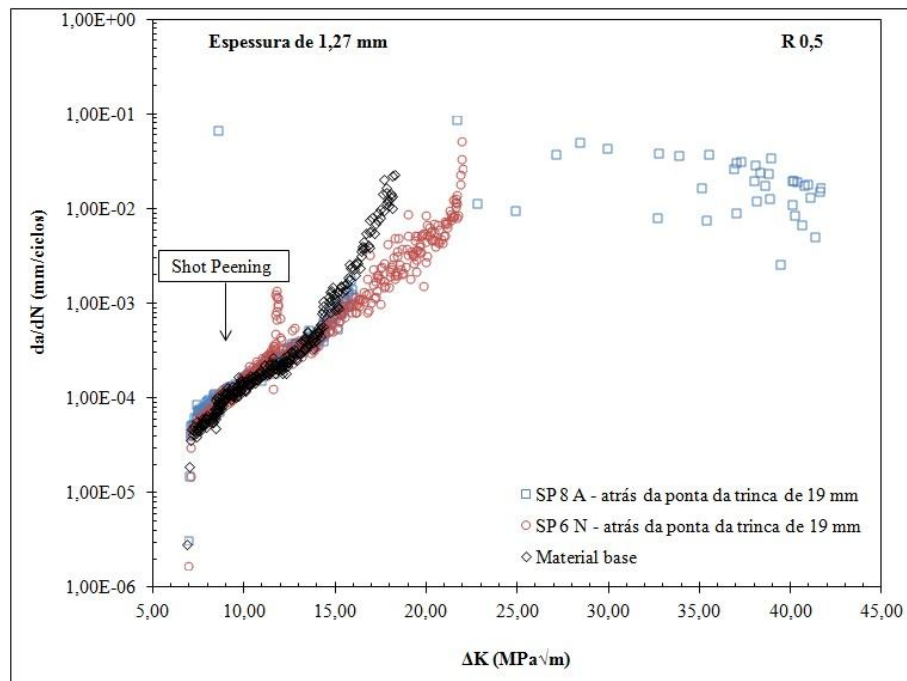
Fonte: (do próprio autor).

Os resultados mostrados na Figura 4.6 estão de acordo com os apresentados por de los Rios, Trull e Levers (2000), os quais argumentaram que uma intensidade de *shot peening* mais severa pode não melhorar a vida em fadiga de um componente, quando o processo de *shot peening* é aplicado em uma trinca existente. Porém, estão em desacordo com os resultados apresentados por Černý, Sís e Mikulová (2014), Černý (2011) e Zhu e Shaw

(1995), os quais argumentaram que o aumento da vida em fadiga, quando o processo de *shot peening* é aplicado em uma trinca existente, está diretamente relacionado com o aumento da intensidade de *shot peening*.

Para $R = 0,5$ (Figura 4.11) não é observada uma variação na taxa de propagação de trinca por fadiga após a aplicação do processo de *shot peening* ($\Delta K \cong 8,50 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$), para as duas intensidades utilizadas, quando comparado com o corpo de prova sem o tratamento. Portanto, aparentemente, o processo de *shot peening* não parece o responsável pela tendência de diminuição na vida em fadiga apresentada na Figura 4.7.

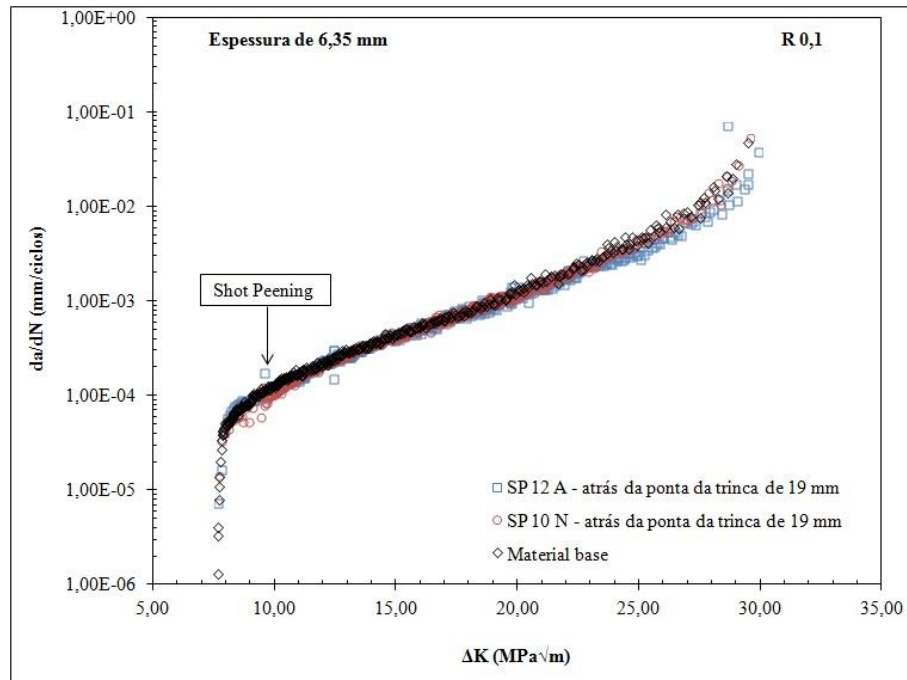
Figura 4.11 – Comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga dos corpos de prova sem e com *shot peening* nas intensidades de 6 N e 8 A atrás da ponta da trinca de 19 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,5$.



Fonte: (do próprio autor).

Para as curvas dos corpos de prova em estado de deformação plana (espessura 6,35 mm) e $R = 0,1$, mostradas na Figura 4.12, é observada uma pequena diminuição de aproximadamente 1×10^{-4} ciclos/mm para 8×10^{-5} ciclos/mm em da/dN após a aplicação do *shot peening* ($\Delta K \cong 9,50 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) para a intensidade de 10 N. Para a intensidade de 12 A, não é observada variação em da/dN após o processo. Estes resultados estão de acordo com as curvas a versus N mostradas na Figura 4.8.

Figura 4.12 – Comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga dos corpos de prova sem e com *shot peening* nas intensidades de 10 N e 12 A atrás da ponta da trinca de 19 mm, em estado de deformação plana e $R = 0,1$.

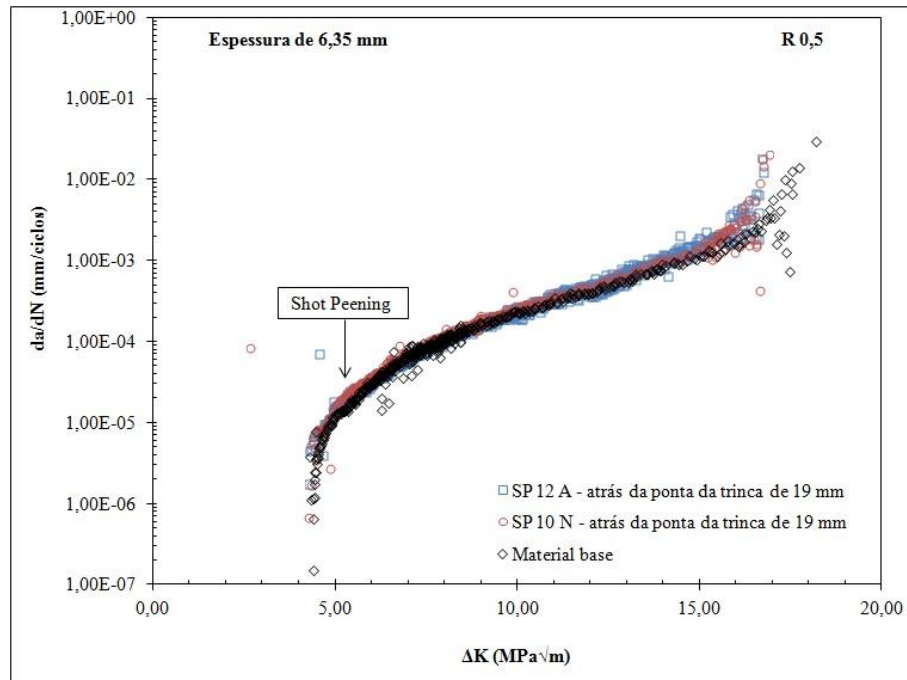


Fonte: (do próprio autor).

Para os corpos de prova em estado de deformação plana e $R = 0,5$, mostrados na Figura 4.13, não é observado variação em da/dN após a aplicação do *shot peening* ($\Delta K \cong 5,00 MPa\sqrt{m}$) para ambas as intensidades estudadas. Importante observar que, tanto para tensão plana quanto para deformação plana em $R = 0,5$ (Figuras 4.7 e 4.9), houve uma tendência de diminuição na vida em fadiga de todos os corpos de prova tratados com *shot peening*, embora não tenha sido observada uma variação em da/dN , após o tratamento.

Analisando os resultados encontrados até este momento para $R = 0,1$, pode-se observar que, tanto para tensão plana quanto para deformação plana, o processo de *shot peening* foi mais eficaz para a obtenção de retardo na propagação de trincas por fadiga quando se utilizou padrão de placa *Almen N*. Foi observado também que, para tensão plana, o retardo obtido foi mais significativo do que o encontrado para a deformação plana nesta condição (Figuras 4.6 e 4.8).

Figura 4.13 – Comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga dos corpos de prova sem e com *shot peening* nas intensidades de 10 N e 12 A atrás da ponta da trinca de 19 mm, em estado de deformação plana e $R = 0,5$.



Fonte: (do próprio autor).

Segundo Zhu e Shaw (1995)⁸, os efeitos do processo de *shot peening* provocam diminuição na taxa de propagação de trinca por fadiga quando conseguem aumentar o efeito do fenômeno de fechamento de trinca. Song e Wen (1999)⁹ também mostraram a importância no aumento das tensões de fechamento da trinca para a obtenção de retardo na taxa de propagação de trincas após o processo de *shot peening*. Devido a isso, foi realizado um estudo das tensões de fechamento para as condições estudadas. As Figuras 4.14 a 4.17 mostram os resultados do nível de fechamento de trinca, $\Delta K_{eff}/\Delta K$, versus o tamanho de trinca normalizado, a/W , para as mesmas condições de ensaios, apresentadas nas Figuras 4.6 a 4.9.

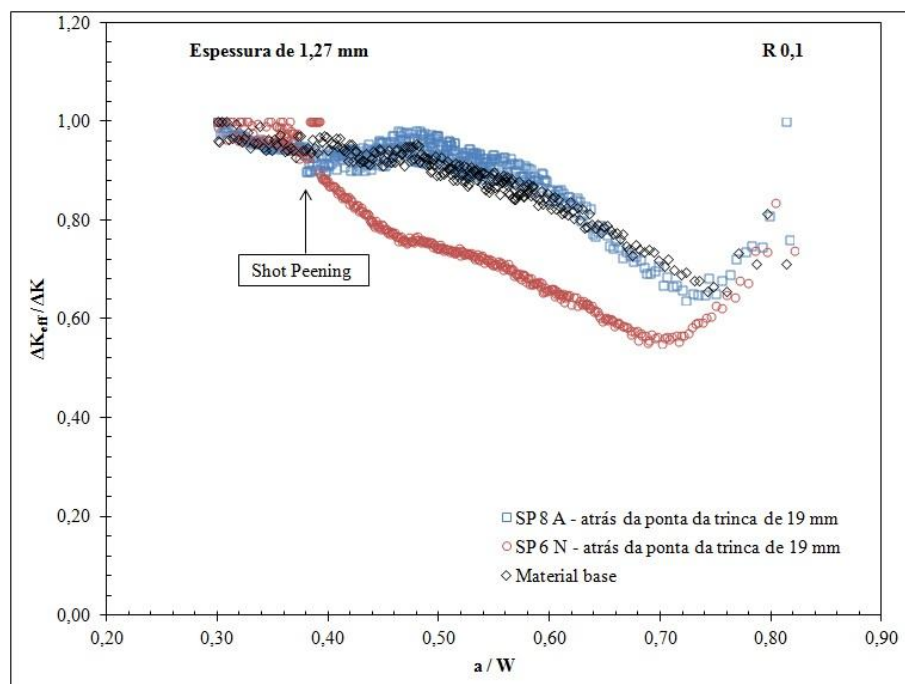
A Figura 4.14 mostra os resultados dos corpos de prova em estado de tensão plana e $R = 0,1$. Pode-se observar que o nível de fechamento de trinca do corpo de prova com *shot peening* na intensidade de 6 N diminui após a aplicação do processo de *shot peening* ($a/W = 0,38$), em relação ao corpo de prova sem *shot peening*. Esta diminuição mantém-se constante até ocorrer a fratura do material. Para os corpos de prova sem e com *shot peening* na intensidade de 8 A, não há diferenças no nível de fechamento de trinca durante toda sua propagação. A influência do processo de *shot peening* no fechamento de trinca explica o

⁸ Ver seção 2.4.

⁹ Ver seção 2.4.

retardo que ocorreu na taxa de propagação de trinca por fadiga do corpo de prova com *shot peening* na intensidade de 6 N (Figura 4.6). Esses resultados estão de acordo com os resultados apresentados por Zhu e Shaw (1995) e Song e Wen (1999), ou seja, o retardo na taxa de propagação de trinca por fadiga ocorre somente quando os efeitos do processo de *shot peening* influenciam o fechamento de trinca.

Figura 4.14 – Comportamento do fechamento de trinca dos corpos de prova sem e com *shot peening* nas intensidades de 6 N e 8 A atrás da ponta da trinca de 19 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,1$.

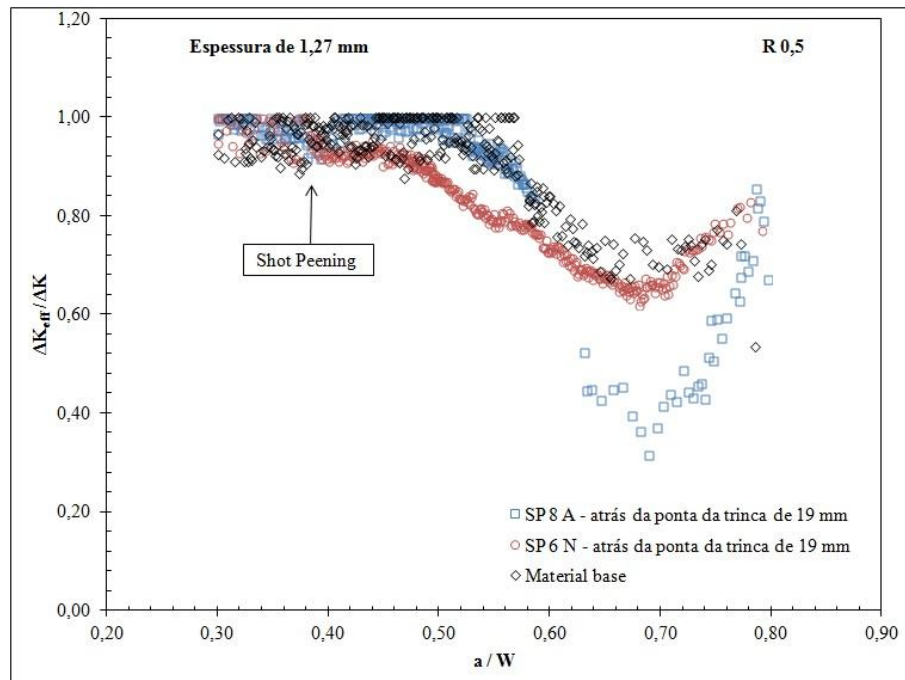


Fonte: (do próprio autor).

Para os corpos de prova em estado de tensão plana e $R = 0,5$ (Figura 4.15) nenhuma variação é observada no nível de fechamento de trinca, após a aplicação do processo de *shot peening* nas intensidades de 6 N e 8 A, confirmando os resultados obtidos e discutidos anteriormente sobre a não influência do processo de *shot peening* nestas condições. Baptista et al. (2012), estudando uma liga de alumínio 2524 - T3, observaram e mediram uma existência significativa de fechamento de trinca, no estágio II de propagação, para valores de razão de carga, R , de 0,05, 0,1 e 0,15, um fechamento menos pronunciado para $R = 0,3$. Para $R = 0,5$ e $R = 0,6$ não foi observado o fenômeno de fechamento. Portanto, se para $R = 0,5$ não há influência significativa em ΔK_{eff} , pode-se presumir que o processo de *shot peening* não produziria efeitos de retardo na taxa de propagação de trinca por fadiga, quando aplicado em

uma trinca no estágio II como é nesta situação ($a = 19 \text{ mm}$). Um estudo com uma trinca de tamanho próximo ao estágio I de propagação é mostrado na seção 4.7.3.

Figura 4.15 – Comportamento do fechamento de trinca dos corpos de prova sem e com *shot peening* nas intensidades de 6 N e 8 A atrás da ponta da trinca de 19 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,5$.

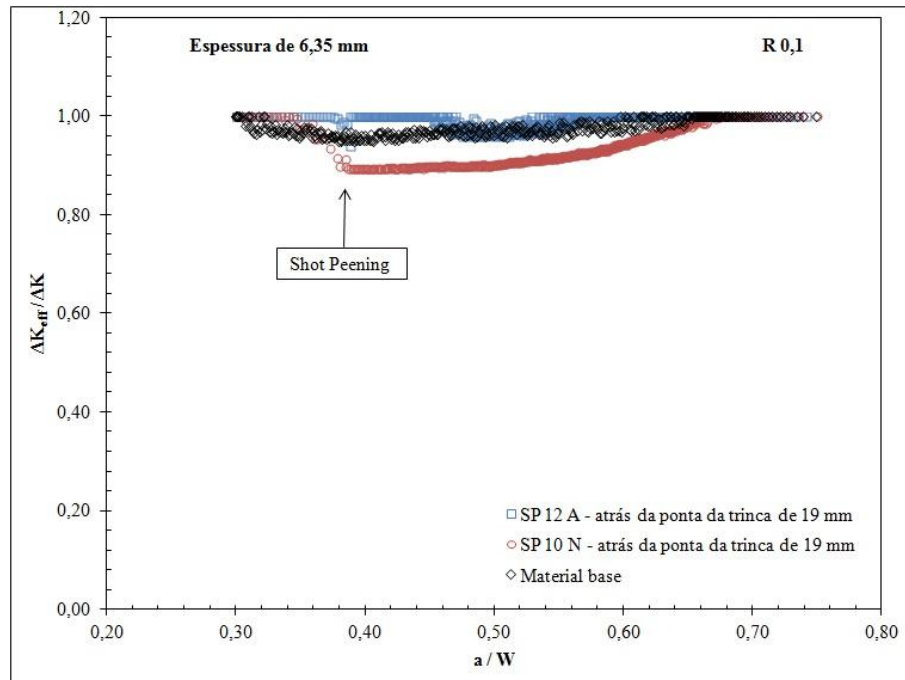


Fonte: (do próprio autor).

A Figura 4.16 mostra os resultados das tensões de fechamento dos ensaios nos corpos de prova em estado de deformação plana e $R = 0,1$. Pode-se observar que, para a intensidade de 10 N, o valor de ΔK_{eff} diminui com a aplicação do processo de *shot peening* justificando o retardo na taxa de propagação da trinca mostrado na Figura 4.8.

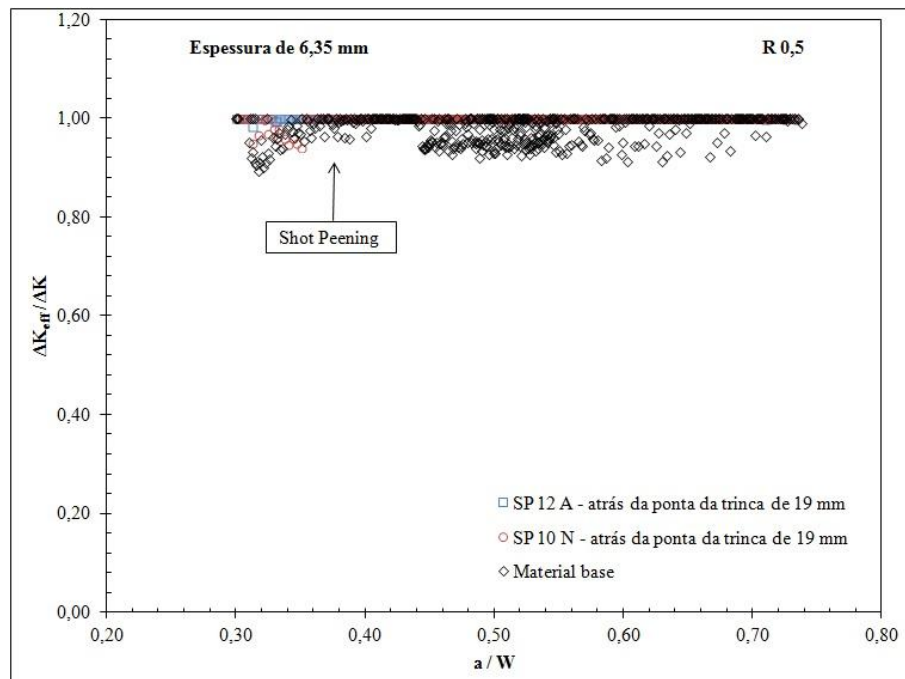
A Figura 4.17 mostra os resultados das tensões de fechamento dos ensaios nos corpos de prova em estado de deformação plana e $R = 0,5$. Os resultados mostram que não há nenhuma variação no nível de fechamento de trinca após a aplicação do processo de *shot peening*, o que justifica a não influência do processo de *shot peening* na taxa de propagação de trinca por fadiga para estas condições.

Figura 4.16 – Comportamento do fechamento de trinca dos corpos de prova sem e com *shot peening* nas intensidades de 10 N e 12 A atrás da ponta da trinca de 19 mm, em estado de deformação plana e $R = 0,1$.



Fonte: (do próprio autor).

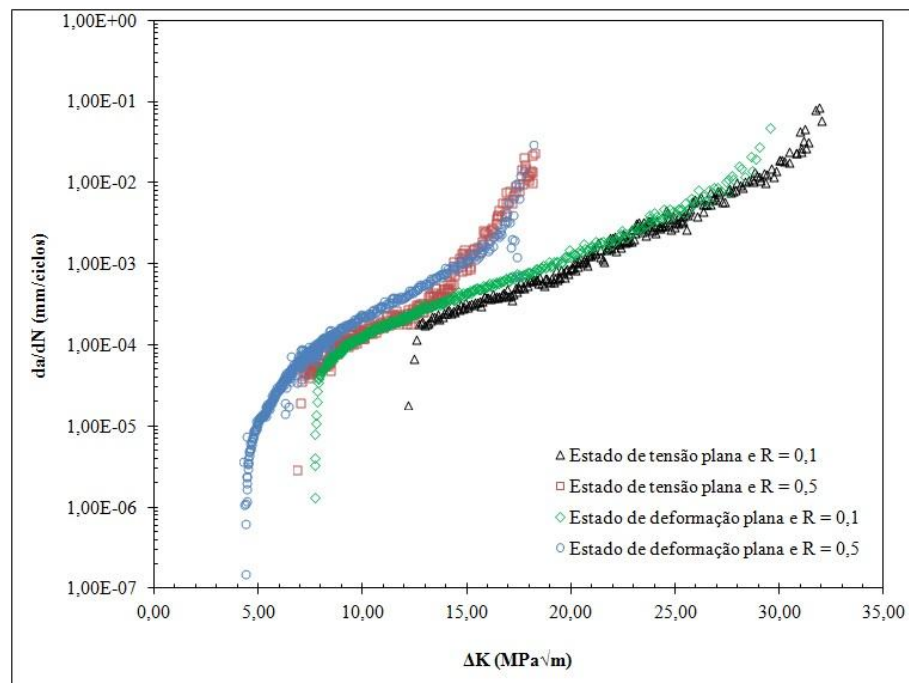
Figura 4.17 – Comportamento do fechamento de trinca dos corpos de prova sem e com *shot peening* nas intensidades de 10 N e 12 A atrás da ponta da trinca de 19 mm, em estado de deformação plana e $R = 0,5$.



Fonte: (do próprio autor).

A Figura 4.18 mostra as curvas da/dN versus ΔK dos ensaios sem tratamento de *shot peening* para todas as condições estudadas. Pode-se observar que, para um mesmo valor de ΔK , a taxa de propagação da trinca é maior para o estado de deformação plana em relação ao estado de tensão plana para ambas as razões de carga. Portanto, é esperado que o efeito da tensão de fechamento seja menor para as espessuras maiores. As pesquisas descritas nos próximos parágrafos confirmam os resultados encontrados.

Figura 4.18 – Comparação das taxas de propagação de trinca por fadiga entre os corpos de prova sem *shot peening* em estado de tensão plana e deformação plana para $R = 0,1$ e $R = 0,5$.



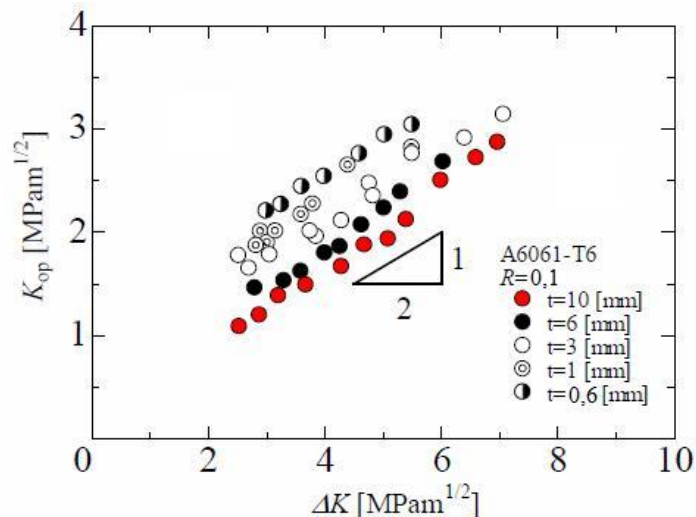
Fonte: (do próprio autor).

De Matos e Nowell (2009) estudaram o efeito da espessura do corpo de prova do tipo CT sobre o comportamento do fechamento de trinca para uma liga de alumínio 6082 - T6. Os resultados dos ensaios de propagação de trinca por fadiga apresentados mostraram que a trinca de fadiga se propaga mais rapidamente em corpos de prova de maiores espessuras em relação a espessuras mais finas para um mesmo valor de ΔK . Segundo de Matos e Nowell (2009), este efeito está relacionado com o desenvolvimento de maiores níveis de fechamento de trinca quando o estado de tensão à frente da trinca está mais próximo do estado de tensão plana do que o de deformação plana.

Masuda et al. (2014), utilizando um corpo de prova do tipo CT de liga de alumínio 6061 - T6, também mostram a variação do valor de K_{op} em função de ΔK e de várias espessuras

para $R = 0,1$ (Figura 4.19). O valor de K_{op} aumenta com o aumento de ΔK . E também é observado que o nível de fechamento aumenta com a diminuição da espessura do corpo de prova. Ambos os efeitos, segundo os autores, são características típicas do fechamento de trinca induzido por plasticidade.

Figura 4.19 – Dependência de K_{op} no ΔK e na espessura do material.



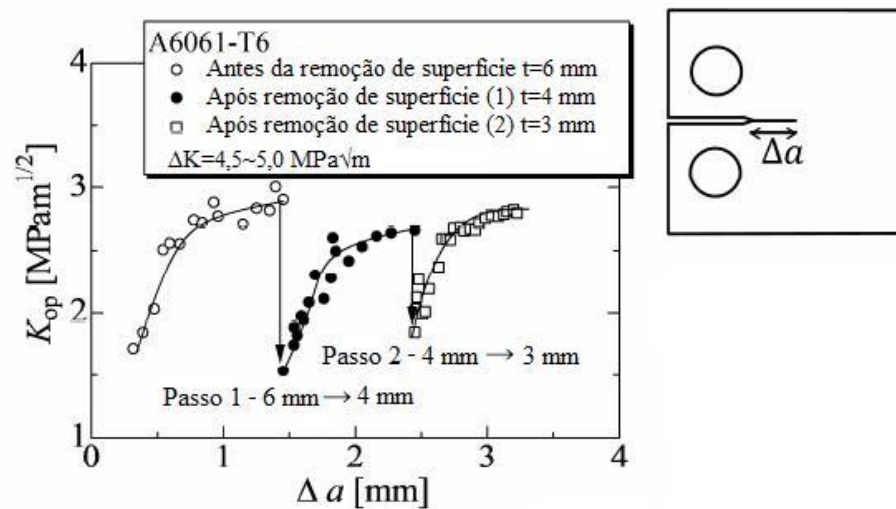
Fonte: (MASUDA et al., 2014).

Masuda et al. (2014) também analisaram o efeito da remoção de superfície no nível de fechamento de trinca (Figura 4.20). O corpo de prova foi ensaiado com valores de ΔK entre 4,5 e 5,0 $MPa\sqrt{m}$. A partir da variação da trinca, Δa , em 1,5 mm, foi removido 1 mm da espessura do corpo de prova de cada lado da superfície por eletroerosão (1º passo). Após a remoção, pode-se observar uma significativa queda no valor de K_{op} . Para Δa igual a 2,5 mm (2º passo), foram removidos mais 0,5 mm de cada lado da superfície por eletroerosão, diminuindo novamente os valores de K_{op} . Estes resultados mostram que a zona plástica em estado de tensão plana na superfície do material é um fator importante no fechamento de trinca de fadiga, induzido por plasticidade.

Considerando a importância da tensão plana na superfície dos corpos de prova, realizou-se um estudo dos tamanhos da zona plástica cíclica em estado de tensão plana na superfície dos corpos de prova sem *shot peening*. A Figura 4.21 apresenta as curvas, tamanho da trinca, a , versus tamanho da zona plástica cíclica na superfície, dos corpos de prova em estado de tensão plana (espessura de 1,27 mm) e deformação plana (espessura de 6,35 mm) para as razões de carga, R , 0,1 e 0,5. Pode-se observar através da análise das Figuras 4.6 a 4.9 e 4.21,

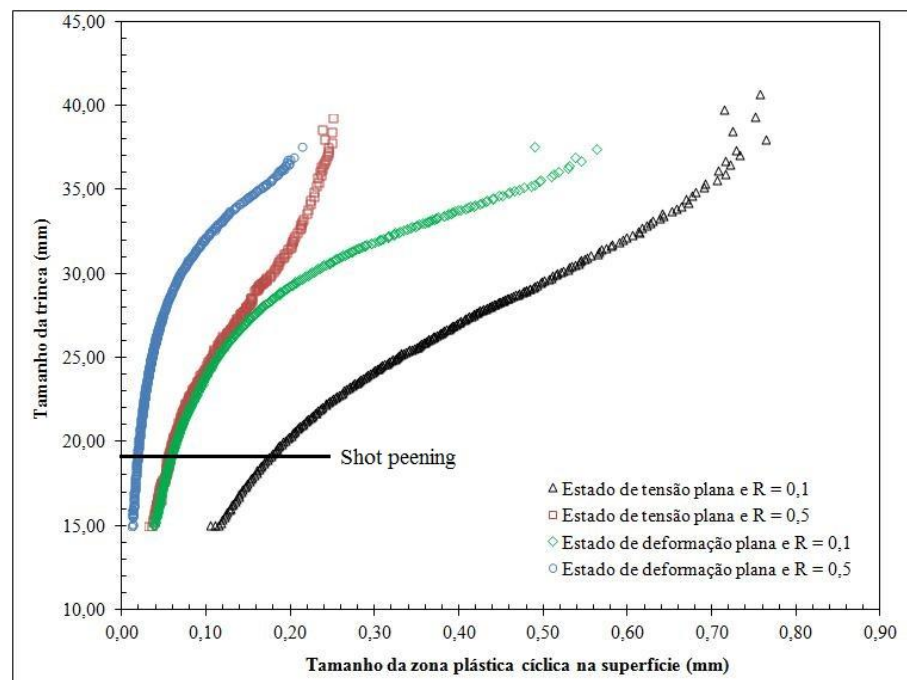
uma relação direta entre os tamanhos da zona plástica cíclica com o efeito de retardo, induzido pelo processo de *shot peening*, na taxa de propagação da trinca por fadiga no momento de aplicação do processo de *shot peening* ($a = 19 \text{ mm}$).

Figura 4.20 – Efeito da remoção de superfície.



Fonte: (MASUDA et al., 2014).

Figura 4.21 – Comparação do tamanho da zona plástica cíclica na superfície entre os corpos de prova sem *shot peening* em estado de tensão plana e deformação plana para $R = 0,1$ e $R = 0,5$.



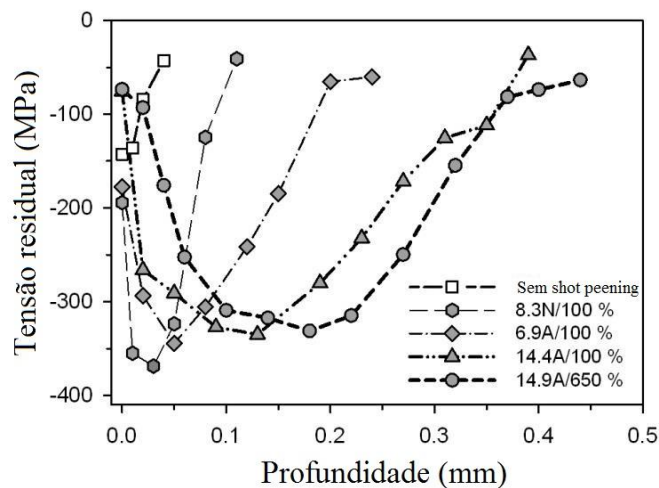
Fonte: (do próprio autor).

Estas observações sugerem que o processo de *shot peening* é mais efetivo, no estágio II de propagação de trinca por fadiga, quando atua sobre uma região com maior deformação plástica inicial.

Como o estado de tensão na superfície parece ser o mais importante para atuar na variação das tensões de fechamento, espera-se que maiores tensões compressivas na superfície, induzidas pelo processo de *shot peening*, tenham maior capacidade de induzir um retardo na taxa de propagação de trincas por fadiga. Segundo Trško (2013) e Vielma, Llaneza e Belzunce (2014), intensidades de *shot peening* mais severas criam campos de tensões residuais compressivas mais profundas, porém menores valores de tensões residuais compressivas na superfície (Figura 4.22). Isso pode ajudar a explicar o porquê de as intensidades menores de *shot peening* terem obtido os melhores efeitos de retardo na taxa de propagação de trinca por fadiga quando comparados com as intensidades maiores e mais severas.

Os resultados de Trško (2013) e Vielma, Llaneza e Belzunce (2014) e as conclusões de que o fenômeno de fechamento de trinca induzido por plasticidade é mais significativo na superfície do material (MASUDA et al., 2014), em espessuras menores (DE MATOS; NOWELL, 2009; MASUDA et al., 2014) e em razões de carga menores (BAPTISTA et al., 2012) justificam o fato de o melhor efeito de retardo na taxa de propagação de trinca por fadiga ter sido encontrado para a menor intensidade de *shot peening* (6 N), estado de tensão plana e $R = 0,1$.

Figura 4.22 – Perfil de tensão residual da camada superficial sem e após o tratamento de superfície por *shot peening*, com diferentes intensidades.



Fonte: (TRŠKO, 2013).

4.7.2 Análise do comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga em relação à região de aplicação do processo de *shot peening*

Os trabalhos realizados por Zhu e Shaw (1995) e Song e Wen (1999) mostraram a influência da posição de aplicação do processo de *shot peening* em relação a seu efeito na taxa de propagação de trinca por fadiga¹⁰. Em ambos os estudos, foi demonstrado que a aplicação do *shot peening* é mais efetiva, se realizada atrás da ponta da trinca, quando comparado a uma aplicação em volta ou à frente da ponta da trinca. Contudo, Song e Wen (1999) estudaram esse efeito para o aço inoxidável AISI 304, e Zhu e Shaw (1995) estudaram este efeito na liga de alumínio 7075 - T6 para intensidades de padrão *Almen A*. Além disso, em princípio, poderia presumir-se que a aplicação do processo de *shot peening* em volta da ponta da trinca influenciaria o campo de tensões residuais compressivas e aumentaria o efeito de retardo em sua taxa de propagação. Devido a isso, uma análise da posição de aplicação do *shot peening* é realizada nesta seção para a condição em que o processo, com a aplicação atrás da ponta da trinca, foi mais efetivo: $R = 0,1$, em estado de tensão plana e intensidade 6 N. Para efeito de comparação, os ensaios foram repetidos para $R = 0,5$.

As Figuras 4.23 e 4.24 mostram os resultados do comportamento do crescimento da trinca de fadiga, a partir de $a = 19 \text{ mm}$ (estágio II de propagação) até a fratura, com as razões de carga, R , 0,1 e 0,5, respectivamente. As curvas, tamanho da trinca, a , versus número de ciclos, são dos corpos de prova sem *shot peening* e com *shot peening* na intensidade de 6 N aplicado atrás da ponta da trinca¹¹ e em volta da ponta da trinca¹².

Para $R = 0,1$ (Figura 4.23), pode-se observar que o processo de *shot peening* não influenciou a taxa de propagação da trinca, quando aplicado em volta da ponta da trinca. A curva do corpo de prova com *shot peening* aplicado atrás da ponta da trinca, apresentada na Figura 4.23, é a mesma da Figura 4.6, que foi reapresentada para comparação com a condição de aplicação do *shot peening* em volta da ponta da trinca.

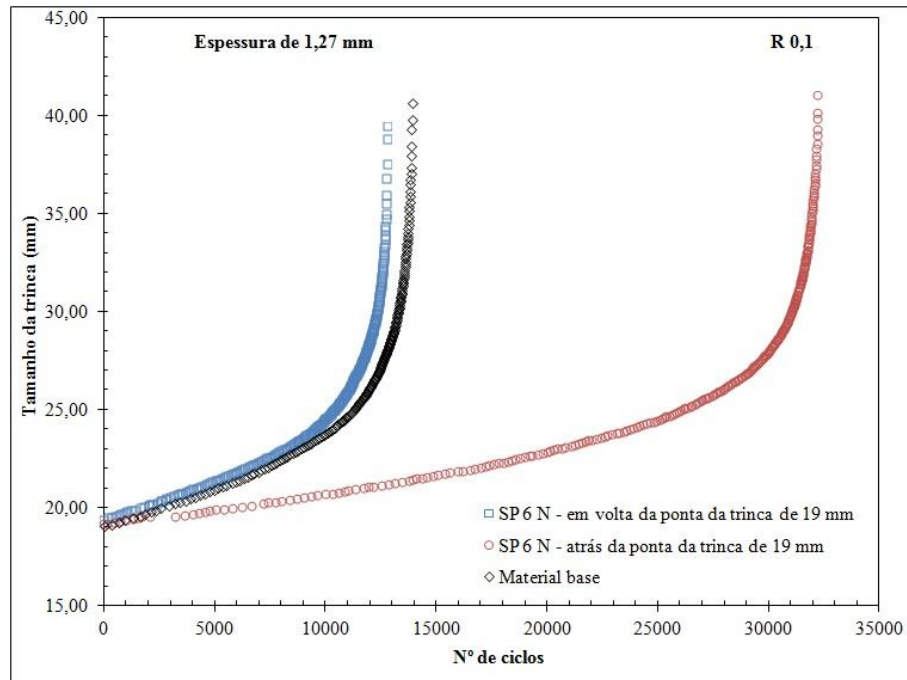
Para $R = 0,5$ (Figura 4.24), ao contrário de $R = 0,1$, pode-se observar uma tendência de aumento na vida em fadiga quando o processo de *shot peening* foi aplicado em volta da ponta da trinca, em comparação com o corpo de prova sem *shot peening*. A curva do corpo de prova com *shot peening* aplicado atrás da ponta da trinca, apresentada na Figura 4.24, é a mesma da Figura 4.7. Estudos das curvas de da/dN versus ΔK e de ΔK_{eff} são realizados a seguir para uma melhor análise dessas considerações.

¹⁰ Ver seção 2.4.

¹¹ Ver Figura 3.8.

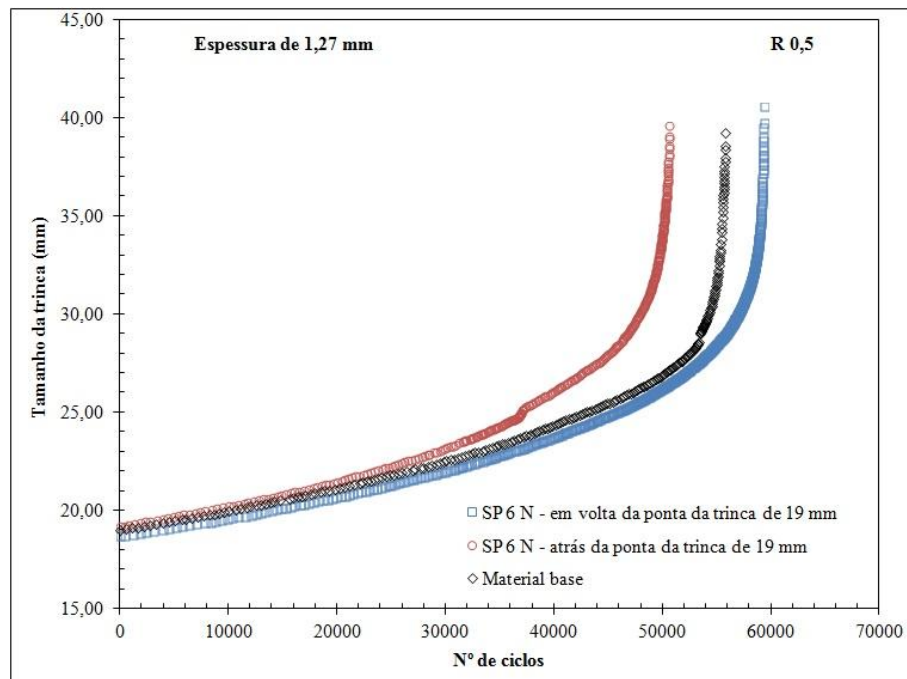
¹² Ver Figura 3.9.

Figura 4.23 – Comportamento do crescimento da trinca de fadiga dos corpos de prova sem e com *shot peening* na intensidade de 6 N atrás e em volta da ponta da trinca, em estado de tensão plana e $R = 0,1$, a partir de $a = 19 \text{ mm}$ até a fratura.



Fonte: (do próprio autor).

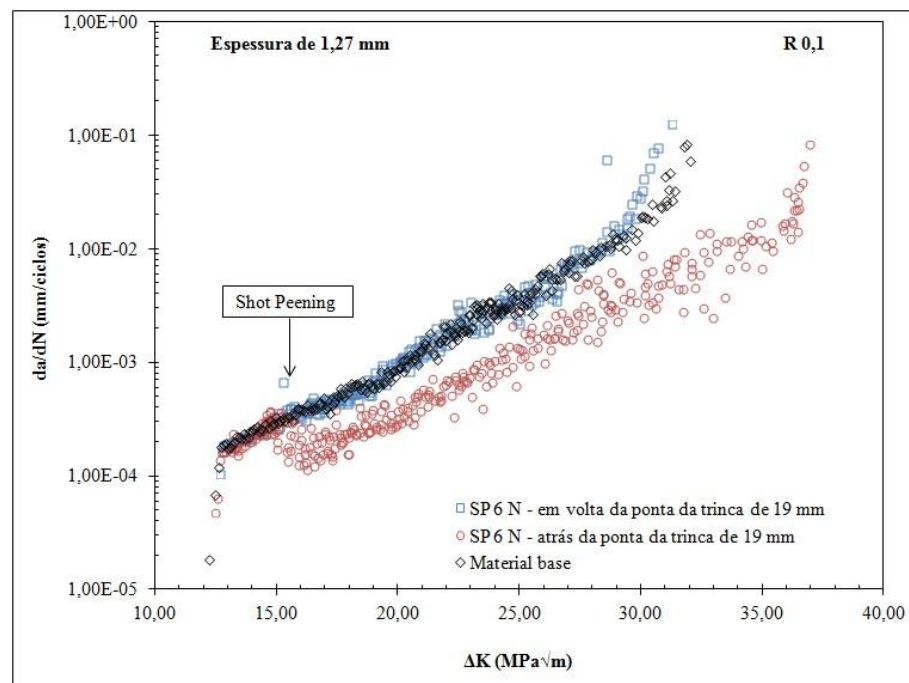
Figura 4.24 – Comportamento do crescimento da trinca de fadiga dos corpos de prova sem e com *shot peening* na intensidade de 6 N atrás e em volta da ponta da trinca, em estado de tensão plana e $R = 0,5$, a partir de $a = 19 \text{ mm}$ até a fratura.



Fonte: (do próprio autor).

As Figuras 4.25 e 4.26 mostram o efeito do processo de *shot peening* nas taxas de propagação de trinca por fadiga, da/dN , versus a variação do fator de intensidade de tensão, ΔK , para os mesmos corpos de prova, apresentados nas Figuras 4.23 e 4.24, respectivamente. Não foi observada nenhuma variação na taxa de propagação de trinca por fadiga, após a aplicação do processo de *shot peening* em volta da ponta da trinca quando comparado com o corpo de prova sem *shot peening*, para as duas razões de carga analisadas. Portanto, a tendência de retardo mostrada na Figura 4.24 não foi confirmada a partir dessa análise.

Figura 4.25 – Comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga dos corpos de prova sem e com *shot peening* na intensidade de 6 N atrás e em volta da ponta da trinca de 19 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,1$.

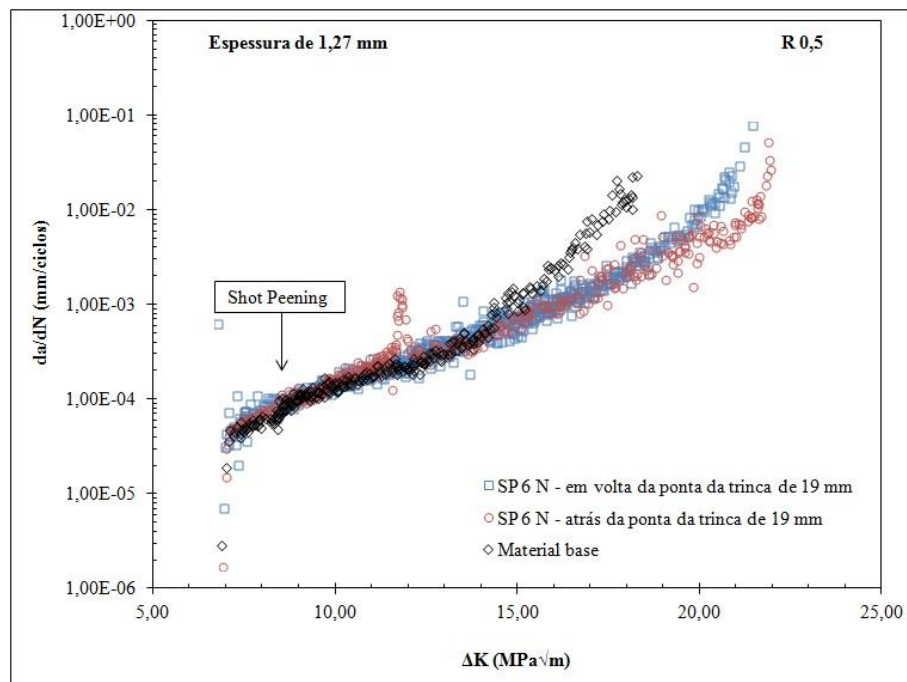


Fonte: (do próprio autor).

As Figuras 4.27 e 4.28 mostram o efeito do processo de *shot peening* no fechamento de trinca para os mesmos corpos de prova, apresentados nas Figuras 4.23 e 4.24, respectivamente. Na Figura 4.27 pode ser observado que, após o processo de *shot peening*, não ocorreu uma variação nas tensões de fechamento da trinca, quando o processo foi aplicado em volta da ponta da trinca. Além disso, pode-se observar que o nível de fechamento de trinca, quando o processo foi aplicado em volta da ponta da trinca, manteve-se constante até próximo à fratura do corpo de prova, obtendo-se, inclusive, menores valores do que o corpo de prova sem tratamento de *shot peening*. Isso explica a pequena diminuição da vida

em fadiga, para essa condição de tratamento, em relação à condição sem *shot peening*, mostrada na Figura 4.23.

Figura 4.26 – Comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga dos corpos de prova sem e com *shot peening* na intensidade de 6 N atrás e em volta da ponta da trinca de 19 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,5$.

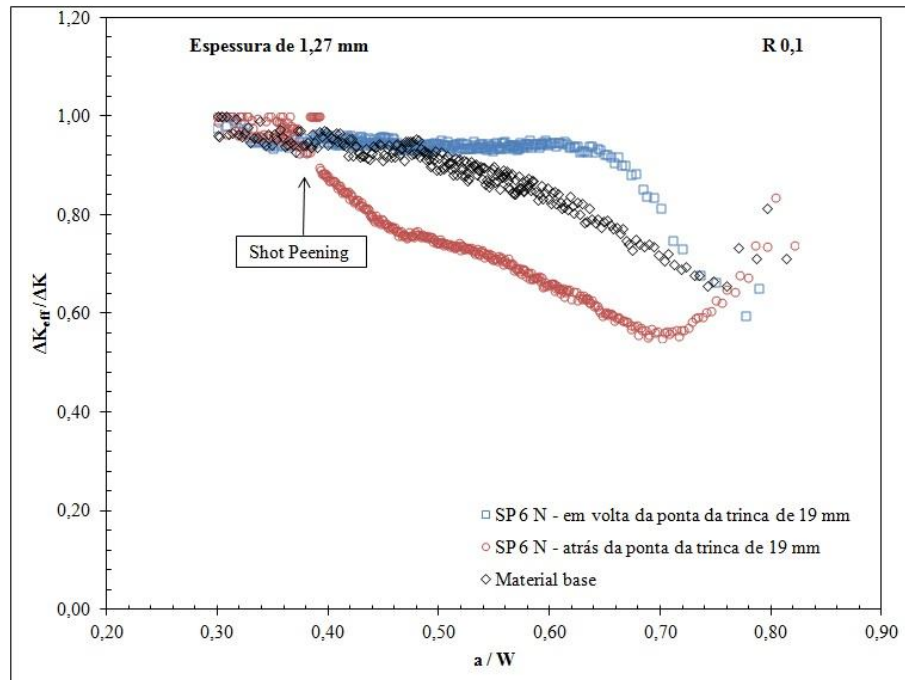


Fonte: (do próprio autor).

A Figura 4.28 mostra que, para $R = 0,5$, não houve diferenças no comportamento das tensões de fechamento para as condições estudadas, confirmando o que foi observado na Figura 4.26.

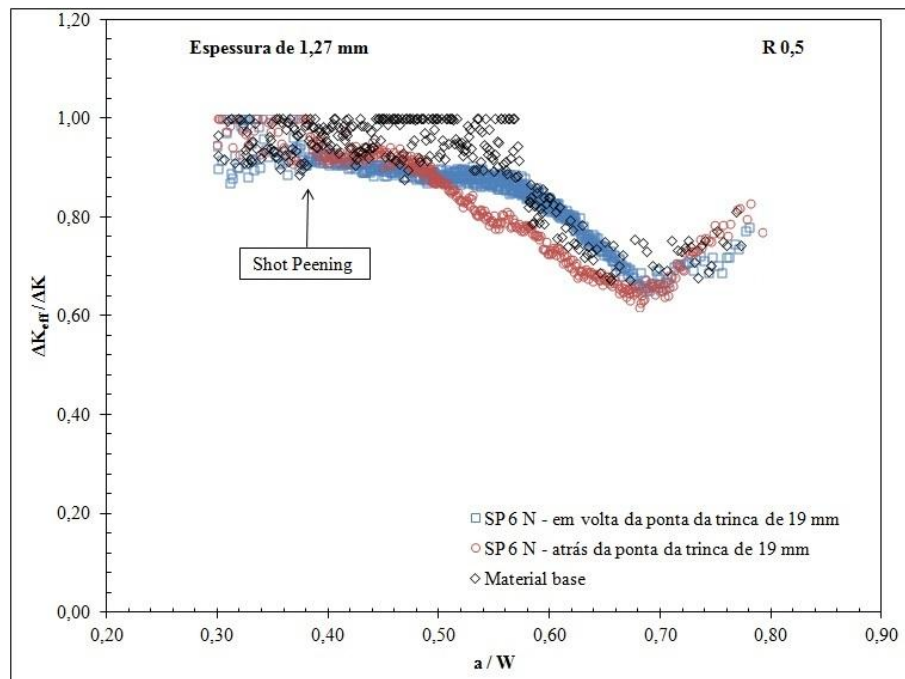
A partir desse estudo, confirmam-se aqui os resultados obtidos por Song e Wen (1999) e Zhu e Shaw (1995), nos quais mostra-se a maior efetividade do processo de *shot peening* aplicado atrás da ponta da trinca, em relação à sua aplicação em volta e à frente da ponta da trinca, respectivamente. Para Zhu e Shaw (1995), o melhor efeito de o tratamento de *shot peening* ocorrer, quando aplicado atrás da ponta da trinca, é uma consequência do elevado efeito de cunha na trinca e das tensões superficiais de compressão favoráveis, o que pode ser demonstrado por um maior nível de fechamento de trinca. Para Song e Wen (1999), o menor efeito do processo de *shot peening*, quando aplicado em volta da trinca, está relacionado ao fato de a aplicação do processo ter uma tendência de abrir a ponta da trinca, diminuindo o fenômeno de fechamento. Como resultado, a força motriz da trinca aumenta e induz aceleração momentânea no seu crescimento, após o processo de *shot peening*.

Figura 4.27 – Comportamento do fechamento de trinca dos corpos de prova sem e com *shot peening* na intensidade de 6 N atrás e em volta da ponta da trinca de 19 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,1$.



Fonte: (do próprio autor).

Figura 4.28 – Comportamento do fechamento de trinca dos corpos de prova sem e com *shot peening* na intensidade de 6 N atrás e em volta da ponta da trinca de 19 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,5$.



Fonte: (do próprio autor).

Quando o processo de *shot peening* é aplicado em volta da ponta da trinca, nenhum efeito de retardo na taxa de propagação foi observado neste trabalho (Figuras 4.25 e 4.26). Isso pode ser devido, portanto, ao fato de as tensões residuais compressivas, induzidas pelo processo de *shot peening* à frente da ponta da trinca, restringirem a formação da zona plástica na superfície, e/ou o processo de *shot peening* abrir a ponta da trinca. Com isso, diminuirá o fenômeno de fechamento de trinca induzido por plasticidade.

Até o presente momento, pode-se observar que o efeito de retardo na taxa de propagação da trinca ocorreu quando o processo de *shot peening* influenciou as tensões de fechamento de trinca, induzidas por plasticidade. Isto é, quando não há influência em ΔK_{eff} , o efeito de retardo não ocorre. Como o fenômeno de fechamento de trinca ocorre devido às tensões residuais compressivas atrás da ponta da trinca (SCHÖN, 2013), o tratamento de *shot peening*, realizado nessa posição, mostrou-se mais importante para a indução do retardo na taxa de propagação de trinca.

4.7.3 Análise do comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga em relação ao tamanho da trinca antes da aplicação do processo de *shot peening*

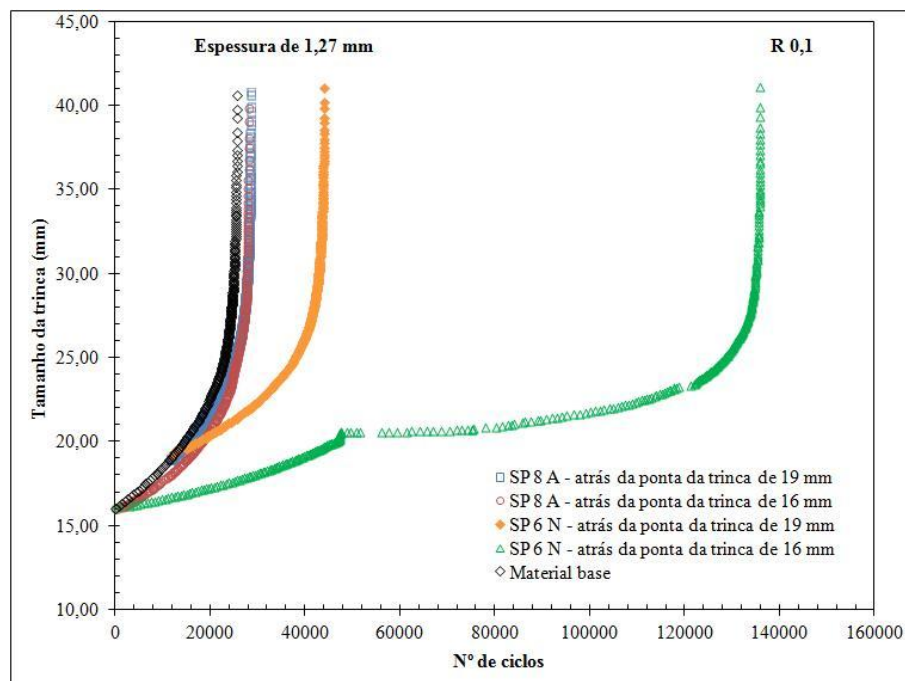
As análises das seções 4.7.1 e 4.7.2 foram realizadas com a aplicação do processo de *shot peening*, em uma trinca de fadiga existente em pleno estágio II de propagação, $a = 19 \text{ mm}$ (4 mm de trinca de fadiga mais 15 mm de entalhe). O processo de *shot peening*, quando aplicado em um componente sem trinca, mostrou-se, em diversos trabalhos, sua eficiência no aumento do número de ciclos necessários à iniciação de uma trinca por fadiga¹³. Devido a esses fatos, faz-se necessário um estudo da influência do processo de *shot peening* na taxa de propagação da trinca em situação intermediária. Para tal, o processo de *shot peening* foi aplicado em uma trinca de fadiga existente, com tamanho próximo ao estágio I de propagação, $a = 16 \text{ mm}$ (1 mm de trinca de fadiga mais 15 mm de entalhe).

A Figura 4.29 mostra os resultados do comportamento do crescimento da trinca de fadiga dos corpos de prova em estado de tensão plana (espessura de 1,27 mm) e $R = 0,1$. As curvas, tamanho da trinca, a , versus número de ciclos, N , são dos corpos de prova sem *shot peening* e com *shot peening*, aplicado atrás da ponta da trinca nas intensidades de 6 N e 8 A. Pode-se observar que o processo de *shot peening* aumentou a vida em fadiga, principalmente do corpo de prova com *shot peening* na intensidade de 6 N, em que ocorreu um aumento de

¹³ Ver seção 2.4.

aproximadamente de 110.000 ciclos, quando o *shot peening* foi aplicado em uma trinca de 16 mm (próximo ao estágio I de propagação), e superior aos 19.000 ciclos, quando o *shot peening* foi aplicado em um trinca de 19 mm (conforme explicado na seção 4.7.1). Para o corpo de prova com *shot peening* na intensidade de 8 A em uma trinca de 16 mm, o aumento na vida em fadiga foi de aproximadamente 3.000 ciclos. A Figura 4.30 mostra o efeito do processo de *shot peening* no fechamento de trinca, conforme as condições mostradas na Figura 4.29 para $a = 16 \text{ mm}$. Pode-se observar uma diminuição constante no valor de $\Delta K_{eff}/\Delta K$, logo após a aplicação do processo de *shot peening* até $a/W = 0,40$, para o corpo de prova com *shot peening* na intensidade de 6 N, explicando o aumento na vida em fadiga para essa condição. Para o corpo de prova com *shot peening* na intensidade de 8 A ocorre uma diminuição no valor de $\Delta K_{eff}/\Delta K$, logo após a aplicação do processo de *shot peening*, porém, ao contrário do ocorrido para 6 N, não foi uma queda constante, o que justifica o pequeno aumento da vida em fadiga apresentado na Figura 4.29.

Figura 4.29 – Comportamento do crescimento da trinca de fadiga dos corpos de prova sem e com *shot peening* nas intensidades de 6 N e 8 A atrás da ponta da trinca, em estado de tensão plana e $R = 0,1$.

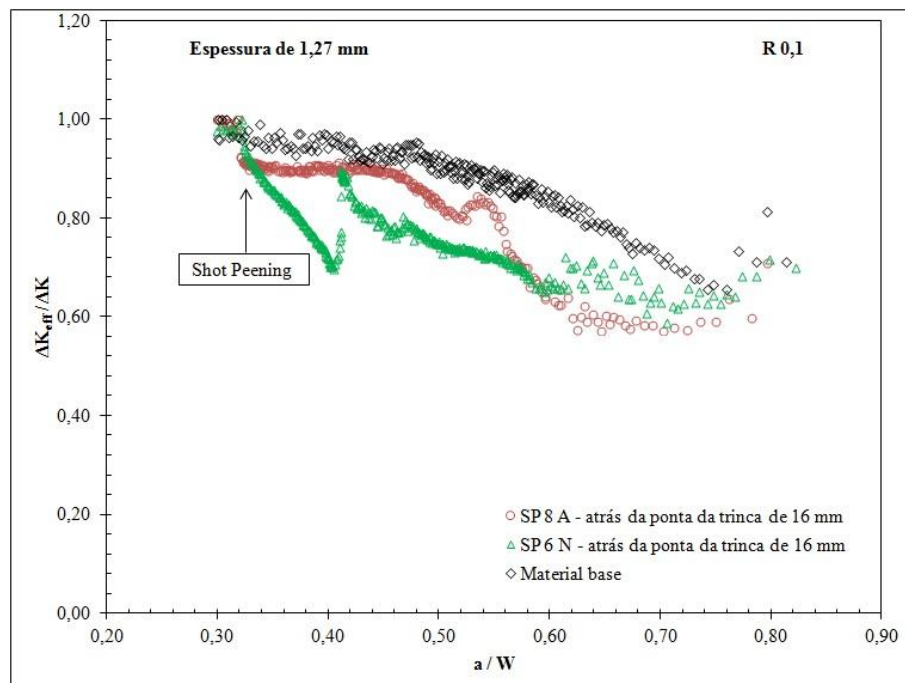


Fonte: (do próprio autor).

Observa-se, na Figura 4.29, que o efeito de retardo no crescimento da trinca ocorreu logo após a aplicação do processo de *shot peening*. Porém, para o corpo de prova em que o

shot peening com intensidade de 6 N foi aplicado em uma trinca de 16 mm, um segundo efeito de retardo mais significativo foi observado quando o tamanho da trinca atingiu aproximadamente 19 mm. Carvalho (2004) também observou um segundo efeito de retardo no crescimento da trinca semelhante (Figura 4.31), estudando o efeito do processo de *shot peening*, com intensidade de 13 N, na taxa de propagação de trinca por fadiga, em uma liga de alumínio 7050 - T7451 com espessura de 4 mm.

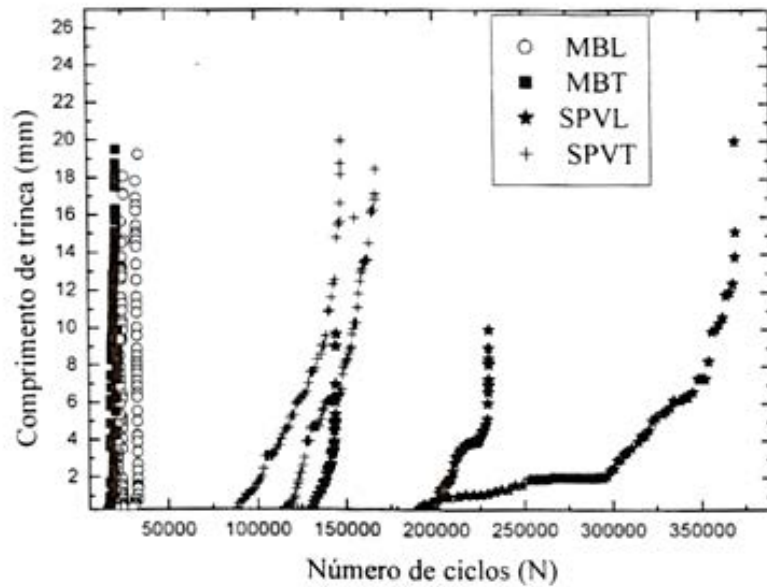
Figura 4.30 – Comportamento do fechamento de trinca dos corpos de prova sem e com *shot peening* nas intensidades de 6 N e 8 A atrás da ponta da trinca de 16 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,1$.



Fonte: (do próprio autor).

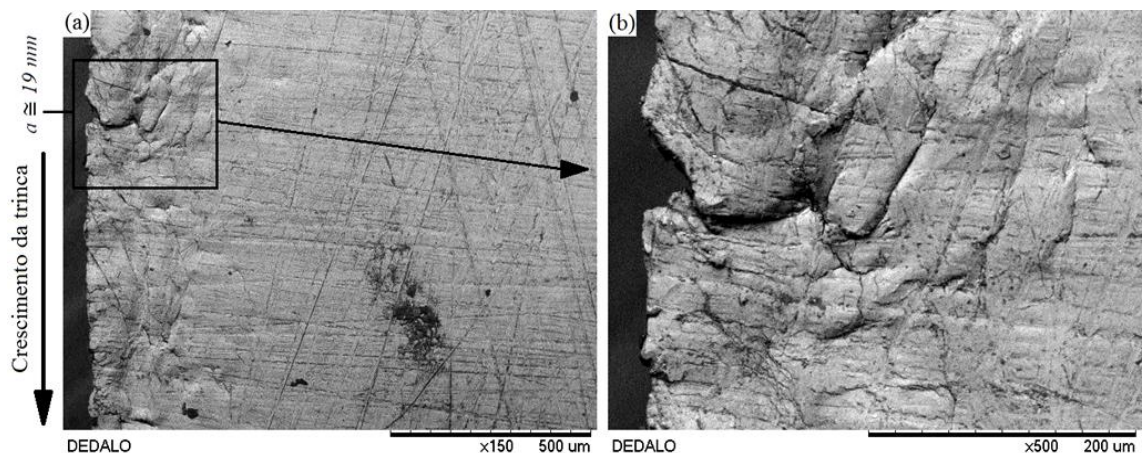
A Figura 4.32 mostra o detalhe da superfície lateral de propagação da trinca no ponto em que o segundo retardo ocorreu ($a \cong 19 \text{ mm}$, Figura 4.29). Na Figura 4.32(a) observa-se um desvio na trajetória da trinca, no ponto em que ocorreu o segundo retardo. Na Figura 4.32(b), uma ampliação desse ponto é mostrada. É interessante observar que, mesmo após a trinca retornar à sua trajetória original, continua existindo a diminuição na taxa de propagação da trinca em relação a seus valores, imediatamente antes do desvio.

Figura 4.31 – Comparação da curva de crescimento de trinca entre corpos de prova sem e com *shot peening* com microesfera de vidro e intensidade de 13 N, nas direções L e T, respectivamente.



Fonte: (CARVALHO, 2004).

Figura 4.32 – (a) detalhe da superfície lateral da propagação da trinca de fadiga do corpo de prova em estado de tensão plana, com *shot peening* na intensidade de 6 N atrás da ponta da trinca, $R = 0,1$ e tamanho de trinca inicial de 16 mm. (b) ampliação do ponto em que ocorre o efeito de retardo.

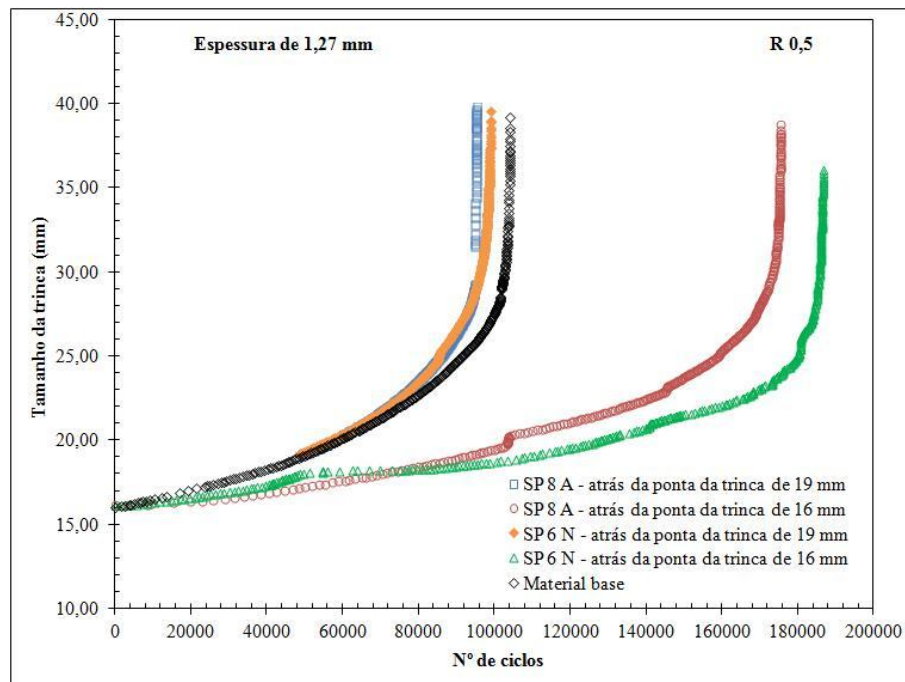


Fonte: (do próprio autor).

A Figura 4.33 mostra os resultados do comportamento do crescimento da trinca de fadiga dos corpos de prova em estado de tensão plana e $R = 0,5$. As curvas, tamanho da trinca, a , versus número de ciclos, N , são dos corpos de prova sem *shot peening* e com *shot peening*, aplicado atrás da ponta da trinca nas intensidades de 6 N e 8 A. Observa-se um

aumento na vida em fadiga quando o *shot peening* foi aplicado em uma trinca de 16 mm, para as duas intensidades de *shot peening* utilizadas. Para a intensidade de 6 N, esse aumento é de aproximadamente 80.000 ciclos e pode-se novamente observar um segundo efeito de retardo semelhante ao apresentado para $R = 0,1$, quando o tamanho da trinca é de aproximadamente 18 mm. Para a intensidade de 8 A, o aumento da vida em fadiga foi de aproximadamente 70.000 ciclos. Conforme apresentado na seção 4.7.1, o processo de *shot peening* não influenciou a vida em fadiga quando foi aplicado em uma trinca de 19 mm em estado de tensão plana e $R = 0,5$.

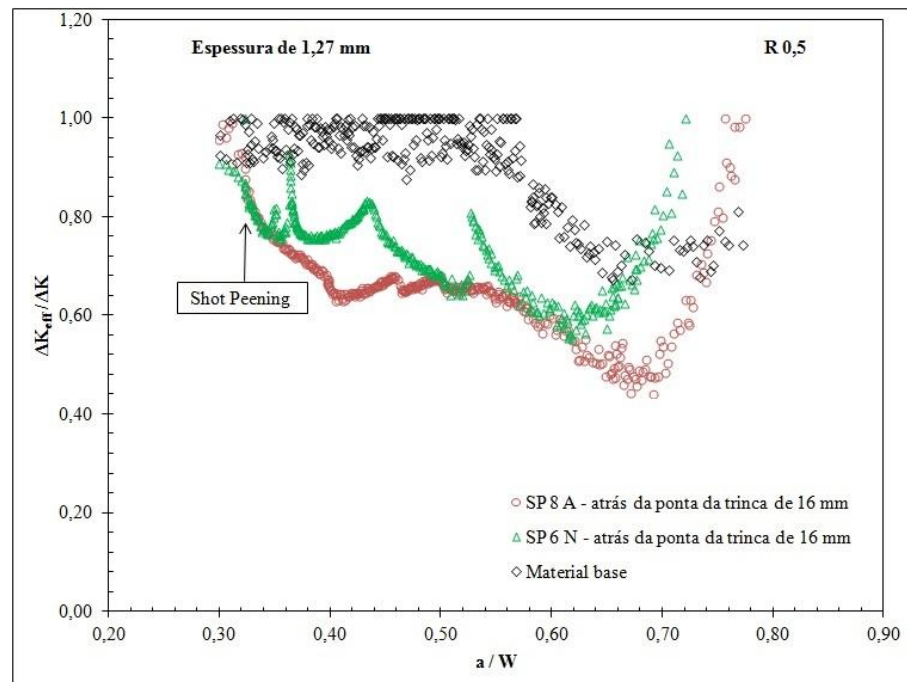
Figura 4.33 – Comportamento do crescimento da trinca de fadiga dos corpos de prova sem e com *shot peening* nas intensidades de 6 N e 8 A atrás da ponta da trinca, em estado de tensão plana e $R = 0,5$.



Fonte: (do próprio autor).

A Figura 4.34 mostra o efeito do processo de *shot peening* no fechamento de trinca para as condições mostradas na Figura 4.33 para $a = 16 \text{ mm}$. Observa-se que, logo após a aplicação do processo de *shot peening*, ocorreu uma diminuição no valor de $\Delta K_{eff}/\Delta K$ dos corpos de prova com *shot peening* nas duas intensidades utilizadas, justificando os retardos na taxa de propagação de trinca, encontrados na Figura 4.33. Portanto, para o estado de tensão plana e $R = 0,5$, o processo de *shot peening* influenciou a taxa de propagação de trinca por fadiga, somente para tamanhos menores de trinca (próximo ao estágio I de propagação).

Figura 4.34 – Comportamento do fechamento de trinca dos corpos de prova sem e com *shot peening* nas intensidades de 6 N e 8 A atrás da ponta da trinca de 16 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,5$.



Fonte: (do próprio autor).

A Figura 4.35 mostra os resultados do comportamento do crescimento da trinca de fadiga dos corpos de prova, em estado de tensão plana e $R = 0,1$. As curvas, tamanho da trinca, a , versus número de ciclos, N , são dos corpos de prova sem *shot peening* e com *shot peening* na intensidade de 6 N em volta da ponta da trinca de 19 mm com 6 mm à frente da trinca¹⁴, em volta da ponta da trinca de 16 mm com 1 mm à frente da trinca¹⁵ e em volta da ponta da trinca de 16 mm com 3 mm à frente da trinca¹⁶. Pode-se observar que o processo de *shot peening* apresenta uma tendência de aumento na vida em fadiga quando aplicado em volta da ponta da trinca de 16 mm, principalmente, com 1 mm à frente da trinca.

A Figura 4.36 mostra o efeito do processo de *shot peening* no fechamento de trinca para as condições em que o processo de *shot peening* foi aplicado em volta da ponta da trinca de 16 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,1$. Pode-se observar que o processo de *shot peening* não influenciou o nível de fechamento de trinca logo após sua aplicação. Observa-se novamente que o nível de fechamento de trinca manteve-se constante até próximo à fratura do corpo de prova, principalmente, para a condição em que o processo de *shot peening* foi

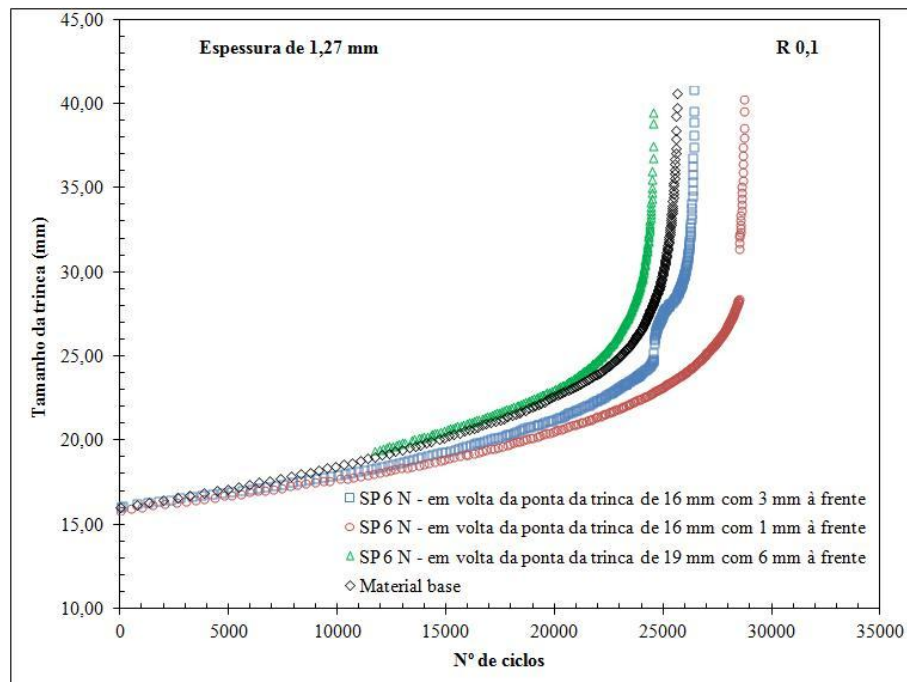
¹⁴ Ver Figura 3.9

¹⁵ Ver Figura 3.11

¹⁶ Ver Figura 3.12

aplicado em volta da ponta da trinca com 1 mm à frente. Isso corrobora o conceito, já apresentado na seção 4.7.2, de que, quando o processo de *shot peening* é aplicado em volta da ponta da trinca, as tensões residuais compressivas, induzidas pelo processo à frente da ponta da trinca, restringem a formação da zona plástica na superfície durante o crescimento da trinca e/ou abrem a ponta da trinca. Portanto, para $R = 0,1$ e nas condições em que o estado de tensão plana prevalece na ponta da trinca, o processo de *shot peening*, na intensidade de 6 N, influencia a taxa de propagação da trinca por fadiga, somente quando aplicado atrás da ponta da trinca, tanto no estágio II quanto próximo ao estágio I de propagação.

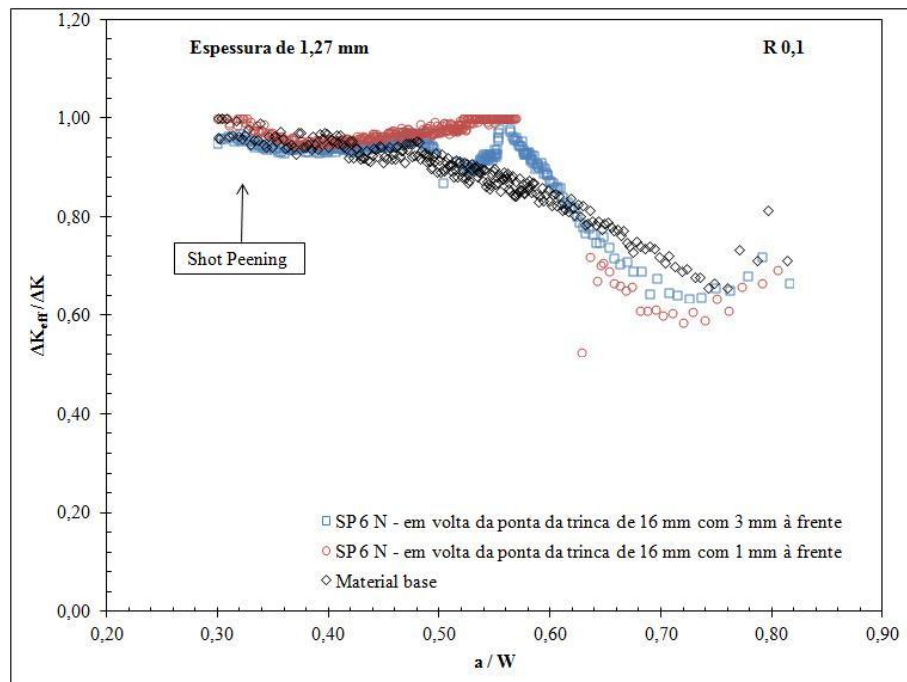
Figura 4.35 – Comportamento do crescimento da trinca de fadiga dos corpos de prova sem e com *shot peening* na intensidade de 6 N em volta da ponta da trinca, em estado de tensão plana e $R = 0,1$.



Fonte: (do próprio autor).

O efeito de retardo na taxa de propagação de trinca por fadiga ocorreu somente quando o processo de *shot peening* foi aplicado atrás da ponta da trinca. Tal situação confirma que o fechamento de trinca parece ser o mecanismo mais pronunciado para provocar o retardo na taxa de propagação de trinca por fadiga. Quando a propagação da trinca ocorreu em região com *shot peening* (em volta da ponta da trinca), o fechamento da trinca não foi afetado, e apenas as tensões residuais compressivas na superfície, induzidas pelo processo à frente da ponta da trinca, não influenciaram a sua taxa de propagação.

Figura 4.36 – Comportamento do fechamento de trinca dos corpos de prova sem e com *shot peening* na intensidade de 6 N em volta da ponta da trinca de 16 mm com 1 mm à frente e com 3 mm à frente, em estado de tensão plana e $R = 0,1$.

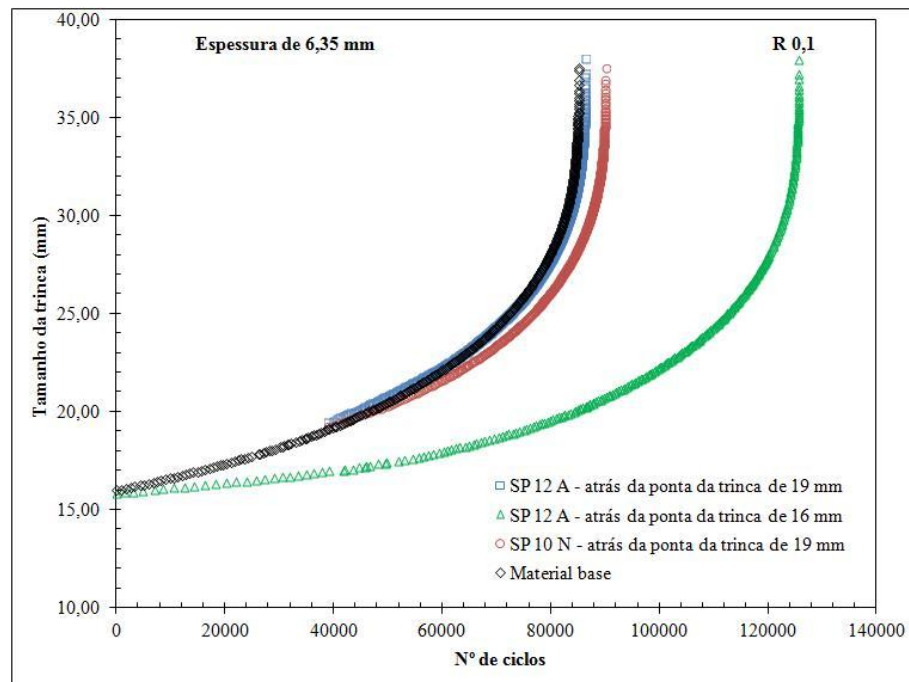


Fonte: (do próprio autor).

A Figura 4.37 mostra os resultados do comportamento do crescimento da trinca de fadiga dos corpos de prova em estado de deformação plana (espessura 6,35 mm) e $R = 0,1$. As curvas, tamanho da trinca, a , versus número de ciclos, são dos corpos de prova sem *shot peening* e com *shot peening* aplicado atrás da ponta da trinca. Pode-se observar que o processo de *shot peening* com intensidade de 12 A aumentou a vida em fadiga em aproximadamente 40.000 ciclos, quando aplicado em uma trinca de 16 mm.

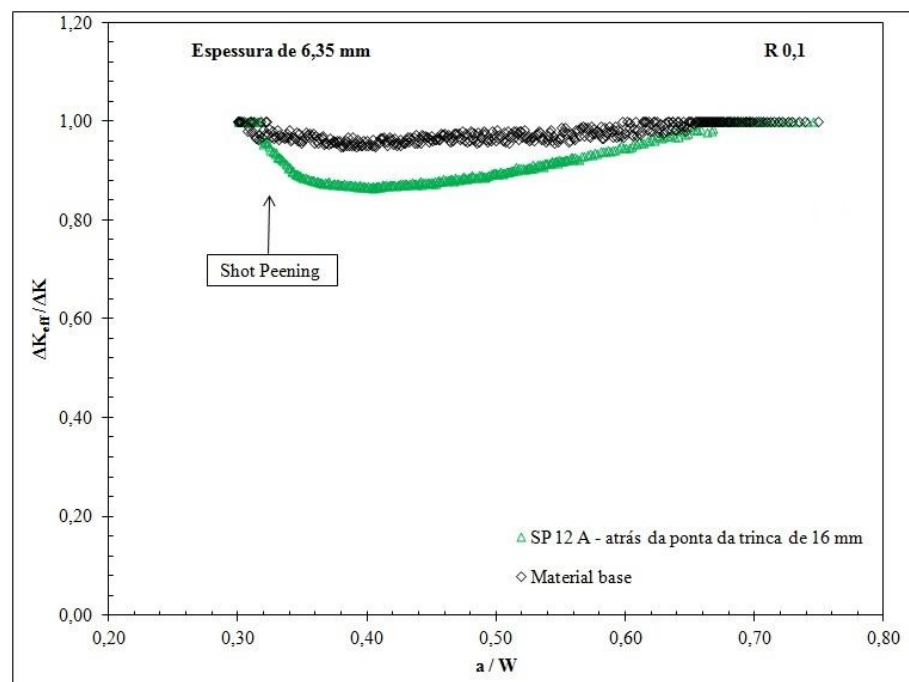
A Figura 4.38 mostra o efeito do processo de *shot peening* no fechamento de trinca para as condições em que o processo de *shot peening* na intensidade de 12 A foi aplicado atrás da ponta da trinca de 16 mm, em estado de deformação plana e $R = 0,1$. Observa-se que ocorreu diminuição no valor de $\Delta K_{eff}/\Delta K$, logo após a aplicação do processo de *shot peening*, em $a/W = 0,32$ até $a/W = 0,40$, mais uma vez demonstrando uma relação do efeito de retardo na taxa de propagação de trinca com a variação de ΔK_{eff} .

Figura 4.37 – Comportamento do crescimento da trinca de fadiga dos corpos de prova sem e com *shot peening* nas intensidades de 10 N e 12 A atrás da ponta da trinca, em estado de deformação plana e $R = 0,1$.



Fonte: (do próprio autor).

Figura 4.38 – Comportamento do fechamento de trinca dos corpos de prova sem e com *shot peening* na intensidade de 12 A atrás da ponta da trinca de 16 mm, em estado de deformação plana e $R = 0,1$.

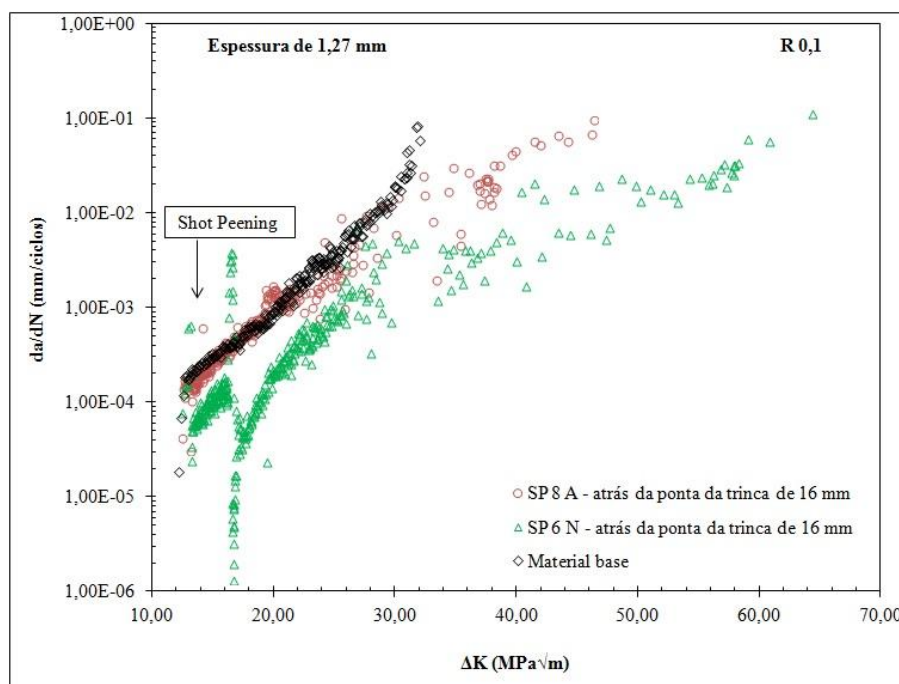


Fonte: (do próprio autor).

Para complementar as análises realizadas nos comportamentos de crescimento da trinca por fadiga, dos corpos de prova com *shot peening* aplicado em uma trinca de 16 mm, serão apresentadas a seguir (Figuras 4.39 a 4.42) curvas da taxa de propagação de trinca por fadiga, da/dN , versus a variação do fator de intensidade de tensão, ΔK , desses corpos de prova.

A Figura 4.39 mostra os resultados dos ensaios dos corpos de prova com *shot peening* aplicado atrás da ponta da trinca de 16 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,1$. Observa-se uma diminuição na taxa de propagação de trinca de 2×10^{-4} mm/ciclos para $2,5 \times 10^{-5}$ mm/ciclos, na curva do corpo de prova com *shot peening* na intensidade de 6 N, imediatamente após o tratamento de *shot peening* ($\Delta K \cong 13,00 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$), seguido por um aumento para 4×10^{-3} mm/ciclos em $\Delta K \cong 17,00 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ e após esse aumento, uma segunda diminuição na taxa de propagação mais pronunciada para 1×10^{-6} mm/ciclos, quando comparado com o corpo de prova sem *shot peening*. Para a condição com *shot peening* na intensidade de 8 A, ocorreu uma pequena diminuição em da/dN de aproximadamente 2×10^{-4} mm/ciclos para 1×10^{-4} mm/ciclos após o processo de *shot peening*.

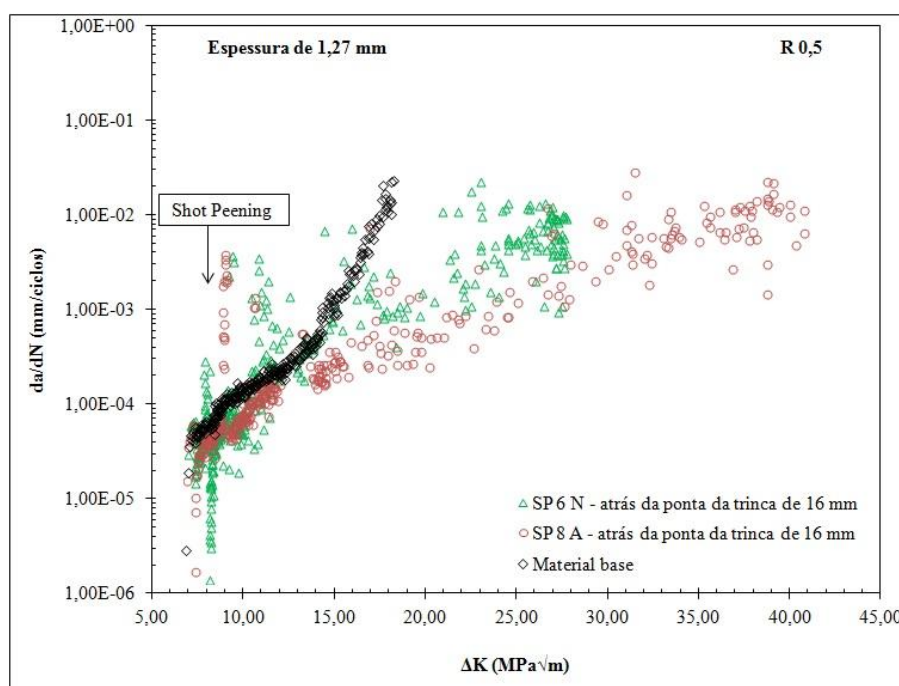
Figura 4.39 – Comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga dos corpos de prova sem e com *shot peening* nas intensidades de 6 N e 8 A atrás da ponta da trinca de 16 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,1$.



Fonte: (do próprio autor).

A Figura 4.40 mostra os resultados dos ensaios dos corpos de prova com *shot peening* aplicado atrás da ponta da trinca de 16 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,5$. Observa-se uma diminuição de aproximadamente 7×10^{-5} mm/ciclos para 2×10^{-5} mm/ciclos na taxa de propagação de trinca, imediatamente após a aplicação do *shot peening* ($\Delta K \cong 7,00 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$), para o corpo de prova com *shot peening* na intensidade de 6 N. Pode-se também observar um aumento para 3×10^{-4} mm/ciclos, na taxa de propagação em $\Delta K \cong 8,00 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, seguido de uma segunda diminuição mais pronunciada para 1×10^{-6} mm/ciclos. Para o corpo de prova com intensidade de *shot peening* de 8 A, observa-se uma diminuição de aproximadamente $5,5 \times 10^{-5}$ mm/ciclos para 2×10^{-6} mm/ciclos na taxa de propagação de trinca, imediatamente após a aplicação do *shot peening*. Um aumento na taxa de propagação para 4×10^{-3} mm/ciclos, seguido de uma segunda diminuição para $4,5 \times 10^{-5}$ mm/ciclos em $\Delta K \cong 9,00 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ também é observada para essa condição.

Figura 4.40 – Comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga dos corpos de prova sem e com *shot peening* nas intensidades de 6 N e 8 A atrás da ponta da trinca de 16 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,5$.



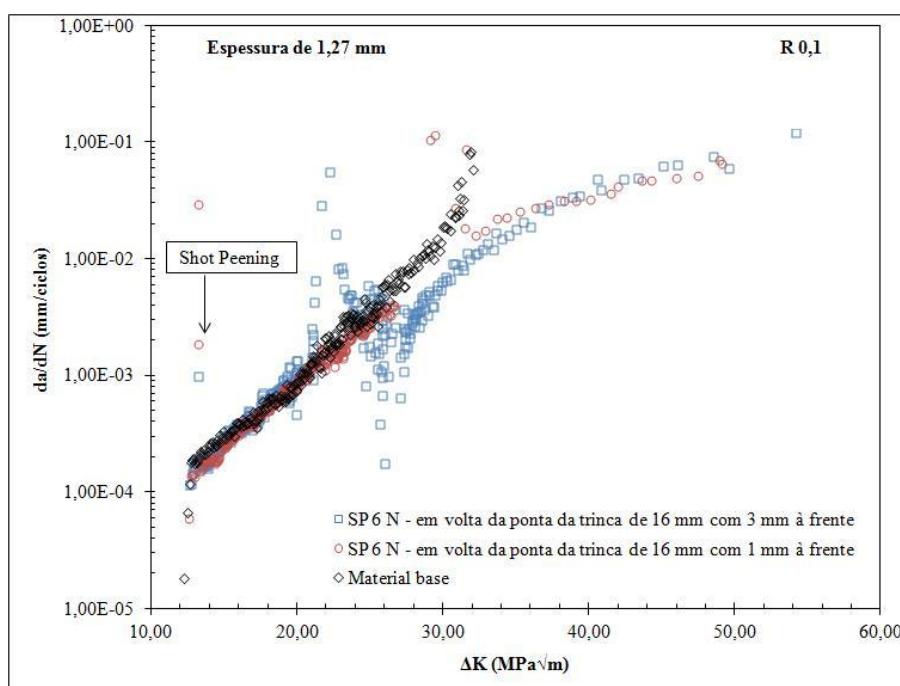
Fonte: (do próprio autor).

A Figura 4.41 mostra os resultados dos corpos de prova sem e com *shot peening* aplicado em volta da ponta da trinca, em estado de tensão plana e $R = 0,1$. Não foi observada nenhuma variação na taxa de propagação de trinca por fadiga, logo após a aplicação do

processo de *shot peening* ($\Delta K \cong 13,00 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) quando comparado com o corpo de prova sem *shot peening*.

Pode-se também observar nas Figura 4.39 e 4.41 ($R = 0,1$) que, a partir de $\Delta K \cong 25,00 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, ocorreu um nítido “espalhamento” na relação entre os valores de da/dN e a variação do fator de intensidade de tensão, ΔK , diferentemente do que acontece com os ensaios sem o tratamento de *shot peening*. Para $R = 0,5$ (Figura 4.40) o mesmo fenômeno acontece em $\Delta K \cong 15,00 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. Essa observação permite concluir que, efetivamente, o processo de *shot peening* influencia o comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga independente do aparecimento do efeito de retardo.

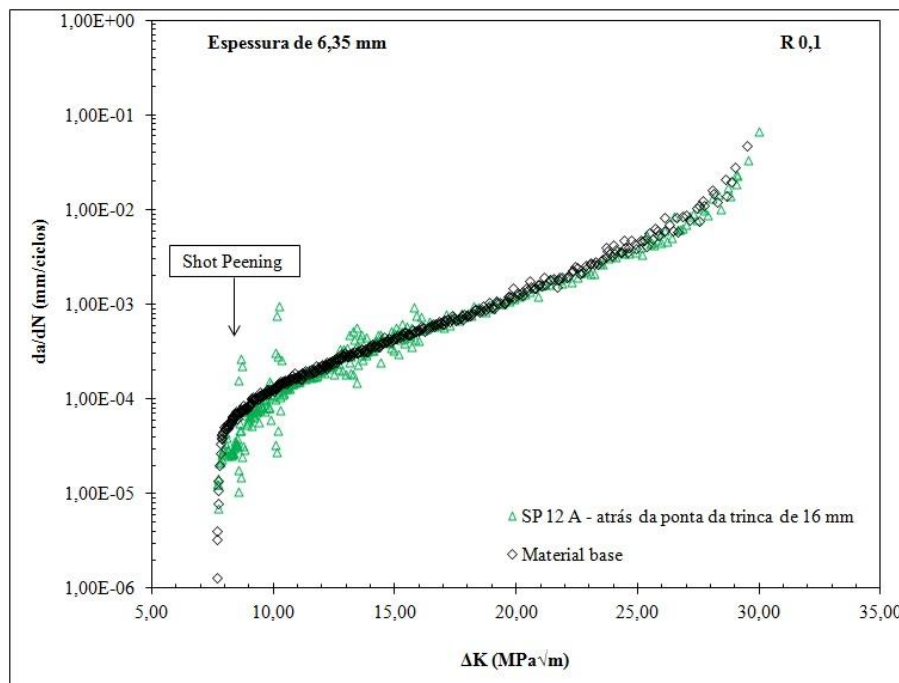
Figura 4.41 – Comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga dos corpos de prova sem e com *shot peening* na intensidade de 6 N em volta da ponta da trinca de 16 mm com 1 mm à frente e com 3 mm à frente, em estado de tensão plana e $R = 0,1$.



Fonte: (do próprio autor).

A Figura 4.42 mostra os resultados dos ensaios dos corpos de prova sem e com *shot peening* aplicado atrás da ponta da trinca de 16 mm, em estado de deformação plana e $R = 0,1$. Pode-se observar uma diminuição na taxa de propagação de trinca de aproximadamente $4,5 \times 10^{-5}$ mm/ciclos para $2,5 \times 10^{-5}$ mm/ciclos, imediatamente após o tratamento de *shot peening* ($\Delta K \cong 8,00 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$), quando comparado com o corpo de prova sem *shot peening*, confirmando o efeito de retardo encontrado para essa condição.

Figura 4.42 – Comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga dos corpos de prova sem e com *shot peening* na intensidade de 12 A atrás da ponta da trinca de 16 mm, em estado de deformação plana e $R = 0,1$.



Fonte: (do próprio autor).

A partir dos resultados mostrados, pode-se afirmar que uma mudança no comportamento da taxa de propagação de trinca por fadiga, em corpos de prova com *shot peening*, é refletida na variação do fator de intensidade de tensão efetiva, ΔK_{eff} , ou seja, no fenômeno de fechamento de trinca.

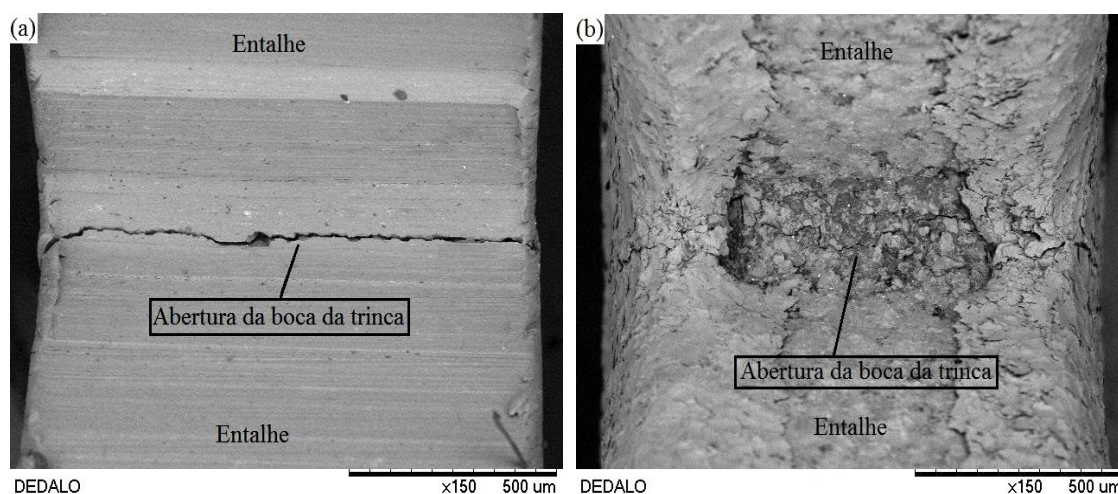
Pode-se concluir também que o processo de *shot peening* influencia mais o comportamento da trinca por fadiga quando o processo é aplicado em trincas menores, tanto para tensão plana como para deformação plana (Figuras 4.29, 4.33 e 4.37). Trincas menores mostraram-se mais sensíveis às tensões residuais compressivas e às deformações plásticas induzidas pelo processo de *shot peening*, apresentando maiores variações em ΔK_{eff} e, consequentemente, maiores efeitos de retardo na taxa de propagação de trinca por fadiga.

Os efeitos de retardo, provocados pelo processo de *shot peening* na taxa de propagação de trinca por fadiga, quando o processo foi aplicado em uma trinca próximo ao estágio I de propagação, estão de acordo com os resultados apresentados pelos autores de los Rios, Trooll e Levers (1999), Černý, Sís e Mikulová (2014) e Dörr e Wagner (1996), os quais mostraram que o processo de *shot peening* é mais eficiente para aumento da vida em fadiga quando é aplicado em trincas menores.

4.8 ANÁLISES FRACTOGRÁFICAS

Com a finalidade de analisar a possibilidade de as microesferas, utilizadas no processo de *shot peening*, alojarem-se dentro da trinca durante sua aplicação, causando o efeito de cunha e influenciando o fenômeno do fechamento da trinca¹⁷, foram realizadas fractografias da boca da trinca de um corpo de prova sem e com *shot peening*. A Figura 4.43(a) mostra o detalhe do entalhe do corpo de prova e a abertura da trinca sem o tratamento de *shot peening*. Pode-se observar que não é possível ocorrer um eventual alojamento de microesferas durante a aplicação do processo de *shot peening*, devido aos diâmetros das microesferas utilizadas ($\varnothing$ médio de 150 a 250 μm) serem maiores que a abertura da trinca (máximo de 30 μm). A Figura 4.43(b) mostra o detalhe da boca da trinca, após receber o tratamento de *shot peening* com intensidade de 6 N, indicando que não há mudança nas dimensões da trinca após o tratamento. Nessa mesma fractografia é possível verificar a deformação causada pelo *shot peening* atrás da ponta da trinca.

Figura 4.43 – Comparação da boca da trinca dos corpos de prova (a) sem e (b) com *shot peening* atrás da ponta da trinca na intensidade de 6 N.

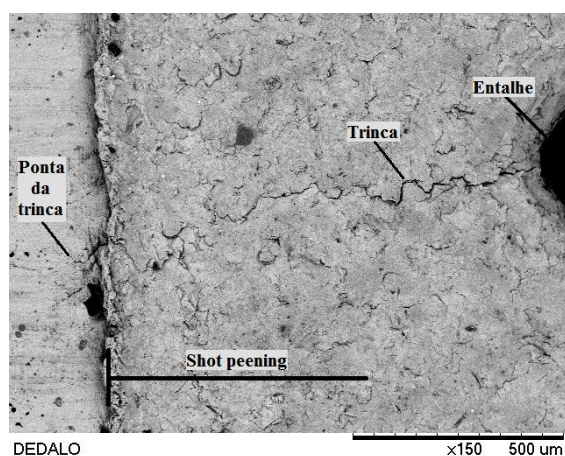


Fonte: (do próprio autor).

A Figura 4.44 mostra a lateral de um corpo de prova com trinca de 1 mm após o entalhe e a diferença entre a região com *shot peening* atrás da ponta da trinca e a região sem tratamento.

¹⁷ Ver seção 2.2.1 e Figura 2.12.

Figura 4.44 – Lateral da trinca de um corpo de prova com *shot peening* na intensidade de 6 N aplicado atrás da ponta de uma trinca com 1 mm após o entalhe.

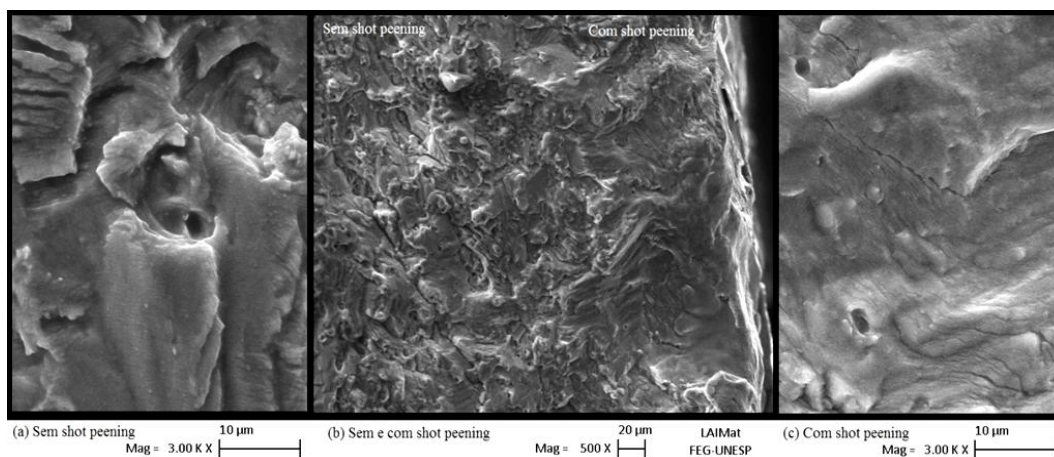


Fonte: (do próprio autor).

A Figura 4.45 mostra a superfície típica de um corpo de prova tratado com *shot peening*. Na Figura 4.45(b), um panorama com ampliação de 500x mostra as regiões sem e com *shot peening*, as quais são ampliadas para 3.000x nas Figuras 4.45(a) e 4.45(c) respectivamente. Algumas diferenças entre as regiões com e sem *shot peening* podem ser destacadas. De uma forma geral, as fraturas são transgranulares. Na região sem *shot peening* observa-se cavitação por descolamento de partículas oriundas, provavelmente, do tratamento de solubilização e envelhecimento, uma trinca subcrítica de tamanho médio acima de 200 μm , facetas de clivagem e um conjunto de estrias com diferentes orientações, espaçamentos e fraturas localizadas entre estrias. Na região com *shot peening*, observa-se uma trinca secundária com tamanho médio em torno de 10 μm , facetas, cavitação, mas não há a formação clara de estrias. Há evidências de deformação plástica na lateral da trinca com *shot peening*.

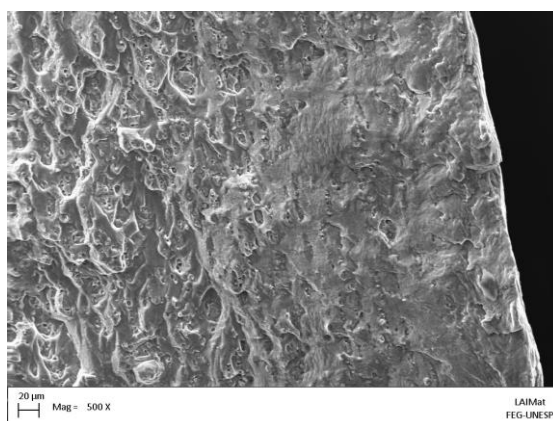
As Figuras 4.46 a 4.51 mostram uma comparação das fractografias dos corpos de prova sem e com *shot peening*, nas intensidades analisadas em estado de tensão plana e deformação plana. Pode-se observar que a região lateral dos corpos de prova, que está submetida às tensões compressivas do *shot peening*, apresenta uma fratura diferente da região central. Os tamanhos aproximados das regiões deformadas plasticamente estão apresentados na Tabela 4.4. Observa-se novamente que as intensidades mais severas provocam maiores deformações. Analisando a porcentagem de deformação em relação à espessura do corpo de prova, pode-se observar que os valores dos corpos de prova em estado de tensão plana são aproximadamente quatro vezes maiores que os corpos de prova em estado de deformação plana.

Figura 4.45 – Superfície de fratura de um corpo de prova tratado com *shot peening* atrás da ponta da trinca na intensidade de 6 N.



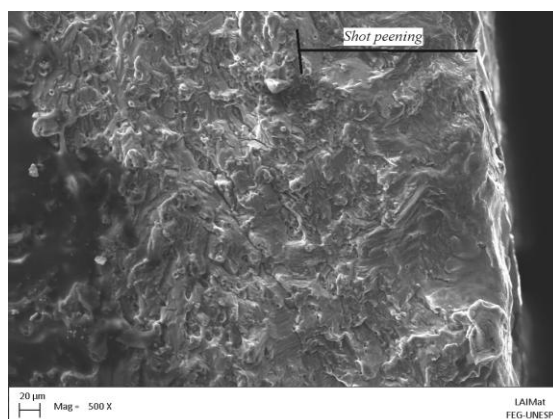
Fonte: (do próprio autor).

Figura 4.46 – Superfície de fratura de um corpo de prova em estado de tensão plana sem *shot peening*.



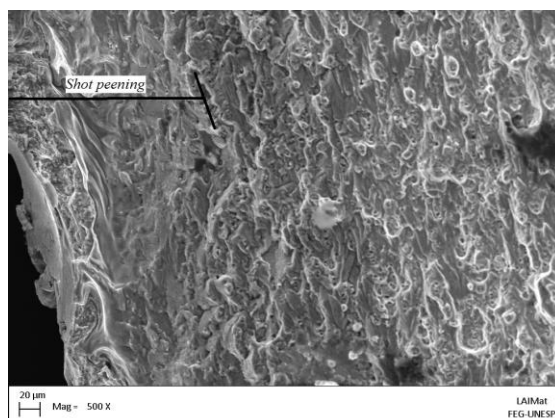
Fonte: (do próprio autor).

Figura 4.47 – Superfície de fratura de um corpo de prova em estado de tensão plana com *shot peening* na intensidade de 6 N.



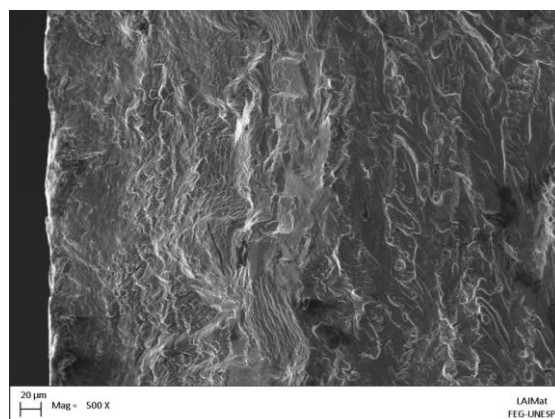
Fonte: (do próprio autor).

Figura 4.48 – Superfície de fratura de um corpo de prova em estado de tensão plana com *shot peening* na intensidade de 8 A.



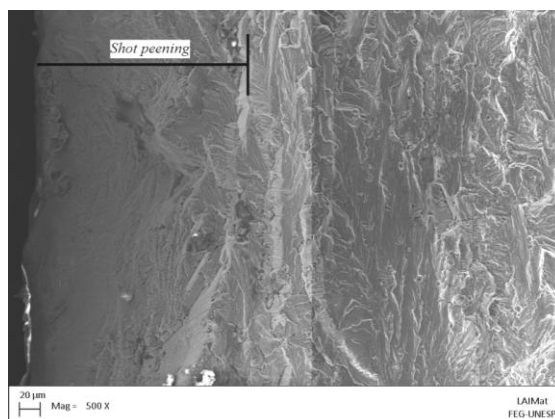
Fonte: (do próprio autor).

Figura 4.49 – Superfície de um corpo de prova em estado de deformação plana sem *shot peening*.



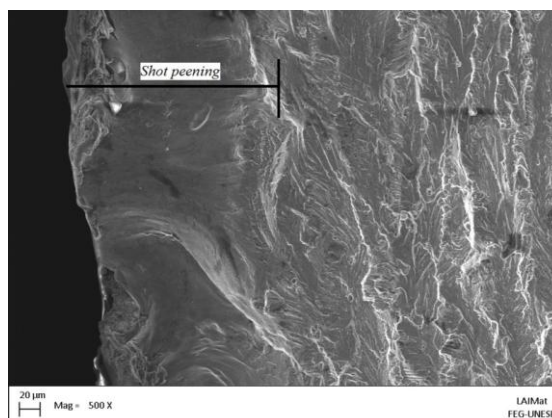
Fonte: (do próprio autor).

Figura 4.50 – Superfície de fratura de um corpo de prova em estado de deformação plana com *shot peening* na intensidade de 10 N.



Fonte: (do próprio autor).

Figura 4.51 – Superfície de fratura de um corpo de prova em estado de deformação plana com *shot peening* na intensidade de 12 A.



Fonte: (do próprio autor).

Tabela 4.4 – Comparação da deformação plástica induzida pelo processo de *shot peening*.

Comparação da deformação plástica			
Estado de tensão	Intensidade de <i>shot peening</i>	Média da deformação plástica (μm)	Porcentagem de deformação em relação à espessura (%)
Tensão plana	6 N	170	26,77
Tensão plana	8 A	190	29,92
Deformação plana	10 N	200	6,30
Deformação plana	12 A	210	6,61

Fonte: (do próprio autor).

4.9 SUMÁRIO DOS VALORES DOS FATORES DE INTENSIDADE DE TENSÃO NA PONTA DA TRINCA ANTES DO TRATAMENTO POR *SHOT PEENING*

As Tabelas 4.5 a 4.8 mostram as condições da ponta da trinca antes do processo de *shot peening* para os corpos de prova em estado de tensão e deformação plana e para $R = 0,1$ e $R = 0,5$. Pode-se observar que os valores de K_{max} , dos corpos de prova em estado de tensão plana e $R = 0,1$ (Tabela 4.5) são semelhantes aos dos corpos de prova ensaiados com $R = 0,5$ (Tabela 4.6), devido ao mesmo valor de carga máxima durante os ensaios; portanto, os valores que se diferenciam são ΔK e ΔK_{eff} , sendo maiores para $R = 0,1$. O mesmo acontece para os corpos de prova em estado de deformação plana (Tabelas 4.7 e 4.8). Também pode ser observada a significativa diferença entre os tamanhos da zona plástica cíclica na superfície (estado de

tensão plana), $2r_{o\sigma}^c$, dos corpos de prova em estado de tensão plana e $R = 0,1$, em relação os demais corpos de prova.

Tabela 4.5 – Condições dos corpos de prova em estado de tensão plana e $R = 0,1$ antes da aplicação do processo de *shot peening*.

Estado de tensão plana e $R = 0,1$						
Intensidade de <i>shot peening</i>	K_{max} (MPa√m)	ΔK (MPa√m)	ΔK_{eff} (MPa√m)	$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K}$	$2r_{o\sigma}$ (mm)	$2r_{o\sigma}^c$ (mm)
Processo de <i>shot peening</i> aplicado atrás da ponta da trinca de 19 mm						
Material base	17,04	15,30	14,47	0,95	0,43	0,18
6 N	17,15	15,41	14,31	0,93	0,44	0,18
8 A	16,96	15,24	14,41	0,95	0,43	0,17
Processo de <i>shot peening</i> aplicado em volta da ponta da trinca de 19 mm com 6 mm à frente						
6 N	17,36	15,60	14,89	0,95	0,45	0,18
Processo de <i>shot peening</i> aplicado atrás da ponta da trinca de 16 mm						
Material base	14,62	13,14	12,61	0,96	0,32	0,13
6 N	14,72	13,34	12,88	0,97	0,32	0,13
8 A	14,60	13,15	12,89	0,98	0,32	0,13
Processo de <i>shot peening</i> aplicado em volta da ponta da trinca de 16 mm com 1 mm à frente						
6 N	14,43	12,92	12,74	0,99	0,31	0,13
Processo de <i>shot peening</i> aplicado em volta da ponta da trinca de 16 mm com 3 mm à frente						
6 N	14,59	13,11	12,70	0,97	0,32	0,13

Fonte: (do próprio autor).

Tabela 4.6 – Condições dos corpos de prova em estado de tensão plana e $R = 0,5$ antes da aplicação do processo de *shot peening*.

Estado de tensão plana e $R = 0,5$						
Intensidade de <i>shot peening</i>	K_{max} (MPa√m)	ΔK (MPa√m)	ΔK_{eff} (MPa√m)	$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K}$	$2r_{o\sigma}$ (mm)	$2r_{o\sigma}^c$ (mm)
Processo de <i>shot peening</i> aplicado atrás da ponta da trinca de 19 mm						
Material base	17,04	8,67	7,86	0,91	0,43	0,06
6 N	17,20	8,60	8,31	0,97	0,44	0,06
8 A	17,07	8,54	8,12	0,95	0,43	0,05

Estado de tensão plana e $R = 0,5$						
Intensidade de <i>shot peening</i>	K_{max} (MPa√m)	ΔK (MPa√m)	ΔK_{eff} (MPa√m)	$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K}$	$2r_{o\sigma}$ (mm)	$2r_{o\sigma}^c$ (mm)
Processo de <i>shot peening</i> aplicado em volta da ponta da trinca de 19 mm com 6 mm à frente						
6 N	16,74	8,35	7,51	0,90	0,42	0,05
Processo de <i>shot peening</i> aplicado atrás da ponta da trinca de 16 mm						
Material base	14,62	7,27	7,25	1,00	0,32	0,04
6 N	14,68	7,35	6,36	0,87	0,32	0,04
8 A	14,70	7,34	6,78	0,92	0,32	0,04

Fonte: (do próprio autor).

Tabela 4.7 – Condições dos corpos de prova em estado de deformação plana e $R = 0,1$ antes da aplicação do processo de *shot peening*.

Estado de deformação plana e $R = 0,1$							
Intensidade de <i>shot peening</i>	K_{max} (MPa√m)	ΔK (MPa√m)	ΔK_{eff} (MPa√m)	$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K}$	$2r_{o\varepsilon}$ (mm)	$2r_{o\varepsilon}^c$ (mm)	$2r_{o\sigma}^c$ (mm)
Processo de <i>shot peening</i> aplicado atrás da ponta da trinca de 19 mm							
Material base	10,48	9,43	8,98	0,95	0,09	0,02	0,06
10 N	10,59	9,53	8,71	0,91	0,10	0,02	0,06
12 A	10,64	9,55	8,99	0,94	0,10	0,02	0,06
Processo de <i>shot peening</i> aplicado atrás da ponta da trinca de 16 mm							
Material base	9,02	8,12	7,91	0,97	0,07	0,01	0,04
12 A	8,89	8,00	8,00	1,00	0,07	0,01	0,04

Fonte: (do próprio autor).

Tabela 4.8 – Condições dos corpos de prova em estado de deformação plana e $R = 0,5$ antes da aplicação do processo de *shot peening*.

Estado de deformação plana e $R = 0,5$							
Intensidade de <i>shot peening</i>	K_{max} (MPa√m)	ΔK (MPa√m)	ΔK_{eff} (MPa√m)	$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K}$	$2r_{o\varepsilon}$ (mm)	$2r_{o\varepsilon}^c$ (mm)	$2r_{o\sigma}^c$ (mm)
Processo de <i>shot peening</i> aplicado atrás da ponta da trinca de 19 mm							
Material base	10,48	5,24	5,24	1,00	0,09	0,01	0,02
10 N	10,48	5,23	5,23	1,00	0,09	0,01	0,02
12 A	10,57	5,31	5,31	1,00	0,10	0,01	0,02

Fonte: (do próprio autor).

4.10 SUMÁRIO DOS VALORES DA VIDA EM FADIGA

As Tabelas 4.9 a 4.12 resumizam os resultados encontrados nesse trabalho. A Tabela 4.9 mostra os resultados dos corpos de prova em estado de tensão plana (espessura de 1,27 mm) para $R = 0,1$ com o processo de *shot peening* aplicado em volta e atrás da ponta da trinca na intensidade de 6 N e atrás da ponta da trinca na intensidade de 8 A. A Tabela 4.10 mostra os resultados dos corpos de prova em estado de tensão plana para $R = 0,5$ com o processo de *shot peening* aplicado em volta e atrás da ponta da trinca na intensidade de 6 N, e atrás da ponta da trinca na intensidade de 8 A. A Tabela 4.11 mostra os resultados dos corpos de prova em estado de deformação plana (espessura de 6,35 mm) para $R = 0,1$ com o processo de *shot peening* aplicado atrás da ponta da trinca nas intensidades de 10 N e 12 A. A Tabela 4.12 mostra os resultados dos corpos de prova em estado de deformação plana para $R = 0,5$ com o processo de *shot peening* aplicado atrás da ponta da trinca nas intensidades de 10 N e 12 A.

Tabela 4.9 – Comparação do número de ciclos dos corpos de prova em estado de tensão plana e $R = 0,1$, após a aplicação do processo de *shot peening* em uma trinca de fadiga até a fratura.

Estado de tensão plana e $R = 0,1$			
Intensidade de <i>shot peening</i>	Tamanho da trinca antes do <i>shot peening</i> (mm)	Região de aplicação do <i>shot peening</i>	Número de ciclos após o <i>shot peening</i>
Material base	19	-	13.892
6 N	19	Atrás da ponta da trinca	32.241
6 N	19	Em volta da ponta da trinca com 6 mm à frente	12.816
8 A	19	Atrás da ponta da trinca	16.910
Material base	16	-	25.623
6 N	16	Atrás da ponta da trinca	135.773
6 N	16	Em volta da ponta da trinca com 1 mm à frente	28.698
6 N	16	Em volta da ponta da trinca com 3 mm à frente	26.401
8 A	16	Atrás da ponta da trinca	27.973

Fonte: (do próprio autor).

Tabela 4.10 – Comparação do número de ciclos dos corpos de prova em estado de tensão plana e $R = 0,5$, após a aplicação do processo de *shot peening* em uma trinca de fadiga até a fratura.

Estado de tensão plana e $R = 0,5$			
Intensidade de <i>shot peening</i>	Tamanho da trinca antes do <i>shot peening</i> (mm)	Região de aplicação do <i>shot peening</i>	Número de ciclos após o <i>shot peening</i>
Material base	19	-	55.772
6 N	19	Atrás da ponta da trinca	50.566
6 N	19	Em volta da ponta da trinca com 6 mm à frente	59.319
8 A	19	Atrás da ponta da trinca	46.847
Material base	16	-	104.112
6 N	16	Atrás da ponta da trinca	186.509
8 A	16	Atrás da ponta da trinca	175.394

Fonte: (do próprio autor).

Tabela 4.11 – Comparação do número de ciclos dos corpos de prova em estado de deformação plana e $R = 0,1$, após a aplicação do processo de *shot peening* em uma trinca de fadiga até a fratura.

Estado de deformação plana e $R = 0,1$			
Intensidade de <i>shot peening</i>	Tamanho da trinca antes do <i>shot peening</i> (mm)	Região de aplicação do <i>shot peening</i>	Número de ciclos após o <i>shot peening</i>
Material base	19	-	46.979
10 N	19	Atrás da ponta da trinca	51.052
12 A	19	Atrás da ponta da trinca	47.312
Material base	16	-	85.173
12 A	16	Atrás da ponta da trinca	125.595

Fonte: (do próprio autor).

Tabela 4.12 – Comparação do número de ciclos dos corpos de prova em estado de deformação plana e $R = 0,5$, após a aplicação do processo de *shot peening* em uma trinca de fadiga até a fratura.

Estado de deformação plana e $R = 0,5$			
Intensidade de <i>shot peening</i>	Tamanho da trinca antes do <i>shot peening</i> (mm)	Região de aplicação do <i>shot peening</i>	Número de ciclos após o <i>shot peening</i>
Material base	19	-	235.439
10 N	19	Atrás da ponta da trinca	198.658
12 A	19	Atrás da ponta da trinca	220.986

Fonte: (do próprio autor).

5 CONCLUSÕES

O processo de *shot peening*, como esperado, provocou maiores deformações na superfície do material, para as maiores intensidades utilizadas, porém não foram observados diferentes valores de microdureza abaixo do revestimento das superfícies tratadas por *shot peening*, para todas as intensidades utilizadas.

Foi mostrado nesse trabalho que, o processo de *shot peening*, embora seja um tratamento superficial, pode influenciar o comportamento da taxa de propagação de uma trinca por fadiga já existente, para a liga de alumínio 2024 - T3, aumentando a vida útil de um componente.

Os melhores resultados de retardo na taxa de propagação de trinca por fadiga, após a aplicação do processo de *shot peening*, foram encontrados para os valores de intensidade de *shot peening* de placa *Almen N*, ou seja, para os valores que se encontravam dentro do intervalo sugerido pela norma MIL-S-13165C (1989).

Não foi encontrado influência do processo de *shot peening* na taxa de propagação de trinca por fadiga quando o processo foi aplicado em volta da ponta da trinca. O efeito de retardo na taxa de propagação de trinca por fadiga foi obtido somente quando o processo foi aplicado atrás da ponta da trinca.

Trinca de tamanho inicial menor (próximo ao estágio I de propagação) foi mais sensível aos efeitos do processo de *shot peening* do que trinca maior (estágio II de propagação), apresentando maiores retardos em suas taxas de propagação, tanto em estado de tensão plana quanto em estado de deformação plana.

O efeito de retardo na taxa de propagação de trinca por fadiga ocorreu somente quando as deformações plásticas e as tensões residuais compressivas, induzidas na superfície pelo processo de *shot peening*, puderam influenciar o comportamento do fechamento de trinca, ΔK_{eff} .

REFERÊNCIAS

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **B209M – 10**: Standard Specification for Aluminum and Aluminum-Alloy Sheet and Plate (Metric). West Conshohocken, 2010.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **E384 – 11^{e1}**: Standard Test Method for Knoop and Vickers Hardness of Materials. West Conshohocken, 2012.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **E399 – 12^{e3}**: Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness K_{Ic} of Metallic Materials. West Conshohocken, 2013.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **E647 – 13a^{e1}**: Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates. West Conshohocken, 2014.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **E8/E8M – 13a**: Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials. West Conshohocken, 2013.

ANDERSON, T. L. **Fracture mechanics**: fundamentals and applications. 3rd ed. Boca Raton: Taylor and Francis, 2005. 621p.

ANTOLOVICH, S. D.; ANTOLOVICH, B. F. An Introduction to Fracture Mechanics. **ASM International**, v. 19, p. 371-380. 1996. Disponível em: <<http://products.asminternational.org/hbk/index.jsp>> Acesso em: 03 dez. 2014.

ANTUNES, F. V.; RODRIGUES, D. M. Numerical simulation of plasticity induced crack closure: Identification and discussion of parameters. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 75, n. 10, p. 3101-3120, July. 2008.

ARIAS, A. R.; **Comportamento da velocidade de propagação de trinca por fadiga do aço ASTM-A36 em condições atmosféricas e subaquáticas**. 2012. 114 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2012.

BAPTISTA, C. A. R. P. et al. Describing fatigue crack growth and load ratio effects in Al 2524 T3 alloy with an enhanced exponential model. **Mechanics of Materials**, v. 51, p. 66-73, Aug. 2012.

BAPTISTA, C. A. R. P. **Modelagem preditiva do comportamento de trincas de fadiga com aplicação ao titânio de pureza comercial**. 2000. 130 f. Tese (Doutorado em Engenharia de Materiais) – Faculdade de Engenharia Química de Lorena, Lorena, 2000.

BARROSO, E. K. L. **Efeito da pré-deformação e shot peening na tenacidade à fratura e propagação de trinca por fadiga da liga de alumínio 7475-T7351, de aplicação aeronáutica**. 2004. 124 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Materiais) – REDEMAT, Minas Gerais, 2004.

BASTIAN, F. L.; CAMINHA JÚNIOR, H. M.; MORAES, M. M. **Mecânica da Fratura**. Instituto Brasileiro da Qualidade Nuclear. 1987. 217p.

BATHIAS, C.; PINEAU, A. **Fatigue of Materials and Structures: Fundamentals**. London: ISTE Ltd, 2010. 511p.

BHUVARAGHAN, B.; SRINIVASAN, S. M.; MAFFEO, B. Optimization of the fatigue strength of materials due to shot peening: A survey. **International Journal of structural Changes in Solids – Mechanics and applications**, v. 2, n. 2, p. 33-63, Nov. 2010.

BRAZ, M. H. P. **Propriedades de fadiga de soldas de alta resistência e baixa liga com diferentes composições microestruturais**. 1999. 101 f. Dissertação (Mestrado em Ciência e Engenharia de Materiais) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 1999.

BROEK, D. **Elementary engineering fracture mechanics**. 4th ed. Dordrecht: Kluwer Academic Publishers, 1986. 516p.

BROEK, D. **The practical use of fracture mechanics**. 2nd ed. Dordrecht: Kluwer Academic Publishers, 1989. 522p.

BYSTRITSKII, V. et al. Fatigue properties of 2024-T3, 7075-T6 aluminum alloys modified using plasma-enhanced ion beams. **Theoretical and Applied Fracture Mechanics**, v. 32, n. 1, p. 47-53, July-Aug. 1999.

CAMARGO, J. A. M. **A influência do shot peening e das anodizações crômica, sulfúrica e dura sobre a resistência à fadiga da liga Al 7050 - T7451 de uso aeronáutico**. 2007. 213 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2007.

CARVALHO, A. L. M. **Efeito das tensões residuais na fratura e resistência à fadiga da liga de alumínio 7050-T7451**. 2004. 216 f. Tese (Doutorado em Engenharia de Materiais – Materiais Metálicos, Cerâmicos e Poliméricos) – Faculdade de Engenharia Química de Lorena, Lorena, 2004.

CAYLESS, R. B. C. Alloy and temper designation system for aluminum and aluminum alloys. **ASM International**, v. 2, p. 15-28. 1990. Disponível em: <<http://products.asminternational.org/hbk/index.jsp>> Acesso em: 03 dez. 2014.

ČERNÝ, I. Growth and retardation of physically short fatigue cracks in an aircraft Al-alloy after shot peening. **Procedia Engineering**, v. 10, p. 3411-3416. 2011.

ČERNÝ, I.; SÍS, J.; MIKULOVÁ, D. Short fatigue crack growth in an aircraft Al-alloy of a 7075 type after shot peening. **Surface and Coatings Technology**, Praha, v. 243, p. 20-27, Mar. 2014.

CHAMPAIGNE, J. Shot peening intensity measurement. **The Shot Peener**, v. 6, n. 4, p. 1-6. 1992.

DE LOS RIOS, E. R. et al. Fatigue crack initiation and propagation on shot-peened surfaces in A316 stainless steel. **International Journal of Fatigue**, v. 17, n. 7, p. 493-499, Oct. 1995.

DE LOS RIOS, E. R.; TRULL, M.; LEVERES, A. Extending the fatigue life of aerospace materials by surface engineering. In: EUROPEAN CONFERENCE ON FRACTURE, 13, 2000, San Sebastian. **Proceedings...** San Sebastian: European Society on Integrity of Structures, 2000.

DE LOS RIOS, E. R.; TROOLL, M.; LEVERS, A. Improving the fatigue crack resistance of 2024-T351 aluminium alloy by shot peening. In: SYMPOSIUM OF THE INTERNATIONAL COMMITTEE ON AERONAUTICAL FATIGUE, 20, 1999, Seattle. **Proceedings...** Seattle: International Committee on Aeronautical Fatigue, 1999. p. 26.1-26.8.

DE MATOS, P. F. P.; NOWELL, D. Experimental and numerical investigation of thickness effects in plasticity-induced fatigue crack closure. **International Journal of Fatigue**, v. 31, n. 11-12, p. 1795-1804, Nov.-Dec. 2009.

DE MATOS, P. F. P.; NOWELL, D. Numerical simulation of plasticity-induced fatigue crack closure with emphasis on the crack growth scheme: 2D and 3D analyses. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 75, n. 8, p. 2087-2114, May. 2008.

DINDA, S.; KUJAWSKI, D. Correlation and prediction of fatigue crack growth for different R -ratios using K_{max} and ΔK^+ parameters. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 71, n. 12, p. 1779-1790, Aug. 2004.

DÖRR, T.; WAGNER, L. Effect of shot peening on residual life of fatigue pre-damaged 2024 Al, In: INTERNACIONAL CONFERENCES ON SHOT PEENING, 6, 1996, San Francisco. **Proceedings...** San Francisco: International Scientific Committee for Shot Peening, 1996. p. 174-183.

DOWLING, N. E. **Mechanical Behavior of Materials: Engineering Methods for Deformation, Fracture, and Fatigue**. 2nd ed. New Jersey: Prentice Hall, 1999. 830p.

ELBER, W. Fatigue crack closure under cyclic tension. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 2, n. 1, p. 37-45, July. 1970.

EVERETT JÚNIOR, R. A. et al. The effects of shot and laser peening on fatigue life and crack growth in 2024 aluminum alloy and 4340 steel. **National Aeronautics and Space Administration**, Hampton, p. 1-18, Dec. 2001.

FORMAN, R. G.; KEARNEY, V. E.; ENGLE, R. M. Numerical analysis of crack propagation cyclic-loaded structures. **Journal of Fluids Engineering**, v. 89, n. 3, p. 459-463, Sept. 1967.

FORMAN, R. G.; METTU, S. R. Behavior of surface and corner cracks subjected to tensile and bending loads in Ti-6Al-4V alloy. **Fracture Mechanics: Twenty-second Symposium (Volume I), ASTM STP 1131, American Society for Testing and Materials**. Philadelphia, p. 519-546, July. 1992.

GAO, Y. K; WU, X. R. Experimental investigation and fatigue life prediction for 7475-T7351 aluminum alloy with and without shot peening-induced residual stresses. **Acta Materialia**, v. 59, n. 9, p. 3737-3747, May. 2011.

GRAY, G. T. III; WILLIAMS, J. C.; THOMPSON, A. W. Roughness-induced crack closure: An explanation for microstructurally sensitive fatigue crack growth. **Metallurgical Transactions A**, v. 14, n. 2, p. 421-433, Feb. 1983.

HONG, T.; OOI, J. Y.; SHAW, B. A. A numerical study of the residual stress pattern from single shot impacting on a metallic component. **Advances in Engineering Software**, v. 39, n. 9, p. 743-756, Sept. 2008.

HOSFORD, W. F. **Mechanical Behavior of Materials**. New York: Cambridge University Press, 2005. 425p.

HUANG, X.; MOAN, T. Improved modeling of the effect of R -ratio on crack growth rate. **International Journal of Fatigue**, v. 29, n. 4, p. 591-602, Apr. 2007.

IRWIN, G. R. Plastic zone near a crack and fracture toughness. In: SAGAMORE ORDNANCE MATERIALS RESEARCH CONFERENCE, 7, 1960, New York. **Proceedings...** New York: Mechanical and Metallurgical Behavior of Sheet Materials, 1960, n. IV, p. 63-78.

JAMES, M. N.; KNOTT, J. F. An assessment of crack closure and the extent of the short crack regime in Q1N (HY80) steel. **Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures**, v. 8, n. 2, p. 177-191, Apr. 1985.

JANSSEN, M.; ZUIDEMA, J.; WANHILL, R. J. H. **Fracture Mechanics**. 2nd ed. Delft: VSSD, 2006. 365p.

KANNINEN, M. F.; POPELAR, C. H. **Advanced Fracture Mechanics**. New York: Oxford University Press, 1985. 563p.

KOBAYASHI, M.; MATSUI, T.; MURAKAMI, Y. Mechanism of creation of compressive residual stress by shot peening. **International Journal of Fatigue**, v. 20, n. 5, p. 351-357, May. 1998.

KUJAWSKI, D. A fatigue crack driving force parameter with load ratio effects. **International Journal of Fatigue**, v. 23, p. 239-246. 2001.

LEE, Y. et al. **Fatigue Testing and Analysis: Theory and Practice**. Burlington: Elsevier, 2005. 402p.

MARTIN, U. et al. Cyclic deformation and near surface microstructures of normalized shot peened steel SAE 1045¹. **Materials Science and Engineering: A**, v. 246, n. 1-2, p. 69-80, May. 1998.

MASUDA, K. et al. Experimental and numerical simulation study of plasticity-induced and roughness-induced fatigue crack closure. **Advanced Materials Research**, v. 891-892, p. 307-312, Mar. 2014.

MCEVILY, A. J.; MINAKAWA, K. Crack closure and the growth of short and long fatigue cracks. **Scripta Metallurgica**, v. 18, n. 1, p. 71-76, Jan. 1984.

MEI, Z.; MORRIS JÚNIOR, J. W. Analysis of transformation-induced crack closure. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 39, n. 3, p. 569-573. 1991.

MEYERS, M. A.; CHAWLA, K. K. **Mechanical Behavior of Materials**. 2nd ed. New York: Cambridge University Press, 2009. 856p.

MILITARY SPECIFICATION. **13165C**: Shot peening of metal parts. Watertown, 1989.

MTS SYSTEMS CORPORATION. **Fatigue Crack Growth: Fatigue & Fracture Test Applications**. 4th ed. Minnesota: MTS, 1999. 216p.

NOROOZI, A. H.; GLINKA, G.; LAMBERT, S. A two parameter driving force for fatigue crack growth analysis. **International Journal of Fatigue**, v. 27, n. 10-12, p. 1277-1296, Oct.-Dec. 2005.

OSHIDA, Y.; DALY, J. Effects of shot peening on fatigue-damaged high strength aluminum alloy – applicability of rejuvenation on fatigue-damaged components, In: INTERNACIONAL CONFERENCES ON SHOT PEENING, 4., 1990, Tokyo. **Proceedings...** Tokyo: International Scientific Committee for Shot Peening, 1990. p. 317-326.

OSTASH, O. P.; CHEPIL, R. V.; VIRA, V. V. Fatigue crack initiation and propagation at different stress ratio values of uniaxial pulsating loading. **Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures**, v. 34, n. 6, p. 430-437, June. 2011.

PANDEY, P. K.; DESHMUKH, M. N. Shot peening and its impact on fatigue life of engineering components. **International Conference on Shot Peening and Blast Cleaning**, p. 1-20. 2001.

PARIS P.; ERDOGAN F. A critical analysis of crack propagation laws. **Journal of Fluids Engineering**, v. 85, n. 4, p. 528-533, Dec. 1963.

PASTOUKHOV, V. A.; VOORWALD, H. J. C. **Introdução à mecânica da integridade estrutural**. São Paulo: UNESP, 1995. 192 p.

POOK, L. **Metal Fatigue**. Dordrecht: Springer, 2009. 264p.

RICE, J. R. Mechanics of crack tip deformation and extension by fatigue. **Fatigue Crack Propagation, ASTM STP 415, American Society for Testing and Materials**. Philadelphia, p. 247-311, June. 1967.

RITCHIE, R. O.; SURESH, S. Some considerations on fatigue crack closure as near-threshold stress intensities due to fracture surface morphology. **Metallurgical Transactions A**, v. 13, n. 5, p. 937-940, May. 1982.

RÖSLER, J.; HARDERS, H.; BÄKER, M. **Mechanical Behaviour of Engineering Materials: Metals, Ceramics, Polymers, and Composites**. Heidelberg: Springer, 2007. 534p.

SADANANDA, K.; VASUDEVAN, A. K. Fatigue crack growth mechanisms in steels. **International Journal of Fatigue**, v. 25, n. 9-11, p. 899-914, Sept-Nov. 2003.

SCHIJVE, J. **Fatigue of Structures and Materials**. 2nd ed. Springer: Springer, 2010. 621p.

SCHÖN, C. G. **Mecânica dos Materiais: Fundamentos e Tecnologia do Comportamento Mecânico**. Rio de Janeiro: Elsevier, 2013. 552p.

SNODGRASS, J.; MORAN, J. Corrosion Resistance of Aluminum Alloys, **ASM International**, v. 13A, p. 689-691. 2003. Disponível em: <<http://products.asminternational.org/hbk/index.jsp>> Acesso em: 03 dez. 2014.

SONG, P. S.; WEN, C. C. Crack closure and crack growth behaviour in shot peened fatigued specimen. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 63, n. 3, p. 295-304, June. 1999.

STARKE JÚNIOR, E. A.; STALEY, J. T. Application of modern aluminum alloys to aircraft. **Progress in Aerospace Sciences**, v. 32, n. 2-3, p. 131-172. 1996.

STOYCHEV, S.; KUJAWSKI, D. Analysis of crack propagation using ΔK and K_{max} . **International Journal of Fatigue**, v. 27, n. 10-12, p. 1425-1431, Oct.-Dec. 2005.

SUN, C.; LEI, Z.; HONG, Y. Effects of stress ratio on crack growth rate and fatigue strength for high cycle and very-high-cycle fatigue of metallic materials. **Mechanics of Materials**, v. 69, n. 1, p. 227-236, Feb. 2014.

SURESH, S. **Fatigue of Materials**. 2nd ed. Cambridge: Cambridge University Press, 1998. 679p.

SURESH, S.; RITCHIE, R. O. A geometric model for fatigue crack closure induced by fracture surface roughness. **Metallurgical Transactions A**, v. 13, n. 9, p. 1627-1631, Sept. 1982.

SURESH, S.; RITCHIE, R. O. Propagation of short fatigue cracks. **International Materials Reviews**, v. 29, n. 1, p. 445-475, Jan. 1984.

TONOLI, C. S. **Estudo sobre os efeitos de tensões residuais na vida em fadiga da liga de alumínio 6013-T6, em perfil tubular, submetida a shot peening**. 2009. 151 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2009.

TORIBIO, J. et al. Numerical and experimental analyses of the plasticity-induced fatigue crack growth in high-strength steels. **Construction and Building Materials**, v. 25, n. 10, p. 3935-3940, Oct. 2011.

TORRES, M. A. S. **Uma avaliação do efeito do shot peening na vida em fadiga do Aço ABNT 4340 com e sem revestimento de cromo duro**. 2002. 223 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2002.

TORRES, M. A. S.; VOORWALD, H. J. C. An evaluation of shot peening, residual stress and stress relaxation on the fatigue life of AISI 4340 steel. **International Journal of Fatigue**, v. 24, n. 8, p. 877-886, Aug. 2002.

TRŠKO, L. The effect of different shot peening intensities on fatigue life AW 7075 aluminium alloy. **The Scientific Journal Materials Engineering**, v. 20, n. 4, p. 167-173, Dec. 2013.

VASUDEVAN, A. K.; SADANANDA, K.; LOUAT, N. A review of crack closure, fatigue crack threshold related phenomena. **Materials Science and Engineering: A**, v. 188, n. 1-2, p. 1-22, Nov. 1994.

VIELMA, A. T.; LLANEZA, V.; BELZUNCE, F. J. Shot peening intensity optimization to increase the fatigue life of a quenched and tempered structural steel. **Procedia Engineering**, v. 74, p. 273-278. 2014.

WALKER, K. The effect of stress ratio during crack propagation and fatigue for 2024-T3 and 7075-T6 aluminum. **Effects of environment and complex load history on fatigue life, ASTM STP 462, American Society for Testing and Materials**. Philadelphia. p. 1-14, Jan. 1970.

WALKER, K.; WANG, C. H.; NEWMAN JÚNIOR, J. C. Fatigue crack closure due to surface roughness and plastic deformation. **Advanced Materials Research**, v. 891-892, p. 319-324, Mar. 2014.

YI, K. S.; COX, B. N.; DAUSKARDT, R. H. Fatigue crack-growth behavior of materials in viscous fluid environments. **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, v. 47, n. 9, p. 1843-1871, Sept. 1999.

ZHAN, W.; LU, N.; ZHANG, C. A new approximate model for the *R*-ratio effect on fatigue crack growth rate. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 119, p. 85-96, Mar. 2014.

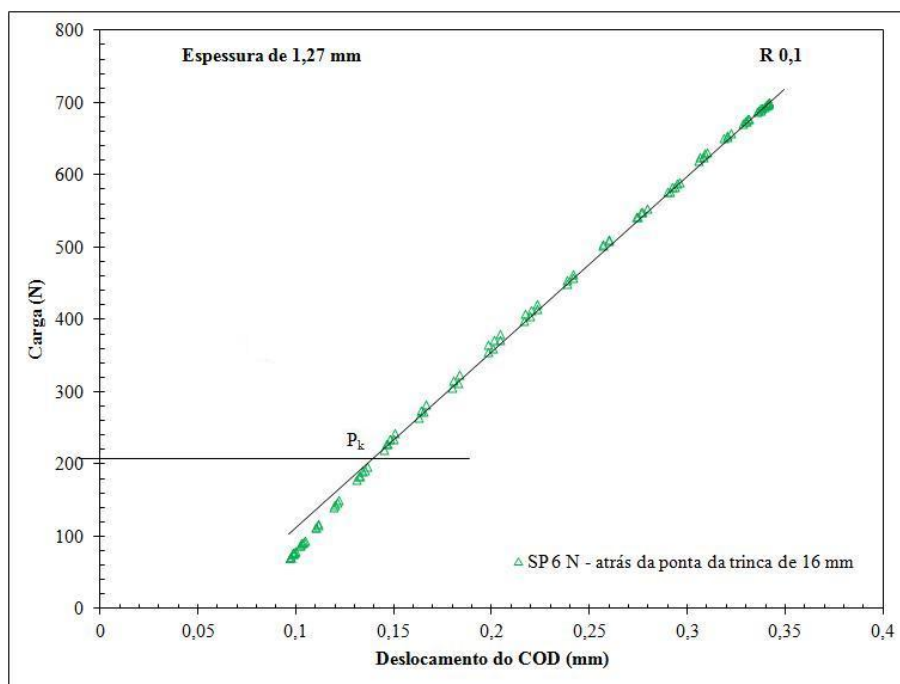
ZHU, X. Y.; SHAW, J. D. Correlation of fatigue crack growth behaviour with crack closure in peened specimens. **Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures**, v. 18, n. 7-8, p. 811-820, July. 1995.

APÊNDICE A – Exemplo de cálculo da carga de fechamento de trinca, P_{cl}

Conforme mostrado na seção 3.2.7, a carga de fechamento de trinca, P_{cl} , foi obtida através do método da *spline* linear/quadrática e foi desenvolvida uma rotina no *software Matlab*, versão *R2011a*, para redução dos dados obtidos durante os ensaios e obtenção dos valores de P_{cl} . Abaixo segue um exemplo dos cálculos dessa rotina para o corpo de prova com *shot peening* na intensidade de 6 N atrás da ponta da trinca de 16 mm, em estado de tensão plana e $R = 0,1$.

A Figura A.1 mostra a curva carga aplicada versus deslocamento do COD, para os dados obtidos durante o ensaio de propagação de trinca por fadiga, com 45.463 ciclos e tamanho de trinca de 19,02 mm. Pode-se observar uma seção inferior e uma seção superior, que são caracterizadas por polinômios de segunda e de primeira ordem, respectivamente. O limite entre essas duas seções é o valor de carga denotado por P_k . O objetivo do método da *spline* linear/quadrática é encontrar o melhor valor de P_k que se ajuste neste limite, que será o valor da carga de fechamento de trinca, P_{cl} . Para determinar o melhor valor de P_k , utiliza-se uma série de valores para P_k entre P_{max} e P_{min} , e a soma dos quadrados dos resíduos, e , que é normalizado em relação à variação do COD (equação (3.9)) (MTS, 1999).

Figura A.1 – Carga aplicada versus deslocamento do COD.



Fonte: (do próprio autor).

Para qualquer valor de P_k , o procedimento é calcular a função linear $\hat{v}_{ref}(P_i) = L_0 + L_1 P_i$ para $\langle P_i, v_i | P_i \geq P_k \rangle$, e a função quadrática $\hat{v}_Q(P_i) = Q_0 + Q_1 P_i + Q_2 P_i^2$ para $\langle P_i, v_i | P_i < P_k \rangle$, onde L_0, L_1, Q_0, Q_1 e Q_2 são os coeficientes.

Os coeficientes L_0 e L_1 foram calculados através das equações (A.1) e (A.2) com dois pontos para P_i e v_i da região linear. O valor do primeiro ponto (P_1, v_1) é aproximadamente 95% da carga máxima e o valor do segundo ponto (P_2, v_2) é aproximadamente 75% da carga máxima. Para esse exemplo, os valores desses pontos e dos coeficientes são apresentados na Tabela A.1. Os coeficientes Q_0, Q_1 e Q_2 foram calculados para cada valor de P_k através das equações (A.3) a (A.5) (MTS, 1999). O valor do incremento, ΔP_k , utilizado para os valores de P_k entre P_{max} e P_{min} foi de 2 N.

$$L_1 = \frac{v_1 - v_2}{P_1 - P_2} \quad (\text{A.1})$$

$$L_0 = v_1 - L_1 P_1 \quad (\text{A.2})$$

$$Q_2 = \frac{L_0 + L_1 P_k}{P_k^2} \quad (\text{A.3})$$

$$Q_1 = L_1 - 2Q_2 P_k \quad (\text{A.4})$$

$$Q_0 = L_0 + (L_1 - Q_1) P_k - Q_2 P_k^2 \quad (\text{A.5})$$

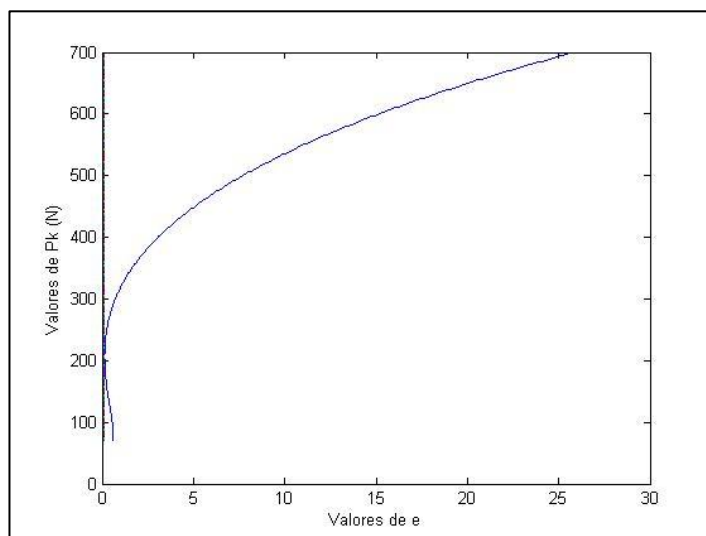
Tabela A.1 – Valores obtidos durante o ensaio de propagação de trinca por fadiga com 45.463 ciclos e tamanho de trinca de 19,02 mm.

Valores obtidos durante o ensaio de propagação de trinca por fadiga									
P_{max} (N)	v_{max} (mm)	P_{min} (N)	v_{min} (mm)	P_1 (N)	v_1 (mm)	P_2 (N)	v_2 (mm)	L_1 (mm/N)	L_0 (mm)
700	0,341	70	0,097	682	0,333	515	0,258	$4,51 \times 10^{-4}$	0,026

Fonte: (do próprio autor).

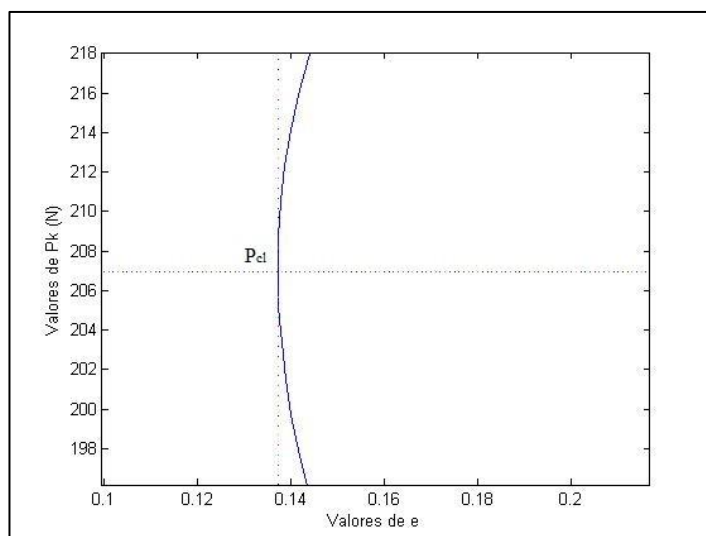
O próximo passo é plotar uma curva, que permite comparar os valores de e em função de $P_{min} \leq P_k \leq P_{max}$, para determinar o valor da carga de fechamento de trinca, P_{cl} (Figura A.2). O valor da carga de fechamento de trinca, P_{cl} , é o valor de P_k correspondente ao menor valor de e (Figura A.3). Nesse exemplo, os valores encontrados para P_{cl} e e são apresentados na Tabela A.2.

Figura A.2 – Comparação dos valores de e em função de P_k para determinar o valor da carga de fechamento de trinca, P_{cl} .



Fonte: (do próprio autor).

Figura A.3 – Ampliação da região próxima ao valor da carga de fechamento de trinca, P_{cl} , na curva e versus P_k .



Fonte: (do próprio autor).

Tabela A.2 – Valor da carga de fechamento, P_{cl} .

Valor da carga de fechamento, P_{cl}	
P_{cl} (N)	e
207	0,137

Fonte: (do próprio autor).

A rotina desenvolvida no *software Matlab*, versão *R2011a*, é apresentada abaixo:

% Rotina para obtenção da carga de fechamento Pcl

```
cdp = [input('cdp = ')]
```

% data = dados obtidos durante o ensaio de propagação de trinca por fadiga

```
A = 0; ab = 0; Dados = 0;
```

```
A=size(data,1);
```

```
AA=0; BB=0;
```

```
for AA=1:106:A
```

```
    BB=AA+101;
```

```
    x(:,1)=data(AA:BB,1); % valores do carregamento
```

```
    x(:,2)=data(AA:BB,2); % valores do deslocamento do COD
```

```
    x(:,3)=data(AA:BB,3); % número de ciclos
```

```
N = size(x,1)-1;
```

```
Ciclos = max(x(1:N,3));
```

```
figure (1)
```

```
plot(x(:,2),x(:,1))
```

```
title('Carga vs Abertura da boca da trinca')
```

```
xlabel('Abertura da boca da trinca (mm)')
```

```
ylabel('Carga (N)')
```

```
hold on
```

% calculo da equação da região linear - $v_{ref}(P) = L_0 + L_1 \cdot P$

```
M = 0; m = 0; h = 0;
```

```
P1 = 0; P2 = 0; v1 = 0; v2 = 0;
```

```
M = size(x,1);
```

```
% P1 = carga 1
```

```
% P2 = carga 2
```

```
% v1 = abertura da boca da trinca correspondente a P1
```

```
% v2 = abertura da boca da trinca correspondente a P2
```

% obtenção dos pontos P1 e v1

```
d = 0;
```

```
d = sortrows(x,-1);
```

```
for m = 1:M
```

```
    if d(m,1) > 0.90*max(d(1:M));
```

```
        h = h+1;
```

```
        P1(h) = d(h,1);
```

```
        v1(h) = d(h,2);
```

```

    end
end

% obtenção dos pontos P2 e v2
m = 0; k = 0;
for m = 1:M
    if d(m,1) < (max(P1)-0.20*(0.90*max(d(1:M))));
        if d(m,1) > (min(P1)-0.30*(0.90*max(d(1:M))));
            k = k+1;
            P2(k) = d(m,1);
            v2(k) = d(m,2);
        end
    end
end

% L1 = coeficiente angular da equação da região linear
% L0 = coeficiente linear da equação da região linear

L1 = 0; L0 = 0;
L1 = (mean(v1)-mean(v2))/(mean(P1)-mean(P2));
L0 = mean(v1)-L1*mean(P1);

% cálculo dos coeficientes Q0, Q1 e Q2 -  $v_q(P) = Q_0 + Q_1*P + Q_2*P^2$ 

Pi = 0; vi = 0; N = 0; Pk = 0;
N = size(x,1);
Pi = x(:,1);
vi = x(:,2);

m1 = 0; m2 = 0; m3 = 0;
m1 = min(x(1:N,1)); % Pmin
m2 = 2; % delta Pk
m3 = max(x(1:N,1)); % Pmax

i = 0; y = 0;
Q0 = 0; Q1 = 0; Q2 = 0; e = 0;

for y = m1:m2:m3;
    i = i+1;
    Pk(i,1) = y;
    Q2(i,1) = (L0 + L1*Pk(i))/(Pk(i))^2;
    Q1(i,1) = L1 - 2*Q2(i)*Pk(i);
    Q0(i,1) = L0 + (L1 - Q1(i))*Pk(i) - Q2(i)*Pk(i)^2;

    %  $v_q(P_k) = Q_0 + Q_1*P_k + Q_2*P_k^2$ ;
    %  $v_{ref}(P_k) = L_0 + L_1*P_k$ ;

% cálculo dos valores de e

    j = 0; k = 0; v = 0; vq = 0; vref = 0; n = 0;

```

```

for n = 1:N;
    if Pi(n,1) < Pk (i,1)
        j = j+1;
        vq(j,1) = Q0(i,1) + Q1(i,1)*Pi(n,1) + Q2(i,1)*(Pi(n,1))^2;
        v(n,1) = (vq(j,1) - vi(n,1))^2;
    else k = k+1;
        vref(k,1) = L0 + L1*Pi(n,1);
        v(n,1) = (vref(k,1) - vi(n,1))^2;
    end
end
e(i,1) = sum(v) / (max(vi) - min(vi))^2;
end

```

% obtenção da carga de fechamento Pcl

```

I = 0; i = 0; m = 0; z = 0;
I = size(Pk,1);
z = min(e);
Pcl = 0;

```

```

for i = 1:I;
    if e(i,1) <= z
        Pcl = Pk(i);
    end
end

```

```

q = 0;
q = min(x(:,1)):max(x(:,1));

```

```

figure (2)
plot(e,Pk)
xlabel('Valores de e')
ylabel('Valores de Pk (N)')

```

```

Pmax = 0; Pmin = 0;
dVdP = 0; T1 = 0;

```

```

Pmax = max(x(:,1));
Pmin = min(x(:,1));
T1 = polyfit(x(:,1),x(:,2),1);
dVdP = T1(1);

```

% dVdP = flexibilidade do corpo de prova

```

ab = ab + 1;

```

% Dados = [Ciclos Pmax Pmin dVdP Pcl]

```

Dados(ab,1) = Ciclos;
Dados(ab,2) = Pmax;

```

```
Dados(ab,3) = Pmin;  
Dados(ab,4) = dVdP;  
Dados(ab,5) = Pcl;  
  
Dados;  
  
save resultado.dat cdp Dados -ascii  
  
AA = AA + 106;  
end  
  
display('Término dos cálculos')
```