UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA POLITÉCNICA

BEUGRE OURONON MARIE ROSALIE

**ANÁLISE EXPERIMENTAL E NUMÉRICO-COMPUTACIONAL DA INFLUÊNCIA
DO JATEAMENTO COM GRANALHA NA PROPAGAÇÃO DE TRINCAS**

São Paulo

2019

BEUGRE OOURONON MARIE ROSALIE

**ANÁLISE EXPERIMENTAL E NUMÉRICO-COMPUTACIONAL DA INFLUÊNCIA
DO JATEAMENTO COM GRANALHA NA PROPAGAÇÃO DE TRINCAS**

Tese apresentada à Escola Politécnica da
Universidade de São Paulo para obtenção
do título de Doutora em Ciências.

São Paulo

2019

BEUGRE OIRONON MARIE ROSALIE

**ANÁLISE EXPERIMENTAL E NUMÉRICO-COMPUTACIONAL DA INFLUÊNCIA
DO JATEAMENTO COM GRANALHA NA PROPAGAÇÃO DE TRINCAS**

Tese apresentada à Escola Politécnica da
Universidade de São Paulo para obtenção
do título de Doutora em Ciências.

Área de Concentração: Engenharia
Mecânica de Projeto e Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Edison Gonçalves

São Paulo

2019

Autorizo a reprodução e divulgação total ou parcial deste trabalho, por qualquer meio convencional ou eletrônico, para fins de estudo e pesquisa, desde que citada a fonte.

Este exemplar foi revisado e corrigido em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

São Paulo, _____ de _____ de _____

Assinatura do autor: _____

Assinatura do orientador: _____

Catálogo-na-publicação

Beugre, Ouronon Marie Rosalie

Análise experimental e numérico-computacional da influência do jateamento de granalha na propagação de trincas / O. M. R. Beugre -- versão corr. -- São Paulo, 2019.
170 p.

Tese (Doutorado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.
Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos.

1.Jateamento com granalha 2.Tensão residual 3.Modelo de Johnson Cook 4.Propagação de trinca 5.Modelagem numérica I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos II.t.

DEDICATÓRIA

A minha mãe Yoffoua Yaba Georgette (in memoriam),
a meu tio Djokouri Adjehi Ignace (in memoriam),
a minha avó Gnagna Yon Madeleine,
a minha tia Yoffoua Amani Catherine,
e a meu tio N'Guessan Desiré.

AGRADECIMENTOS

Esta tese é fruto de quatro anos de incansável esforço, e também de trocas benéficas e frutíferas colaborações. Ela não poderia ser concluída sem a preciosa e generosa participação de pessoas que compartilham a mesma paixão pela pesquisa científica e tecnológica.

Dirijo meus muitos e sinceros agradecimentos ao meu orientador Prof. Dr. Edison Gonçalves, pela oportunidade que me ofereceu de realizar este trabalho na prestigiosa Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, pela gentileza, prontidão para me ajudar e sobretudo pela orientação científica e tecnológica que ele me proporcionou.

Ao laboratório CENO (Centro de Estruturas Navais e Oceânicas) pela estrutura de apoio técnica e administrativa para a condução deste trabalho. À CAPES pelo apoio financeiro durante o período do meu doutorado.

À empresa CINDUMEL, em especial ao Engenheiro Marcos Fazolari pelo seu valioso apoio no fornecimento e tratamento do material usado nesta pesquisa, por todo auxílio e disponibilidade. Ao Grupo de Mecânica dos Sólidos e Impacto em Estruturas (GMSIE) pela colaboração na execução dos ensaios de caracterização do material, em particular ao Professor Marcílio Alves pelos conselhos e incentivos, e ao Doutor Miguel Angel Calle Gonzales pelas orientações e ajuda oferecida no desempenho experimental, assim como ao professor Rafael Traldi Moura por ter me dado a possibilidade de usar os computadores do Laboratório. Ao professor Luis Gallego Martinez do Centro de Ciência e Tecnologia de Materiais (CCTM) do Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares (IPEN) pela sua colaboração, pelo apoio operacional e técnico na execução dos ensaios de medições de perfis de tensões residuais por difração de raios-X, e também ao técnico Rene Ramos de Oliveira por auxiliar na preparação de amostras.

Quero agradecer ao técnico Marcio Firmino da Silva (Laboratório – Protótipos Naval) pela amizade, pelos conselhos e incentivos, ao Doutor Leonardo Monteiro Mazzariol pela ajuda com Ansys e, aos colegas e funcionários dos laboratórios de Projetos e Fabricação do CENO, GMSIE e LFS (Laboratório de Fenômenos de

Superfície) pela ajuda e simpatia. Agradeço também aos técnicos da oficina do Departamento de Mecatrônica pela ajuda na confecção dos corpos de prova.

Agradeço a minha querida família que sempre me apoiou e incentivou em todas minhas decisões e que orou por mim, especialmente meu tio professor Dr. N'Guessan Desiré e minha irmã Nikebie Flore Josiane, por terem me dado todo o apoio e carinho necessário e os conselhos durante a realização deste programa de Doutorado. Agradeço pessoas especiais, exemplos de talento, dignidade, credibilidade, seriedade, honestidade, competência, irreverência, perseverança e com tantos outros bons adjetivos: Amon Guy Olivier, Atron Adou Emilie, Atron Boussouma Sylvie, Djokouri Adjehi Ignace (in memoriam), Djokouri Ballet Guy Ebga, Djokouri Ella Adeline, Djokouri Florance Estelle, Djokouri Franck Hervé, Gilmar Ana Conte, Gnagna Yon Madeleine, Hien Touviel Sebastien (in memoriam), José Sidnei Colombo Martini, Julião Ocaia de Carvalho, Koffi Badou, Kouadio Gbodô Jean Didier, Kouadio Georgette, Kouadio Indrê Jean Gerald, Kouakou Assan N'Guessan Amandine, Madeleine Conte N'Guessan, N'Guessan Desire, N'Guessan Yoffoua Esaie, Nikebie Cyr Georgy, Nikebie Nikebie frederick Junior, Nikebie Flore Josiane, Ouraga Gbalou Fabrice, Yapi Achi Eric, Yoffoua Amani Catherine, Yoffoua Omon Rosalie, Yoffoua Yaba Georgette (in memoriam), Yavo Boni, Yavo Brou olga, OBRIGADA !

Finalmente agradeço a Deus pela realização desta dissertação. Ele me iluminou e é sempre na minha vida como um pai. Sem ele, nada seria possível.

RESUMO

BEUGRE O., M. R. **Análise experimental e numérico-computacional da influência do jateamento com granalha na propagação de trincas**. 2018. 174 f. Tese (Doutorado) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2018.

O Jateamento com granalha (shot peening, em inglês) é um processo de fabricação amplamente utilizado em indústrias mecânicas, automotivas, navais, aeronáuticas e outras indústrias metalúrgicas. O objetivo principal é induzir tensões residuais de compressão para melhorar a vida à fadiga das peças e estruturas. A modelagem e simulação do processo são muito difíceis, pois envolvem a consideração de muitos e complexos aspectos. Este trabalho propõe um método de modelagem tridimensional utilizando o método dos elementos finitos para a simulação numérica desse processo assim como a sua influência na propagação de trinca, considerando efeitos pouco estudados, como o amolecimento do material devido ao aumento da temperatura na peça durante os impactos, ao comportamento elasto-plástico das granalhas e a rugosidade da peça tratada nos parâmetros da trinca. A modelagem proposta para simular o processo de jateamento com granalhas inclui: (i) análise dinâmica explícita, (ii) modelagem tridimensional, (iii) cálculo da velocidade real das granalhas, (iv) modelo de contato com coeficientes de atrito estático e dinâmico entre as áreas em contato, (v) o modelo constitutivo de Johnson-Cook para o comportamento do material alvo, (vi) um comportamento elasto-plástico multilinear para as granalhas, (vii) a consideração da cobertura real de uma área dada da superfície jateada, (viii) a consideração do aumento da temperatura no material durante o processo e (ix) o relaxamento de tensões residuais devido a este aumento de temperatura. As simulações numérico-computacionais para investigar a influência do processo em fenômenos, tais como fadiga e propagação de trinca, necessitou uma nova abordagem para a incorporação das tensões residuais num modelo de elementos finitos. Além disso, foram realizados vários ensaios quase-estáticos e dinâmicos para a determinação dos parâmetros do modelo constitutivo de Johnson-Cook para o aço AISI 5160. Para a avaliação das metodologias propostas, as tensões residuais foram introduzidas e avaliadas em uma mola parabólica automotiva, sendo que as tensões residuais foram avaliadas através da técnica de difração de raios-X, a

intensidade e a cobertura do processo de jateamento com granalha na mola foram avaliadas com Lupa e rugosímetro. Também, dados experimentais de ensaios de fadiga relatados na literatura, realizados em corpos de prova tipo CT foram utilizados. A modelagem numérica do processo de jateamento com granalha desenvolvida neste trabalho consegue prever com sucesso os perfis das tensões residuais, com valores bem próximos aos obtidos experimentalmente. A investigação numérica do efeito do processo na vida à fadiga e fratura das peças comprovou a sua influência nos parâmetros de propagação de trinca nas regiões afetadas pelo processo, ocasionando um amplo aumento da vida à fadiga, e confirmou o relaxamento das tensões residuais devido aos ciclos de carregamento conforme as observações experimentais na literatura.

Palavras-chaves: Jateamento Com Granalha. Tensão Residual de Compressão. Modelo de Johnson-Cook. Modelagem Numérica. Efeito da Temperatura. Relaxamento Térmico de Tensão Residual. Fadiga dos materiais. Mecânica Da Fratura. Fator de Intensificação. Integral de Rice *J*. Propagação De Trinca. Aço AISI 5160.

ABSTRACT

BEUGRE O., M. R. **Experimental and numerical-computational analysis of the influence of shot peening on crack propagation.** 2018. 174 f. Thesis (Doctorate) - School of Engineering of the University of São Paulo, São Paulo, 20018.

Shot peening is a manufacturing process widely used in the mechanical, automotive, marine, aeronautical and other metallurgical industries. The main purpose is to induce residual compression stresses to improve fatigue life. The modeling and simulation of the process are very difficult as they involve the consideration of many and complex aspects. This work proposes a three-dimensional modelling method using the finite element method for the numerical simulation of this process as well as its influence on crack propagation, considering little studied effects such as softening of the material due to the increase in temperature in the part during impacts, the elastic-plastic behavior of the shot and the roughness of the treated part in the crack parameters. The proposed modelling approach to simulate the shot peening process includes: (i) explicit dynamic analysis, (ii) three-dimensional modeling, (iii) calculation of the real velocity of the shot, (iv) contact model with static and dynamic friction coefficients between the contact areas, (v) the Johnson-Cook constitutive model for target material behavior, (vi) a multilinear elasto-plastic behavior for the shot, (vii) consideration of real coverage in a given area of the peened surface, (viii) consideration of temperature increase in the material during the process and (ix) relaxation of residual stresses due to this rise in temperature. Numerical-computational simulations to investigate the influence of the shot peening process on phenomena, such as fatigue and crack propagation, required a new approach for the incorporation of residual stress in a finite element model. In addition, several quasi-static and dynamic tests were carried out to determine the parameters of the constitutive Johnson-Cook model for AISI 5160 steel. To assess the proposed methodologies, the residual stresses were introduced and evaluated in an automotive parabolic spring, with the residual stresses being evaluated by the X-ray diffraction technique, the intensity and coverage of the shot peening process for the spring were evaluated with magnifying glass and roughness gauge. Also, fatigue tests available in the literature, carried out on types of CT specimens, were used. The numerical modeling of the shot peening process developed in this work can successfully predict the residual stress

profiles, with values close to those obtained experimentally. The numerical investigation of the effect of the process in the fatigue life and fracture of the pieces proved its influence in the parameters of crack propagation in the regions affected by the process, causing a wide increase of the fatigue life, and confirmed the relaxation of the residual stresses due to the cycles loading according to experimental observations in the literature.

Keywords: Shot peening. compressive residual stress. Johnson-Cook model. numerical modeling. Temperature Effect. Thermal Relaxation of Residual Stress. Fatigue of Materials. fracture mechanics. stress intensity factor. Rice's J integral crack growth. AISI 5160 steel.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 — Jateamento com granalha de trens de pouso de avião com tecnologia de jateamento por ar comprimido (a) num gabinete de jateamento e (b) ao ar livre.....	2
Figura 2.1 — Seis tipos de modelos existentes para simular o processo de JCG: a) modelo axissimétrico 2D; b) modelo 3D com quatro superfícies de simetria; c) modelo 3D com três superfícies de simetria; d) modelo 3D com duas superfícies de simetria; e) modelo 3D com uma superfície de simetria; f) O modelo 3D sem simetria	10
Figura 2.2 — Aplicação do JCG em uma engrenagem	11
Figura 2.3 — Tensões residuais de compressão geradas no processo de JCG	11
Figura 2.4 — Valores característicos da distribuição das tensões residuais induzidas pelo JCG.....	12
Figura 2.5 — Conjunto de medição para o método Almen.....	14
Figura 2.6 — Diferentes sistemas para JCG: (a) por ar comprimido e (b) por turbina	14
Figura 2.7 — Superfícies com diferentes percentuais de cobertura	15
Figura 2.8 — Curva de saturação	15
Figura 2.9 — Esquema triangular da interação térmica-mecânica-metalúrgica das gênesis das tensões residuais	18
Figura 2.10 — Tensão residual em vários processos para o aço AISI 4340 temperado e revenido com 510 HV (50 HRC).....	19
Figura 2.11 — Ilustração esquemática da redução do nível de tensão aplicada devido à presença de tensão residual de compressão	21
Figura 2.12 — Método da remoção por camada aplicada na medição de tensões residuais biaxiais após Treuting e Read.....	23
Figura 2.13 — Medição de tensões residuais pelo método de seccionamento	23
Figura 2.14 — Placa com furo sujeita a um estado plano de tensões	24

Figura 2.15 — Princípio da técnica do furo incremental	25
Figura 2.16 — Esquema da configuração para medição por difração dos raios-X ...	26
Figura 2.17 — Distâncias interplanares de grãos com diferentes orientações de um corpo isento de tensões	26
Figura 2.18 — Distâncias interplanares de grãos com diferentes orientações, de um corpo sob um campo de tensões	27
Figura 2.19 — Variações de tensão mais comuns: a) amplitude constante; b) blocos de amplitude constante; c) aleatória	29
Figura 2.20 — Parâmetros que descrevem um carregamento de amplitude constante.	29
Figura 2.21 — Carregamentos cíclicos: (a) Totalmente alternado, (b) Flutuante, (c) Repetido	30
Figura 2.22 — Laço de histerese estabilizado	31
Figura 2.23 — Curva tensão-deformação cíclica	32
Figura 2.24 — Modos de deslocamento da ponta da trinca	35
Figura 2.25 — Região da trinca e contorno de integração para cálculo de J	36
Figura 2.26 — Curva de propagação de trincas por fadiga típica.....	39
Figura 2.27 — Comparação de resultados numéricos com experimentais para (a) 10HNAP e (b) de aço 18G2A	41
Figura 4.1 — Máquina para medição da dureza Vickers (VH) e Rockwell C (HRC)..	50
Figura 4.2 — Máquina de ensaio de tração e compressão, e detalhe do extensômetro	51
Figura 4.3 — Configuração da barra de Hopkinson	52
Figura 4.4 — Esquemática para compreensão da Barra de Hopkinson	53
Figura 4.5 — Curvas de tensão-deformação verdadeiras dos testes de compressão quase-estático e dinâmicas para o aço AISI 5160 em diferentes taxas de deformação	53

Figura 4.6 — Curva experimental da tensão verdadeira versus a deformação plástica verdadeira para a taxa de deformação quase-estática de 0,0072/s e a determinação da tensão de escoamento pelo método 0,2% Offset...	54
Figura 4.7 — Comparação entre as curvas tensão-deformação verdadeiras obtida experimentalmente com a obtida através do modelo de Johnson-Cook	55
Figura 4.8 — Relação linear para obtenção dos parâmetros C e ϵp_0 da equação de Johnson-Cook.....	56
Figura 4.9 — Comparação entre as curvas tensão-deformação experimentais (Exp) e as obtidas com o modelo de Johnson-Cook (JC) sem o parâmetro m	57
Figura 4.10 — Variação da temperatura no material em função da deformação plástica	58
Figura 4.11 — Geometria do modelo numérico do ensaio dinâmico com a barra de Hopkinson.....	59
Figura 4.12 — Comparação das curvas experimentais e das curvas obtidas pela simulação dos ensaios da barra de Hopkinson	60
Figura 4.13 — Molas cedida pela empresa CINDUMEL.	60
Figura 4.14 — Máquina para o Jateamento Com Gralha por ar comprimido. (a) Vista exterior, mostrando o gabinete. (b) Vista da cabecinha. (c) Vista interior, mostrando bocal de jateamento, do CENO – Centro de Estruturas Navais e Oceânicos da USP	61
Figura 4.15 — Jateamento por roda centrífuga, aceleração das gralhas (KIRK, 2007).	62
Figura 4.16 — Uma mola sendo tratada por JCG e esquema da aplicação dos jatos de gralhas por duas turbinas em série	64
Figura 4.17 — Máquina de difração por Raio-X (CCTM-IPEN)	65
Figura 4.18 — Remoção de camadas por ataque químico para a análise por difração de Raio-X.....	65
Figura 4.19 — Montagem da amostra na máquina de difração por Raio-X.....	66

Figura 4.20 — Curva $2\theta - \sin^2\psi$	67
Figura 4.21— Perfis das tensões residuais na mola submetidas a JCG, obtidas por difração de raios-X.....	68
Figura 4.22 — Interferômetro laser TaylorHobson (Laboratório de Caracterização de Superfícies Metálicas do Departamento de Mecânica da Escola Politécnica da USP)	69
Figura 4.23 — Vistas 3D e planificada do substrato 1 da superfície jateada.....	69
Figura 4.24 — Lupa estereoscópica da marca Nikon, modelo SMZ800 (Laboratório de Caracterização de Superfícies Metálicas do Departamento de Mecânica da Escola Politécnica da USP)	70
Figura 4.25 — Imagens observadas em lupa Nikon SMZ 800 (4X).....	70
Figura 5.1 — Distribuição aleatória dos 30 impactos de granalhas.....	77
Figura 5.2 — $\sigma T / \sigma T_0$ versus variação da temperatura no material.....	80
Figura 5.3 — Geometria do modelo numérico do JCG de 30 impactos de granalhas e as condições de contorno	83
Figura 5.4 — Malha de elementos finitos usada na simulação do JCG de 30 impactos de granalhas	83
Figura 5.5 — Tensões residuais na direção X resultante da modelagem numérica do processo de JCG usando o modelo de Johnson-Cook	84
Figura 5.6 — Tensões residuais na direção Z resultante da modelagem numérica do processo de JCG usando o modelo de Johnson-Cook	84
Figura 5.7 — Contornos das tensões residuais superficiais σ_x e σ_z na área tratada após os impactos das 30 granalhas usando o modelo de Johnson-Cook	85
Figura 5.8 — Vista superior da área da placa mostrando as endentações, para 1 ciclo de 30 sequências de impacto (equivalente a 100% de cobertura), usando o modelo de Johnson-Cook.....	85
Figura 5.9 — Distribuição das tensões residuais na direção X resultante da modelagem numérica do processo de JCG usando o modelo de Johnson-Cook.....	86

Figura 5.10 — Distribuição das tensões residuais na direção Z resultante da modelagem numérica do processo de JCG usando o modelo de Johnson-Cook.....	87
Figura 5.11 — Tensões residuais na direção X resultante da modelagem numérica do processo de JCG usando o modelo de Johnson-Cook e, considerando o efeito da temperatura geral no material com $CT = 0,8$	88
Figura 5.12 — Tensões residuais na direção Z resultante da modelagem numérica do processo de JCG usando o modelo de Johnson-Cook e, considerando o efeito da temperatura geral no material com $CT = 0,8$	88
Figura 5.13 — Contornos das tensões residuais superficiais σ_x e σ_z na área tratada após os impactos das 30 granalhas usando o modelo de Johnson-Cook e, considerando o efeito da temperatura geral no material com $CT = 0,8$	89
Figura 5.14 — Vista superior da área da placa mostrando as endentações, usando o modelo de Johnson-Cook e, considerando o efeito da temperatura geral no material com $CT = 0,8$	89
Figura 5.15 — Distribuição das tensões residuais na direção X resultante da modelagem numérica do processo de JCG usando o modelo de Johnson-Cook e, considerando o efeito da temperatura geral no material com $CT = 0,8$	90
Figura 5.16 — Distribuição das tensões residuais na direção Z resultante da modelagem numérica do processo de JCG usando o modelo de Johnson-Cook e, considerando o efeito da temperatura geral no material com $CT = 0,8$	90
Figura 5.17 — Distribuição das tensões residuais na direção X resultante da modelagem numérica do processo de JCG considerando o relaxamento térmico das tensões residuais	92
Figura 5.18 — Distribuição das tensões residuais na direção Z resultante da modelagem numérica do processo de JCG considerando o relaxamento térmico das tensões residuais	92

Figura 6.1 — Distribuição das tensões residuais usando o método de reconstrução de deformações inelásticas	97
Figura 6.2 — Distribuição das tensões residuais usando o método de incorporação direta dos valores das tensões residuais.....	97
Figura 6.3 — Perfis das tensões residuais nas direções X resultantes da simulação de reconstrução de campo de tensões residuais (com $\alpha = 2$ e $\beta = 2,2$)	99
Figura 6.4 — Perfis das tensões residuais nas direções Z resultantes da simulação de reconstrução de campo de tensões residuais (com $\alpha = 2$ e $\beta = 2,2$)	99
Figura 6.5— contornos das tensões residuais, nas direções X e Z, na superfície da geometria e as endentações (com $\alpha = 2$ e $\beta = 2,2$).....	100
Figura 7.1 — Dimensões do corpo de prova do tipo CT para os ensaios de propagação de trinca.....	101
Figura 7.2 — Modelo geométrico do corpo de prova do tipo CT com as condições de contornos e força aplicada, e malha de elementos finitos usada para a simulação de propagação de trinca por tração.....	102
Figura 7.3 — Fator de intensificação de tensões KI (MPamm) versus comprimento da frente da trinca (mm), sem presença de tensões residuais	103
Figura 7.4 — Integral J (mJ/mm ²) versus comprimento da frente da trinca (mm), sem presença de tensões residuais	103
Figura 7.5 — Modelo geométrico e plano mais detalhado do corpo de prova com presença de tensões residuais em volta da ponta da trinca, resultantes da simulação de reconstrução de campo de tensões residuais (com $\alpha = 2$ e $\beta = 2,2$).....	104
Figura 7.6 — Perfis das tensões residuais nas direções X e Z, ao longo da profundidade a partir da superfície superior, resultantes da simulação de reconstrução de campo de tensões residuais (com $\alpha = 2$ e $\beta = 2,2$).	105
Figura 7.7 — Perfis das tensões residuais nas direções X e Z, ao longo da profundidade a partir da superfície inferior, resultantes da simulação de reconstrução de campo de tensões residuais (com $\alpha = 2$ e $\beta = 2,2$)	105

Figura 7.8 — Fator de intensificação de tensões K_I (MPamm) versus comprimento da frente da trinca (mm), com presença de tensões residuais sem força externa.....	106
Figura 7.9 — Fator de intensificação de tensões K_I (MPamm) versus comprimento da frente da trinca (mm) nas camadas afetadas pela presença de tensões residuais sem força externa	106
Figura 7.10 — Fator de intensificação de tensões K_I (MPamm) versus comprimento da frente da trinca (mm), com presença de tensões residuais e força aplicada	107
Figura 7.11 — Fator de intensificação de tensões K_I (MPamm) versus comprimento da frente da trinca (mm), nas camadas afetadas pela presença de tensões residuais, com força aplicada	107
Figura 7.12 — Integral J (mJ/mm ²) versus comprimento da frente da trinca (mm), com presença de tensões residuais, sem força externa	108
Figura 7.13 — Integral J (mJ/mm ²) versus comprimento da frente da trinca (mm), nas camadas afetadas pela presença de tensões residuais	108
Figura 7.14 — Integral J (mJ/mm ²) versus comprimento da frente da trinca (mm), com presença de tensões residuais e força aplicada.....	109
Figura 7.15 — Integral J (mJ/mm ²) versus comprimento da frente da trinca (mm), nas camadas afetadas pela presença de tensões residuais, com força aplicada	109
Figura 7.16 — Dimensões do corpo de prova do tipo CT para os ensaios de propagação de trinca	111
Figura 7.17 — Comparação entre as curvas σa vs. εpa experimentais do aço AISI 5160 e as obtidas com o modelo de Chaboche com 2 termos não-lineares e 1 termo linear	112
Figura 7.18 — Curvas $\log(da/dN)$ versus $\log(\Delta K)$	115
Figura 7.19 — Curvas a (tamanho da trinca) versus N	116
Figura 7.20 — Curvas $\log(da/dN)$ versus $\log(\Delta J)$	116
Figura 7.21 — Curvas a (tamanho da trinca) versus N	117

Figura 7.22 — Modelo geométrico do corpo de prova com presença de tensões residuais em volta da ponta da trinca antes e depois de quatro ciclos	118
Figura 7.23 — Relaxamento da tensão residual antes e depois dos carregamentos cíclicos na frente da trinca	118
Figura 7.24 — Relaxamento da tensão residual antes e depois dos carregamentos cíclicos no ponto de coordenada $x = - 0,67$ e $z = 0,3$, em mm	119
Figura 7.25 — Relaxamento da tensão residual antes e depois dos carregamentos cíclicos no ponto de coordenada $x = 0,5$ e $z = - 0,83$, em mm	119
Figura 7.26 — Plano geral e mais detalhado do modelo geométrico do corpo de prova com presença de tensões residuais em volta da ponta da trinca, resultantes da simulação de reconstrução de campo de tensões residuais (com $\alpha = 2$ e $\beta = 2,2$)	120
Figura 7.27 — Tensões atuando na frente da trinca durante a solicitação máxima	121
Figura 7.28 — Fator de intensificação de tensões KI (MPamm) versus comprimento da frente da btrınca (mm), sem presença de tensões residuais, para a carga máxima	122
Figura 7.29 — Integral J (mJ/mm ²) versus comprimento da frente da btrınca (mm), sem presença de tensões residuais,, para a carga máxima.....	122

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1 – Composição química da liga do aço ABNT 5160, % em peso	48
Tabela 4.2 – Propriedades mecânicas da liga de aço AISI 5160, 50 HRC	49
Tabela 4.3 – Valores da dureza do material	50
Tabela 4.4 – Parâmetros de Johnson–Cook para o aço AISI 5160, 41 HRC.....	56
Tabela 4.5 – Características da máquina de tratamento de JCG	62
Tabela 4.6 – Composição química da granalha de aço	62
Tabela 4.7 – Distribuição acumulativa do tamanho da granalha S330, SAE J444 (1993)	63
Tabela 4.8 – Parâmetros de JCG aplicados nas molas	63
Tabela 5.1 – Sequência de impacto com a localização de cada impacto e seu respectivo tamanho	78
Tabela 5.2 – Comparação dos valores característicos das distribuições de tensões residuais geradas a partir da modelagem numérica do JCG com os resultados experimentais e os resultados de Calle (2009).	93
Tabela 7.1 – Valores relevantes do fator de intensidade de tensões KI e da integral de Rice J	110
Tabela 7.2 – Parâmetros do modelo de Chaboche para o aço AISI 5160	113
Tabela 7.3 – Parâmetros dos modelos de propagação de trinca.....	113
Tabela 7.4 – Comparação dos valores característicos de propagação de trinca por fadiga num corpo sem e com jateamento com granalha em volta da ponta da trinca, $R = 0,1$ e $\Delta a = 0,3 \text{ mm}$	123

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolos Latinos.

C_1	Porcentagem de cobertura após 1 ciclo de jateamento
C_n	Porcentagem de cobertura após “ n ” ciclos de jateamento
h_p	Profundidade da camada de tensão residuais de compressão
K	Coeficiente de encruamento do material do modelo de Cowper-Symonds; Fator de Intensificação de Tensões
n	Exponente de encruamento do material dos modelos de Cowper-Symonds e Johnson-Cook; número de passagens idênticas de jateamento; Exponente das leis de Paris, do modelo de Forman, do modelo de Dowling e Begley e do modelo de Rozumek
D	Coeficiente de sensibilidade do material às altas taxas de deformação do modelo de Cowper-Symonds; Diâmetro da granalha
q	Exponente de sensibilidade do material às altas taxas de deformação do modelo de Cowper-Symonds
A	Limite de Resistência ao Escoamento do modelo de Johnson-Cook;
B	Coeficiente de encruamento do material do modelo de Johnson-Cook; dureza Brinell; Coeficiente do modelo de Forman e do modelo de Rozumek
C	Coeficiente de sensibilidade do material às altas taxas de deformação do o modelo de Johnson-Cook; Coeficiente da lei de Paris e do modelo de Dowling e Begley
m	Expoente de amolecimento térmico do modelo de Johnson-Cook
T	Temperatura
$T_{ref.}$	Temperatura de referencia
$T_{fusão}$	Temperatura de fusão
C_b	Porcentagem de cobertura do processo de Jateamento Com granalha
Ar	Área total de endentação / área tratada da superfície da peça
A	Valor de Ar após uma passagem
a	Área de endentação; Comprimento da trinca
v	Velocidade da granalha
N	Número de ciclos em fadiga
N_f	Quantidade total de ciclos até a fratura
N_i	Número de ciclos para a iniciação da trinca
N_p	Número de ciclos para a propagação da trinca
R	Razão de Tensão;

K_c	Valor crítico do fator de intensificação de tensões
J	Integral de Rice
J_c	Valor crítico da Integral de Rice
E	Módulo de elasticidade
da/dN	Taxa de propagação de trinca de fadiga
$\mathbf{S}$	Tensor tensão desviador
Q	Calor específica; Energia de ativação
V	Volume do material; Velocidade da granalha
C_p	Capacidade calorífica à pressão constante
C_b	Velocidade de propagação de onda da barra incidente
E_b	Módulo de Young da barra
V_T	Velocidade tangencial da granalha
V_R	Velocidade radial da granalha
C_t	cobertura depois de um tempo t
t	Tempo de exposição de jateamento
M	Massa de granalhas jateada por unidade de tempo por unidade de área
C_T	Coeficiente de temperatura
C_v	Constante de velocidade
k	Constante de Boltzmann
p	Exponente do modelo de Avrami

Símbolos Gregos

$\sigma_I, \sigma_{II}, \sigma_{III}$	Tensões residuais macroscópicas, microscópicas e sub-microscópicas respetivamente
σ_R	Tensão residual
$\sigma_{máx}^r$	Tensão residual máxima de compressão
σ_{sup}^r	Tensão residual na superfície
σ	Tensão; Tensão dinâmica dos modelos de Johnson-Cook e Cowper-Symonds
σ_{st}	Limite de Resistência ao Escoamento do modelo de Cowper-Symonds
ε	Deformação
$\dot{\varepsilon}_p$	Taxa de deformação plástica
$\dot{\varepsilon}_{p0}$	Taxa de deformação de referência

ρ	Densidade da granalha
Δ	Variação
σ_a	Amplitude de tensão
σ_m	Tensão média
σ_N^{res}	Tensão residual relaxada depois N ciclo
σ_{deq}	Tensão dinâmica equivalente
σ_{seq}	Tensão estática equivalente
α	Centro do domínio elástico
σ_0, σ_y	Limite de Resistência ao Escoamento
$\zeta^{(i)}$	Parâmetros materiais do modelo de encruamento de Chaboche
μ_{es}, μ_d, μ	coeficientes de atrito a seco estático, dinâmico e coeficiente de atrito efetivo
σ_T	Tensão a uma dada temperatura
σ_{T0}	Tensão à temperatura ambiente
$\sigma^{RS}(t)$	Tensão residual no tempo t
σ_0^{RS}	Tensão residual inicial

Siglas

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	American Iron and Steel Institute
ASTM	American Society for Testing and Materials
SAE	Society of Automotive Engineers

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	CONSIDERAÇÕES GERAIS	1
1.2	OBJETIVOS	3
1.3	RELEVÂNCIA E JUSTIFICATIVA	4
1.4	ESCOPO.....	5
2	REVISÃO DA LITERATURA.....	7
2.1	JATEAMENTO COM GRANALHA	7
2.1.1	<i>Estado da arte</i>	<i>7</i>
2.1.2	<i>Processo de Jateamento com granalha.....</i>	<i>11</i>
2.1.3	<i>Parâmetros que governam o processo de JCG</i>	<i>12</i>
2.2	TENSÕES RESIDUAIS	16
2.2.1	<i>Generalidade</i>	<i>16</i>
2.2.2	<i>Mecanismos geradores e origem das tensões residuais.....</i>	<i>18</i>
2.2.3	<i>Processos geradores de tensões residuais.....</i>	<i>19</i>
2.2.4	<i>Efeitos das tensões residuais</i>	<i>20</i>
2.2.5	<i>Técnicas de medição das tensões residuais.....</i>	<i>21</i>
2.3	FADIGA E FRATURA DOS MATERIAIS	27
2.3.1	<i>Definições e conceitos preliminares.....</i>	<i>27</i>
2.3.2	<i>Tensões residuais compressivas</i>	<i>32</i>
2.3.3	<i>Fundamento da mecânica da fratura</i>	<i>34</i>
2.3.4	<i>Propagação de trinca por fadiga</i>	<i>38</i>
3	MODELAGEM DO COMPORTAMENTO ELASTO-PLÁSTICO SOB CARREGAMENTO DINÂMICO.....	42
3.1	MODELO CONSTITUTIVO DE JOHNSON-COOK	42
3.1.1	<i>Expressão matemática do modelo de Johnson-Cook</i>	<i>42</i>

3.1.2	<i>Identificação dos parâmetros do modelo de Johnson-Cook</i>	43
3.2	MODELO DE ENCRUAMENTO DE CHABOCHE	45
3.2.1	<i>Relações matemáticas</i>	45
3.2.2	<i>Identificação dos parâmetros do modelo de encruamento de Chaboche</i>	46
4	ANÁLISE EXPERIMENTAL	48
4.1	MATERIAL	48
4.2	CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL	49
4.2.1	<i>Ensaio de Dureza</i>	49
4.2.2	<i>Ensaio quase-estáticos</i>	50
4.2.3	<i>Ensaio dinâmico</i>	51
4.2.4	<i>Determinação dos parâmetros do modelo constitutivo de Johnson-Cook</i>	53
4.3	APLICAÇÃO DO PROCESSO DO JATEAMENTO COM GRANALHA	60
4.3.1	<i>Mola automobilística</i>	60
4.3.2	<i>Características da máquina de tratamento e parâmetros do processo do JCG</i>	61
4.3.3	<i>Procedimento</i>	63
4.4	ANÁLISE POR DIFRAÇÃO DE RAIO-X	64
4.4.1	<i>Materiais e métodos</i>	64
4.4.2	<i>Perfis de tensões residuais medidos</i>	67
4.5	ANÁLISES DAS SUPERFÍCIES DAS PEÇAS SUBMETIDAS AO PROCESSO DE JATEAMENTO COM GRANALHAS	68
4.5.1	<i>Ensaio de Rugosidade</i>	68
4.5.2	<i>Ensaio da Lupa</i>	69
5	MODELAGEM NUMÉRICA-COMPUTACIONAL DO PROCESSO DO JCG ..	71
5.1	MODELAGEM PROPOSTA.....	71

5.1.1	<i>Modelos para os materiais</i>	72
5.1.2	<i>Velocidade e ângulo de impacto das granalhas</i>	73
5.1.3	<i>Modelo de contato</i>	74
5.1.4	<i>Tamanhos das granalhas</i>	75
5.1.5	<i>Cobertura e quantidade de granalhas</i>	76
5.1.6	<i>Cálculo do tempo de exposição ao processo de JCG</i>	77
5.1.7	<i>Efeito da temperatura geral no material durante o processo de JCG</i>	79
5.1.8	<i>Relaxamento de tensões residuais devido à temperatura durante o processo de JCG</i>	80
5.2	SIMULAÇÕES NUMÉRICAS	81
5.3	ANÁLISES DE RESULTADOS	83
5.3.1	<i>Modelo de 30 impactos de granalhas por ciclo usando unicamente o modelo de Johnson-Cook</i>	83
5.3.2	<i>Modelo de 30 impactos de granalhas por ciclo considerando o efeito da temperatura geral no material</i>	87
5.3.3	<i>Modelo de 30 impactos de granalhas por ciclo considerando o relaxamento de tensões residuais devido à temperatura</i>	91
5.3.4	<i>Comparação entre os resultados da modelagem numérica proposta pelo JCG, do ensaio de difração de raios-X e de outras modelagens</i>	93
5.4	CONCLUSÕES	94
6	INCORPORAÇÃO DAS TENSÕES RESIDUAIS NUM MODELO DE ELEMENTOS FINITOS	95
6.1	INTRODUÇÃO	95
6.2	ABORDAGEM PROPOSTA	97
6.3	ANÁLISE DE RESULTADOS	98
6.4	CONCLUSÃO	100
7	ANÁLISE NUMÉRICA DO EFEITO DO JATEAMENTO COM GRANALHA NA PROPAGAÇÃO DE TRINCA	101

7.1	PROPAGAÇÃO DE TRINCA POR TRAÇÃO.....	101
7.1.1	<i>Configuração e dimensões do corpo de prova:</i>	101
7.1.2	<i>Metodologia</i>	101
7.1.3	<i>Resultados</i>	102
7.1.4	<i>Análise dos resultados</i>	110
7.1.5	<i>Conclusão</i>	110
7.2	PROPAGAÇÃO DE TRINCA POR FADIGA	110
7.2.1	<i>Descrição dos dados experimentais disponíveis na literatura</i>	111
7.2.2	<i>Identificação de parâmetros</i>	112
7.2.3	<i>Validação dos parâmetros</i>	113
7.2.4	<i>Propagação de trinca por fadiga na presença de tensões residuais</i> ..	117
7.2.5	<i>Conclusão</i>	123
8	CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	124
8.1	CONCLUSÕES	124
8.2	RECOMENDAÇÕES	126
9	REFERÊNCIAS	128
	APÊNDICES	139
APÊNDICE A.	MEDIÇÕES EXPERIMENTAIS PELA TÉCNICA DE DIFRAÇÃO DE RAIOS-X DAS TENSÕES RESIDUAIS NAS AMOSTRAS FABRICADAS A PARTIR DA MOLA TRATADA POR JCG	140
APÊNDICE B.	RESULTADOS DA RUGOSIDADE SUPERFICIAL EM TRÊS AERAS DIFERENTES DUMA AMOSTRA DA MOLA TRATADA AO JCG...	148
APÊNDICE C.	DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS RESULTANTES DA MODELAGEM NUMÉRICA DO PROCESSO DE JCG	160
APÊNDICE D.	PROGRAMAS DE MATLAB	164

1 INTRODUÇÃO

1.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS

As estruturas e peças metálicas, quando submetidas a carregamentos complexos, podem ser levadas a falha por mecanismos como fratura e fadiga (STEPHENS et al., 2001; BENITEZ, 2002; MIRANDA, 2003).

A fratura consiste na fragmentação de um corpo sólido em duas ou mais partes quando submetido a uma carga estática, a uma temperatura relativamente abaixo do ponto de fusão do material, e envolve duas etapas, que são a formação de trinca e propagação de trinca. Em geral, as fraturas podem ser classificadas em dúcteis e frágeis, mas também podem ser uma mistura dos dois modos (MEDINA, 2014).

Fratura dúctil é aquela que ocorre após uma deformação plástica significativa do material, caracteriza-se por um lento rompimento do metal com o gasto de uma energia considerável para o movimento de discordâncias e imperfeições no material. Ela é um fenômeno bem menos crítico, pois a elevada deformação plástica que ocorre pode ser detectada antes que o início da fratura ocorra (MEDINA, 2014).

A fratura frágil, pelo contrário, é caracterizada pela rápida propagação das trincas, com nenhuma ou muito pouca deformação plástica, requerendo menos energia que a fratura dúctil. Este modo de fratura é característico de metais que apresentam elevada dureza e resistência mecânica, com baixa tolerância às descontinuidades (MIRANDA, 2003; MEDINA, 2014). A propensão à fratura frágil aumenta com a existência de defeitos no metal, com a diminuição da temperatura, com o aumento da taxa de deformação, e com a condição do estado triaxial de tensões. A alta velocidade da propagação de trinca faz com que a fratura frágil ocorra, geralmente, de forma catastrófica (STEPHENS et al., 2001; MIRANDA, 2003; MEDINA, 2014).

Diferente da fratura, a fadiga é um tipo de falha que ocorre em materiais sujeitos às forças dinâmicas e cíclicas, pode ocorrer sob níveis de tensão substancialmente mais baixos do que o limite de resistência do material, e é caracterizada por gerar e propagar uma trinca de forma lenta e gradual (STEPHENS et al., 2001; SHIGLEY, 2005). Usualmente, a trinca de fadiga inicia-se em pontos onde há imperfeição estrutural ou de composição e/ou de alta concentração de tensões, e o evento terminal

da propagação dessa trinca é a fratura, que é geralmente de natureza frágil mesmo em materiais dúcteis (STEPHENS et al., 2001; MIRANDA, 2003). A maior parte das trincas de fadiga inicia-se na superfície do material; isto faz com que as condições da superfície afetem fortemente a vida à fadiga. Tratar então a superfície para gerar camadas mais duras (carbonetação, nitretação) e/ou para gerar tensões compressivas, que compensam parcialmente a tensão externa (jateamento com granalha), pode ser uma solução para o aumento da resistência à fadiga dos componentes e estruturas de engenharia (CALICCHIO, 2009; CALLE, 2009).

Portanto, o processo de jateamento com granalha (JCG), comumente chamado no meio industrial de “Shot Peening”, é amplamente usado no processo de fabricação de componentes metálicos sujeitos a carregamentos cíclicos para melhorar a resistência à fadiga de componentes metálicos e assim prolongar sua vida útil (BENITEZ, 2002; CALLE, 2009; ROCHA, 2010). A Figura 1.1, por exemplo, mostra jateamentos feitos em trens de pouso de avião. Diferente dos outros tipos de jateamento, o JCG é um processo especial de jateamento que visa a deformar plasticamente a superfície das peças tratadas com a finalidade de induzir tensões compressivas para incremento da vida à fadiga. Essas tensões alteram mecanicamente a microestrutura do material promovendo melhoras nas propriedades mecânicas dos componentes, modificando assim as condições de nucleação e propagação de trincas a partir da superfície das peças, região que está sempre sujeita às maiores tensões de trabalho, aumentando dessa maneira a vida à fadiga das peças (CALLE, 2009; SCURACCHIO, 2012).

Figura 1.1 — Jateamento com granalha de trens de pouso de avião com tecnologia de jateamento por ar comprimido (a) num gabinete de jateamento e (b) ao ar livre

(a)

(b)

Fonte: Wheelabrator Group (2018)

A partir da profundidade e intensidade dessas tensões de compressão, pode-se quantificar a efetividade do processo do JCG. Porém, esse mesmo processo pode trazer efeitos deletérios ao material, no sentido que os impactos repetidos das granalhas à alta velocidade podem aumentar também a rugosidade da superfície da peça tratada, proporcionando o surgimento de trincas mais rapidamente e, por conseguinte uma redução da vida à fadiga do componente. Sendo assim, o desempenho do processo do JCG depende em grande parte da seleção e do controle dos parâmetros do processo, baseados em estudos prévios das propriedades do material e das condições de trabalho, que o componente será submetido (CALLE, 2009; ROCHA, 2010; SCURACCHIO, 2012).

Portanto, a investigação da atuação dos parâmetros envolvidos nesse processo no perfil das tensões residuais e, por conseguinte a influência dessas mesmas tensões remanentes no comportamento a fratura dos materiais é de suma importância.

1.2 OBJETIVOS

Neste trabalho, propõe-se estudar em detalhe o processo do jateamento por granalha, para melhor compreender a influência dos parâmetros do processo no perfil das tensões residuais, e seu efeito na propagação de trinca. O principal objetivo é de modelo numérico-computacional tridimensional desse processo, utilizando o método dos elementos finitos. Efeitos pouco estudados, como o amolecimento do material devido ao aumento da temperatura na peça durante os impactos a alta velocidade, e o comportamento elasto-plástico das granalhas são considerados no modelo. As metas a serem alcançadas são:

- O desenvolvimento do modelo numérico do processo de jateamento por granalha empregando o método dos Elementos Finitos, contemplando: análise dinâmica explícita; modelagem tridimensional; cálculo da velocidade real das granalhas; modelo de contato com coeficientes de atrito estático e dinâmico entre as áreas em contato; o modelo constitutivo de Johnson-Cook para o comportamento do material alvo; um comportamento elasto-plástico multilinear para as granalhas; a consideração da cobertura real em uma dada área da superfície jateada; a consideração do efeito da temperatura geral do material

durante o processo de JCG devido ao impacto do jato de granalhas e, relaxamento das tensões residuais devido às altas temperaturas geradas durante o processo de JCG.

- A simulação numérico-computacional do modelo proposto, visando analisar o efeito da temperatura no perfil das tensões residuais induzidas por jateamento com granalha.
- Realizar ensaios experimentais tendo em vista avaliar a modelagem numérico-computacional proposta do jateamento com granalha e a determinação dos parâmetros do modelo de Johnson-Cook para o aço AISI 5160.

O segundo objetivo é a análises da influência do processo de jateamento com granalha na propagação de trinca, com o desenvolvimento de um método para incorporar as tensões residuais em modelo de elementos finitos, levando em consideração a rugosidade da superfície da peça tratada devido aos impactos das granalhas.

1.3 RELEVÂNCIA E JUSTIFICATIVA

A durabilidade, a manutenção e a segurança das estruturas e peças metálicas submetidas a tensões críticas são problemas de grande responsabilidade para a engenharia. Existem muitos estudos sobre os vários temas do conjunto amplo de aspectos necessários ao tratamento da fratura e fadiga, porém poucos abordam a influência do jateamento da granalha no aumento da vida útil da estrutura existente ou que propiciam a estimativa da vida útil na fase de projeto de uma nova estrutura. Essas tarefas são de difícil realização, devido às muitas variáveis envolvidas e às diversas e conflitantes abordagens até hoje vigentes.

Os poucos estudos disponíveis são, na sua maioria, baseados em resultados experimentais e apenas um número muito pequeno de estudos considerou a influência do JCG na propagação de trinca por fadiga. O exposto na Seção 1.1 ilustra a importância que tem o fenômeno para a comunidade industrial internacional em caso que envolva componentes e estruturas de risco, ou se precise de alta durabilidade; daí a necessidade de mais pesquisas sobre o assunto. Além disso, abordagens do problema de forma experimental pressupõem o fato de se dispor do equipamento

mínimo requerido, o que economicamente é, às vezes, inviável. Finalmente, em muitas ocasiões, é difícil determinar experimentalmente o valor das tensões residuais (BENÍTEZ, 2002), devido à complexidade dos problemas com que os engenheiros têm se deparado nas últimas décadas.

O método de análise por elementos finitos foi adotado para simular o processo do JCG, dado que, além das diversas vantagens que ele apresenta como melhor representação de geometrias complexas, inserção de propriedades distintas no mesmo sistema, identificação de resultados localizados, entre outras, foi utilizado o software ANSYS. Além disso, devido à disponibilidade cada vez mais crescente de poderosos microcomputadores que permitem tratar problemas complexos em períodos de tempo sucessivamente menores, torna-se possível o desenvolvimento de modelos mais complexos e acurados.

Uma série de estudos sobre o jateamento com granalha, com base em simulações por elementos finitos e em modelos teóricos, tem sido publicado nos últimos 20 ou 30 anos. No entanto, esses estudos focam principalmente na compreensão e previsão de tensões residuais geradas sem considerar outros fenômenos que afetam significativamente a vida à fadiga e, poucos analisam a influência do JCG no comportamento mecânico dos materiais. Além disso, devido à complexidade do processo, nenhum modelo numérico que considera todos os aspectos que interferem nos resultados do jateamento com granalha é apresentado na literatura científica.

O mais relevante deste trabalho é a consideração do amolecimento do material e o relaxamento das tensões residuais decorrente do aumento da temperatura no material durante o processo JCG. Esses aspectos nunca foram levados a consideração nos estudos sobre o assunto.

1.4 ESCOPO

Após a breve introdução apresentada nesse capítulo, no Capítulo 2, apresenta-se uma análise bibliográfica do processo de jateamento com granalha, que compreende o estado da arte e descrições do processo do JCG assim como os principais parâmetros que o governam. Também foi apresentada uma revisão de

definições e conceitos relacionados às tensões residuais, assim como métodos de análise e processos geradores dessas tensões. A última parte do capítulo trata da fadiga e fratura dos materiais, com uma apresentação de definições e conceitos necessários para a análise de propagação de trinca.

No Capítulo 3, são apresentados o modelo constitutivo de Johnson-Cook e o modelo de encruamento de Chaboche, onde são discutidas todas as suas características.

O programa experimental é desenvolvido no Capítulo 4. Esse programa inclui: ensaios quase-estáticos e dinâmicos para determinação dos parâmetros de Johnson-Cook do aço AISI 5160; aplicação da técnica de difração de raios-X com a remoção sucessiva de camadas do material para determinar os perfis das tensões residuais; ensaios de rugosidade e de lupa para avaliar a cobertura após o jateamento.

No Capítulo 5, são apresentadas a modelagem e simulação do processo do jateamento com granalha. Primeiramente, desenvolve-se o modelo proposto para a modelagem por elementos finitos do processo do JCG, apresentando o embasamento teórico utilizado para a elaboração do modelo, seguido da descrição do procedimento para a simulação numérica desse modelo e, finalmente, apresentam-se uma análise e discussão dos resultados numéricos, incluindo-se a validação do modelo proposto com os resultados experimentais.

No Capítulo 6, encontra-se o procedimento para a incorporação das tensões residuais num modelo de elementos finitos.

Uma análise da influência do processo de jateamento com granalha na propagação de trinca, avaliando-se a influência das tensões residuais sobre o fator de intensificação das tensões K_I , a Integral J e na vida à fadiga, é feita no Capítulo 7.

Por último, no Capítulo 8, são apresentadas as conclusões do trabalho realizado e recomendações para trabalhos futuros.

2 REVISÃO DA LITERATURA

2.1 JATEAMENTO COM GRANALHA

2.1.1 Estado da arte

As primeiras pesquisas sobre o processo do JCG foram de forma experimental e existem inúmeros trabalhos científicos que investigam o processo com vários objetivos. Um desses objetivos, segundo Calle (2009), é “caracterizar a distribuição das tensões residuais de compressão com o intuito de melhorar o desempenho de distintos componentes mecânicos, especialmente para materiais que recentemente estão sendo introduzidos na indústria, como ligas de alumínio na indústria aeroespacial, ligas de titânio nos implantes médicos, ligas de aço para engrenagens, entre outros”. Serizawa e Gallego (2005) analisaram os parâmetros do processamento durante a aplicação do tratamento superficial de peças de rotores hidroelétricos por JCG, verificando quais foram os efeitos mecânicos do processo sobre a microestrutura das peças metálicas. Podem-se citar também os trabalhos de Calle et al (2009) que propuseram uma metodologia para avaliação das tensões em uma mola plana automobilística, e Donzella et al. (2011), que avaliaram as tensões residuais induzidas por jateamento com granalha em alguns aços sinterizados. A tensão residual e a microestrutura na superfície camada deformada do aço inoxidável austenítico S30432 depois do jateamento com diferentes estados de pré-esforço foram investigados por Zhan, Jiang e Ji (2012).

Outro alvo maior é o estudo dos efeitos dos parâmetros do processo e suas interações na estrutura, nas propriedades e no comportamento mecânico dos materiais. Calicchio (2009) analisou o efeito do JCG sobre a nitretação de peças de ferro produzidas por metalurgia de pó. Ele aplicou o processo do JCG em peças sinterizadas com a finalidade de fechar a porosidade superficial das peças e estudar seu comportamento sob o processo de nitretação a gás. Destaca-se também a publicação de Miao et al. (2010); neste trabalho, as relações quantitativas entre a saturação, a cobertura de superfície e rugosidade em relação ao tempo de jateamento foram estabelecidos com base em tiras de teste de alumínio Al2024. As influências da velocidade e do tempo de jateamento nos perfis de tensões residuais resultantes foram experimentalmente apresentadas. Singh, Khan e Aggarwal (2010) estudaram o

efeito do jateamento no endurecimento e na rugosidade superficial do aço inoxidável austenítico de teor de nitrogênio. Rocha (2010) pesquisou o desempenho em fadiga de arames submetidos ao processo de JCG; e Dalaeia, Karlssona e Svenssona (2010) analisaram a influência das tensões residuais na durabilidade dos componentes submetidos a uma carga de amplitude variável. O material selecionado para a pesquisa foi um aço microligado perto de aço perlítico, comumente usado em componentes de segurança em caminhões. Gao e Wu (2011) conduziram estudos experimentais e analíticos para quantificar o efeito de jateamento no aumento da vida à fadiga para a liga de alumínio 7475-T7351. O estudo de Babić et al. (2011) foi sobre o efeito da JCG no comportamento tribológico de ligas de aços. Scuracchio (2012), no seu trabalho de doutorado, aprofundou o conhecimento nos processos de jateamento com granalha para molas em lâminas de veículos, através da análise de tensões residuais por difração de raios-X e ensaios de fadiga em uma série de amostras que sofreram dez diferentes processos de jateamento. Lundberg et al. (2013) investigaram a influência dos parâmetros do JCG sobre a profundidade da deformação e a distribuição de tensões residuais em ferro fundido flake (GI) e ferro fundido vermicular (CGI). Concluíram que o processo pode contribuir para a melhoria do nível tribológico dos elementos do sistema tribo-mecânico.

Existem, também, pesquisas sobre metodologias experimentais inovadoras para a otimização do processo de jateamento com granalha. Rego (2011) analisou a influência da aplicação de uma distribuição bimodal de classes de granalha no processo de JCG sobre o perfil de tensões residuais da engrenagem de primeira marcha de uma transmissão automotiva. Singh, Khan e Aggarwal (2013) trabalharam na otimização do processo de JCG para o AISI 304 usando uma análise relacional "Grey relational analysis" (GRA) baseado na análise de componentes principais (PCA) e o método de Taguchi.

Alguns pesquisadores compararam o processo de jateamento com granalha com outras técnicas de jateamento, jateamento com laser e jateamento com ultrassom entre outros, ou de endurecimento superficial. Podem-se mencionar as pesquisas de Turski et al. (2008), Benítez e al. (2012), Trdan e Grum (2014), entre outros.

Segundo Calle (2008), as publicações mais relevantes sobre o processo de jateamento com granalha, que não eram unicamente análise experimental, datam das décadas de 60 e 70. Nessas décadas, as pesquisas sobre a aplicação deste processo

eram de carácter completamente empírico. Estudos de carácter científico sobre o assunto só apareceram na década de 90 e um dos primeiros e mais relevante estudos foi o de Al-Obaid (1995), que abordou o problema de forma teórica; também nessa década, começaram-se a empregar os métodos numéricos para a modelagem do processo de JCG. As primeiras simulações numéricas de jateamento com granalha envolviam modelos bidimensionais axissimétricos de impacto de um único projétil. Assim, Fathallah, Inglebert e Castex (1998) desenvolveram um procedimento numérico para modelar um impacto único de uma esfera rígida sobre uma superfície plana. Benítez e Gonçalves (2001) desenvolveram uma modelagem numérica bidimensional considerando um único impacto perpendicular de uma granalha esférica sobre uma superfície plana. Pode-se citar também Meo e Vignjevic (2003), Calle e Gonçalves (2003). Os primeiros modelos tridimensionais simularam um número reduzido de granalhas. Meguid, Shagal e Stranart (1999) desenvolveram a modelagem numérica de impacto isolado perpendicular a uma superfície plana e, numa pesquisa posterior, Meguid et al. (1999) consideraram o impacto de duas granalhas. Guagliano (2001) aplicou 5 impactos sucessivos de granalha.

Diversos trabalhos mais recentes sobre a modelagem numérica do processo de JCG abordaram o aspecto tridimensional de múltiplos impactos de vários projéteis, Eltobgy e Elbestawi (2004); Majzoobi, Azizi e Alavi Nia (2005); Calle, Benítez e Gonçalves (2006, 2007). A maioria dos pesquisadores consideraram um modelo de material rígido para simular o material da granalha (HAN et al., 2000; BENÍTEZ e GONÇALVES, 2001; CALLE, 2008; MIAO, 2010). Alguns autores desenvolveram simulação numérica do processo de JCG considerando o modelo elasto-plástico para o projétil. Dentre eles, podem-se ressaltar a pesquisa de Benitez (2002) que empregou o modelo elasto-plástico de escoamento de von Mises para a modelagem do material do projétil. Kim et al. (2012), e Youssef, Chatti e Fathallah (2013), examinaram os efeitos do uso de granalhas rígidas, elásticas e elasto-plásticas na distribuição das tensões residuais. No sentido de compreender o processo de jateamento com granalha e de otimização da previsão das tensões residuais, os pesquisadores levaram em consideração vários aspectos que interferem no processo de JCG como, além do comportamento elasto-plástico dos materiais envolvidos no processo e das propriedades dinâmicas da granalha, a influência da taxa de deformação (MEGUID, SHAGAL E STRANART, 2002), o dano do material ao longo da aplicação dos

impactos de granalha (FRIJA et al., 2006; YOUSSEF, CHATTI e FATHALLAH, 2013), o aspecto aleatório do processo (MIAO, 2010), entre outros. A dificuldade do estudo da influência simultânea de todos os aspectos levou os pesquisadores a estabelecer, dependendo do caso, hipóteses que simplificassem o problema. Consequentemente, as tensões residuais resultantes dessas modelagens numéricas se mostraram diferentes das obtidas experimentalmente.

O método numérico computacional mais empregado nesta área é o Método dos Elementos Finitos (MEF). De acordo com Calle (2009), a simulação numérica do processo do JCG pode ser feita empregando o Método dos Elementos Finitos (MEF) bidimensional ou tridimensional e a Fig. 2.1 mostra seis tipos de modelos existentes para simular o processo de JCG. Segundo Schulze, Klemenzen e Zimmermann (2008), simulações de impactos basicamente podem ser realizadas utilizando um procedimento de análise dinâmica explícita ou implícita, onde a velocidade inicial da granalha é dada como uma condição de contorno e os efeitos de inércia, assim como a propagação de ondas de tensão são considerados; ou um procedimento de análise implícita quase estática, onde o deslocamento da granalha e a profundidade da endentação da granalha no material tem que ser especificado.

Figura 2.1 — Seis tipos de modelos existentes para simular o processo de JCG: a) modelo axissimétrico 2D; b) modelo 3D com quatro superfícies de simetria; c) modelo 3D com três superfícies de simetria; d) modelo 3D com duas superfícies de simetria; e) modelo 3D com uma superfície de simetria; f) O modelo 3D sem simetria

2.1.2 Processo de Jateamento com granalha

O jateamento com granalha é um processo de trabalho a frio, que consiste em projetar granalhas com alta velocidade contra a superfície externa de elementos de máquinas e estruturas, conforme a Fig. 2.2 que mostra a aplicação do JCG em uma engrenagem (WHEELLABRATOR GROUP, 2018). As granalhas atuam como se fossem pequenos martelos, provocando deformação plástica na superfície da peça. Como a parte interna da placa só consegue ser deformada elasticamente durante o impacto, esta tenta voltar à sua geometria original, mas não pode fazê-lo devido à deformação plástica já existente na superfície. Como resultado da interação entre essas duas camadas, aparecerão tensões residuais de compressão na superfície da peça e a uma pequena distância abaixo dela, como ilustra a Fig. 2.3 (CALLE, 2009).

Figura 2.2 — Aplicação do JCG em uma engrenagem

Fonte: Wheelabrator Group (2018)

Figura 2.3 — Tensões residuais de compressão geradas no processo de JCG

Fonte: Calle (2009)

O processo de jateamento produz tensões residuais compressivas na superfície jateada, cuja distribuição não é uniforme ao longo da espessura. As distribuições das tensões residuais induzidas pelo JCG possuem três valores característicos, como a profundidade da camada de tensão residual de compressão (h_p), a tensão residual máxima de compressão ($\sigma_{m\acute{a}x}^r$) e tensão residual na superfície (σ_{sup}^r) (CALLE, 2009). O perfil desta distribuição é apresentado na Fig. 2.4.

Figura 2.4 — Valores característicos da distribuição das tensões residuais induzidas pelo JCG

Fonte: Calle (2009)

2.1.3 Parâmetros que governam o processo de JCG

Os dois parâmetros mais importantes para o controle de jateamento com granalha são: a intensidade Almen e a cobertura (BALAN, 2007).

As intensidades Almen são valores de deflexões que ocorrem em plaquetas padronizadas após as mesmas terem uma de suas faces submetida ao processo de JCG. O Método Almen (1943) associa esses valores de intensidade às peças reais, quando se reproduz sobre elas o jateamento sob as mesmas condições que as das plaquetas. Almen padronizou três tipos de plaquetas de aço SAE 1070 iguais em dimensões (largura e comprimento), dureza, planicidade, acabamento, etc., diferenciando apenas a espessura. Chamadas de lâminas Almen, elas são classificadas como: 'A', 'N' e 'C'. Lâminas "A", com uma espessura de $1,29 \pm 0,001 \text{ mm}$, são usadas para aplicações do processo JCG de média intensidade e são predominantemente utilizadas para JCG com granalha de aço fundido ou granalha de

arame cortado. Lâminas “N”, de espessura $0,79 \pm 0,02 \text{ mm}$, são usadas para aplicações de baixa intensidade e geralmente são usadas para microesfera de vidro e abrasivos cerâmicos. Lâminas “C”, as mais espessas das Lâminas Almen ($2,39 \pm 0,02 \text{ mm}$), são utilizadas para aplicações de alta intensidade e normalmente usadas para JCG com granalha de aço fundido ou granalha de arame cortado. A Figura 2.5 ilustra o procedimento experimental adotado no Método Almen.

A intensidade Almen é regida pelos seguintes parâmetros do processo de JCG (CALLE, 2008):

- Tamanho da granalha (normalmente utilizam-se esferas de diâmetro variando em quatorze diferentes especificações de tamanho, entre 0.18 até 3.35 mm);
- Dureza da granalha (Geralmente, são utilizadas esferas de dureza igual ou superior à do material a ser tratado);
- Velocidade do jato;
 - Quando se utiliza pressão de ar para acelerar as granalhas:
 - Valor da pressão de ar;
 - Diâmetro do bico de jateamento;
 - Distância do bico até a peça jateada.
 - Quando a granalha é impelida por força centrífuga:
 - Velocidade de rotação da turbina;
 - Geometria da turbina;
 - Distância da turbina à peça jateada;
- Ângulo e distância do jato (uma variação desses parâmetros altera a direção do jato e, conseqüentemente, a cobertura).

A Figura 2.6 ilustra os jateamentos por ar comprimido e por turbina.

A cobertura é o parâmetro de controle mais importante para o processo de jateamento com granalha junto com a intensidade Almen. De fato, a solução da tensão residual do jateamento com granalha depende da densidade da endentação criada pelos impactos das esferas de granalha e restringe variações de qualidade que podem causar falha prematura ou mau funcionamento da peça tratada (KIRK, 2002).

Figura 2.5 — Conjunto de medição para o método Almen

Fonte: Rocha (2010)

Figura 2.6 — Diferentes sistemas para JCG: (a) por ar comprimido e (b) por turbina

Fonte: Rocha (2010)

A cobertura é dada pela porcentagem da área atingida pela granalha durante o processo do jateamento. Uma relação entre cobertura e o número de ciclos de exposição pode ser dada pela Eq. 2.1 (KIRK, 2002):

$$C_n = [1 - (1 - C_1)^n]100\% \quad (2.1)$$

onde C_1 é a porcentagem de cobertura após 1 ciclo, C_n é a porcentagem de cobertura após n ciclos de jateamento.

A figura 2.7 apresenta exemplos de percentuais de cobertura.

Figura 2.7 – Superfícies com diferentes percentuais de cobertura

Fonte: Silva (2008)

Os parâmetros que afetam diretamente a cobertura no processo de JCG (CALLE, 2009) são:

- Tempo de exposição (controlado com o objetivo de determinar o ponto de saturação);
- Diâmetro das granalhas;
- Fluxo médio de granalha.

A Figura 2.8 apresenta uma curva de saturação apresentando o comportamento da Intensidade Almen em função do tempo de jateamento.

Fonte: Rocha (2010)

100% de cobertura do processo de JCG é chamada de “cobertura total”, mas na prática, de acordo com a norma SAE J2277 (SAE STANDAR J2277, 2009), a

cobertura total é considerada equivalente a 98% de endentações da superfície tratada. A cobertura acima da “cobertura total” é obtida como múltiplo do número de passagens ou do tempo de exposição necessário para a “cobertura total” (KIRK, 2002). Assim, uma cobertura de 200% é alcançada pelo jateamento por duas vezes os passes necessários para atingir uma cobertura de 98%, ou pelo dobro do tempo necessário para atingir a cobertura total (KIRK, 2002).

2.2 TENSÕES RESIDUAIS

2.2.1 Generalidade

Definem-se tensões residuais como as tensões que permanecem em um componente na ausência de influências externas como forças, deslocamentos ou gradientes de temperatura (CALLE, 2009). Existem vários termos técnicos que podem ser usados para se referir a essas tensões, como por exemplo: tensões internas, tensões iniciais, tensões inerentes, tensões de reação e tensões “fechadas” (locked-in stress), (DAR, 2009). A tensão residual pode ser alta ou baixa, positiva ou negativa e profunda ou não profunda. Essas tensões são sempre produzidas, se regiões de um material sofrem deformação, plástica ou elástica, heterogênea de um modo permanente (COFIÑO, 2010). Todo sistema de tensões residuais está em equilíbrio, ou seja, o resultante das forças e momentos produzidos é zero. No entanto, qualquer perturbação como remoção de material, aplicação de carregamentos térmicos ou mecânicos que cause perturbação ao equilíbrio, provoca uma redistribuição, de modo que as tensões se equilibrem novamente (STEPHENS et al, 2001, SUTERIO, 2005).

As tensões residuais estão associadas à densidade e distribuição dos defeitos cristalinos nos materiais. As regiões onde se desenvolvem tensões residuais podem variar muito em escala desde a ordem de grandeza atômica até grandes volumes de material (AMARAL, 2012). De acordo com Lu (1996), Damasceno (1993) e Almeida (2012), as tensões residuais podem ser classificadas em três tipos de acordo com a distância em que as tensões são observadas. Assim temos tensões residuais macroscópicas (σ_I), microscópicas (σ_{II}) e sub-microscópicas (σ_{III}), sendo que qualquer um dos tipos, seja individualmente ou em combinação, pode aparecer num componente (RIBEIRO, 2006). As tensões residuais macroscópicas, também

chamadas de tensões residuais de primeira ordem ou tensões do Tipo I, são homogêneas, estendendo-se sobre grandes volumes de um material, ou seja, atuam na escala de vários tamanhos de grãos. Em geral são as tensões residuais de Tipo I que despertam maiores interesses quanto aos problemas relacionados à engenharia por estarem relacionadas com o início do funcionamento das peças e elementos de máquinas, partes de estruturas, entre outras (CARMO, 2006; SOUSA, 2012). As tensões residuais microscópicas, também denominadas de tensões residuais de segunda ordem ou tensões do Tipo II, são tensões com características homogêneas que cobrem pequenas áreas, ou seja, atuam na escala do tamanho de um grão, ou de uma parte do tamanho de grão, na estrutura cristalina; podem ser observadas através de um microscópio ótico e também se chamar de microtensões homogêneas (BENITEZ, 2002; CARMO, 2006; SOUSA, 2012). As tensões residuais sub-microscópicas, também denominadas tensões residuais de terceira ordem ou tensões do Tipo III, são tensões com características heterogêneas abrangendo áreas muito pequenas do material, isto é, atuam na faixa de alguns espaçamentos interatômicos, menores que um grão. Chamada por alguns pesquisadores de microtensões heterogêneas, elas são sensíveis às deformações que existem ao nível da rede cristalina (BENITEZ, 2002; CARMO, 2006).

As tensões residuais afetam diretamente as propriedades do material em relação à resistência à fadiga, resistência à corrosão e resistência à ruptura. Elas estão presentes em praticamente todos componentes mecânicos utilizados pela engenharia, pois a ocorrência de tensões internas é quase inevitável, tanto na produção dos materiais como em sua utilização. Complexas por natureza, essas tensões residuais são objeto de numerosos estudos para sua definição, análise, medição e previsão no caso de uma modelagem ou simulação numérica, assim como para avaliar e prever as consequências das mesmas em um material ou peça em questão (BENITEZ, 2002). A tensão residual, σ_R , de um determinado ponto no material ou componente é a superposição dos três tipos de tensões (BENITEZ, 2002), de acordo com a Eq. (2.2):

$$\sigma_R = \sigma_I + \sigma_{II} + \sigma_{III} \quad (2.2)$$

2.2.2 Mecanismos geradores e origem das tensões residuais

Mecanismos geradores de tensão residual podem ser simplesmente representados por três modelos: deformação plástica mecânica, deformação plástica devido à expansão térmica e transformações de fase térmica (GRIFFTHS, 2001). Essas deformações plásticas, quando são não uniformes, vão resultar ao surgimento de tensões internas de tração ou compressão, ou ambos, dentro do material. Se a transformação de fase provoca um aumento de volume, a tensão residual será de compressão (GRIFFTHS, 2001).

Assim, as origens das tensões residuais são relacionadas a processos químicos, térmicos ou mecânicos (BENITEZ, 2002; CALLE, 2009). Por exemplo, segundo Benitez (2002), as tensões residuais macroscópicas são associadas a processos térmicos (têmpera, soldagem), químicos (nitretação, cementação) e as operações mecânicas (usinagem, torção).

Apesar dessa distinção, as três fontes acima referidas podem interagir entre si, do modo que as tensões residuais podem surgir da combinação de mais de uma delas. Na Figura 2.9, apresenta-se um esquema triangular de interação térmico-mecânico-metalúrgico que, segundo Benitez (2002), “explica a complexidade das origens das tensões residuais devido ao tratamento dos materiais”. Por conseguinte, o conhecimento e a compreensão dos mecanismos geradores de tensões residuais garantem o bom desempenho do componente em serviço (MELO, 2014).

Figura 2.9 — Esquema triangular da interação térmica-mecânica-metalúrgica das gênesis das tensões residuais

Fonte: Benitez (2002)

2.2.3 Processos geradores de tensões residuais

De acordo com Calle (2009) e Almeida (2012), todos os processos mecânicos de fabricação que envolvem deformação plástica não uniforme, gradientes térmicos e/ou transformações de fase, levam à formação de tensões residuais num componente, seja ela elevada ou não. As operações de manufatura são os principais processos geradores de tensões residuais em vários graus; contudo, as tensões residuais podem ser introduzidas mais tarde na vida do material, durante procedimentos de instalação, montagem, eventuais sobrecargas ocasionais, modificações em serviço, ou ainda, podem resultar de operações de manutenção ou de reparação.

Os processos de fabricação podem ser classificados em dois grupos: sem remoção de material e com remoção de material. Os exemplos de processos que não necessitam de remoção de material para obter uma peça são processos de conformação mecânica, como forjamento, fundição, soldagem e outros. Os processos com remoção de material ou processos de usinagem são processos nos quais o material é removido em forma de cavacos para obter-se a forma final da peça (BUENOS, 2010). A Figura 2.10 apresenta os perfis de tensão residual em relação à profundidade em vários processos para o aço AISI 4340 temperado e revenido com 510 HV (50 HRC).

Figura 2.10 — Tensão residual em vários processos para o aço AISI 4340 temperado e revenido com 510 HV (50 HRC)

Fonte: Farias (2009)

2.2.4 Efeitos das tensões residuais

Tensão residual é um dos mecanismos que afetam a qualidade, durabilidade e a propriedade mecânica de componentes de engenharia (JUN e KORSUNSKY, 2010), uma vez que a presença delas pode alterar significativamente as características do material como resistência à fratura, vida à fadiga e a capacidade dos materiais de suportar carregamento.

As tensões residuais, associadas às tensões de carregamentos, aplicadas aos equipamentos ou cargas de serviços, podem acrescentar ou diminuir os valores efetivamente aplicados às peças conforme o sinal e à magnitude dessas tensões inerentes existentes; podem alterar as distribuições das tensões, especialmente nas primeiras camadas, onde se iniciam, na maioria dos casos, as trincas de fadiga (SOARES, 1998; RIBEIRO, 2006). Desta forma, as tensões residuais podem ser nocivas ou gerar benefícios a um componente, dependendo de sua magnitude e natureza.

Na maior parte dos casos, elas são prejudiciais à vida do componente, pois elas são geralmente trativas. Tensões residuais trativas geralmente reduzem o desempenho do material sob os mesmos efeitos, prejudicando o comportamento das estruturas. Elas reduzem a capacidade de resistir à carga externa, diminuem o limite elástico e promove a iniciação da trinca através de defeitos superficiais (AMIRAT et. al., 2006; LEE et. al., 2012). Elas são perigosas, pois, podem causar uma inesperada falha ou encurtar a vida útil do componente, e podem iniciar a trinca até mesmo antes que o componente entre em serviço (BOUCHARD, 2007; BARBATO, 2012). Segundo Kandil (2001), tensões residuais trativas na superfície, ou em regiões sub-superficiais do material são geralmente indesejáveis, visto que podem contribuir e, frequentemente, são a maior causa de fratura por fadiga, trincas de têmpera e trincas de corrosão sob tensão. De fato, a superfície é a região do componente que geralmente suporta a maior carga aplicada durante operação, é muitas vezes sujeita a condições ambientais adversas e pode até mesmo conter defeitos (SOARES, 1998). Nos casos de componentes que trabalham sob esforços cíclicos, elas ajudam a iniciar e a acelerar o processo de propagação de trincas, levando o componente a falhar por fadiga, ou seja, tensões residuais trativas podem ser perigosas quando tensões aplicadas ao componente também forem trativas. A soma das tensões trativas pode contribuir para a iniciação e o crescimento de trincas de fadiga (SOARES, 1998).

Mas em algumas situações, as tensões internas podem melhorar o desempenho dos materiais e reduzir as falhas por fadiga (THOBEN, 2002). Esse é o caso das tensões residuais compressivas, que podem aumentar o limite de fadiga em componentes solicitados dinamicamente (RIBEIRO, 2006; KULAZI, 2007), ou seja, elas podem melhorar a resistência a fadiga do material. Pois, elas, ao se oporem à direção de carregamento trativo, reduzem o nível de tensão aplicada, de acordo com a Fig. 2.11, e inibem a iniciação e a propagação de trincas. Assim, nos casos de componentes que trabalham sob esforços cíclicos, se a tensão neles for de natureza compressiva, ela pode ajudar a não propagar trincas e prolongar a vida do componente (SOARES, 1998; KULAZI, 2007). Da mesma forma, se a peça apresentar tensão remanente compressiva e o carregamento de serviço também for compressivo, o valor da tensão compressiva aumentará. Por conseguinte, tensões residuais compressivas na superfície do material são geralmente consideradas benéficas (KANDIL, 2001).

Figura 2.11 — Ilustração esquemática da redução do nível de tensão aplicada devido à presença de tensão residual de compressão

Fonte: Kulazi (2007)

2.2.5 Técnicas de medição das tensões residuais

Dos métodos de análise de tensão residual, a análise pelos métodos de medição experimental é a mais usada (NORCINO, 2013), pois a determinação das tensões residuais por métodos analíticos é muito difícil por exigir o conhecimento de toda a história de carregamento do componente, e essa informação raramente é conhecida

com a precisão necessária. Além disso, “apesar de a modelagem numérica de processo de fabricação ter crescido vertiginosamente nos últimos anos e se convertido em uma poderosa ferramenta na previsão de tensões residuais, uma avaliação com referência em resultados experimentais ainda é essencial” (SALAZAR, 2008). Essa declaração é ainda válida no contexto atual, pois, na maioria das publicações que tratam do assunto, comparações são feitas entre resultados numéricos e experimentais.

Várias técnicas de medições de tensões residuais têm sido desenvolvidas; entretanto, somente algumas são utilizadas na prática, em componentes que podem apresentar pequenas ou grandes dimensões, como corpos de prova, pontes e aviões (COFIÑO, 2010). Essas técnicas podem ser divididas em três grupos, de acordo com o dano introduzido no material quando ensaiado: destrutivas, semi-destrutivas e não destrutivas. Segundo Benitez (2002), boa parte destes métodos determinam indiretamente as tensões residuais por meio do valor de deformação elástica do material usando fórmulas provenientes da teoria da elasticidade, e também por meio da medição de propriedades físicas do material sensíveis às tensões residuais. Segundo Calle (2009), por enquanto não existe um método universal de medida das tensões residuais capaz de resolver todos os problemas, a baixo custo e da melhor maneira possível. Cada técnica apresenta suas aplicações, vantagens, desvantagens e peculiaridades; cabe ao analista de tensão residual eleger o método adequado para uma aplicação correta em cada caso (COFIÑO, 2010). Porém, a combinação entre as técnicas pode atender à maioria das necessidades tanto da indústria, quanto dos laboratórios de pesquisas (SOUSA, 2012).

Nos métodos destrutivos, a realização das medições das tensões residuais, existentes na amostra, é feita com destruição total da peça. Ou seja, essas técnicas impossibilitam o uso do corpo-de-prova ao término do ensaio. Segundo Ribeiro (2006) e Guimarães (2012), estas técnicas não medem o relaxamento das tensões residuais, mas os seus efeitos, tal como deslocamento ou deformação. Elas baseiam-se na criação de um novo estado de tensões, devido ao alívio das tensões existentes em um ponto ou região determinada previamente, por meio da retirada de camadas ou da usinagem que permite medir a deformação ou deslocamentos causados pelo alívio. A partir dos valores de deformação, é possível calcular as tensões, relacionando tensão e deformação usando a teoria da elasticidade, por via analítica ou por simulação

numérica (GUIMARÃES, 2012). Elas possibilitam apenas a medição de tensões residuais do tipo I (BARBATO, 2012). Entre os métodos destrutivos pode-se destacar a remoção de camadas e o seccionamento, apresentados pelas Fig. 2.12 e 2.13 respetivamente.

Figura 2.12 — Método da remoção por camada aplicada na medição de tensões residuais biaxiais após Treuting e Read

Figura 2.13 — Medição de tensões residuais pelo método de seccionamento

Fonte: Cardoso (2012)

Os métodos semi-destrutivos provocam pequenas alterações que não comprometem a integridade do componente ou da estrutura e, baseiam-se também na alteração do estado de equilíbrio das tensões residuais, provocando alívio destas tensões no ponto ou na região de medição, e as tensões residuais são determinadas a partir das deformações causadas pelo alívio, através de modelos matemáticos adequados. Nestes métodos, também somente são determinadas as tensões

residuais macroscópicas. Entre as técnicas semi-destrutivas existentes, pode-se citar a técnica do furo passante e a técnica do furo cego incremental ilustrada (SOUSA, 2012).

Segundo Ribeiro (2006), o método do furo passante, apresentada na Fig. 2.14, possui algumas limitações: a técnica admite que as tensões residuais se auto equilibram; no entanto, esta situação só ocorre se a distribuição das tensões for uniforme ao longo da espessura da placa; em segundo lugar, a realização do furo passante pode provocar a inutilização da estrutura em algumas aplicações industriais onde é necessário medir tensões residuais; além disso, em qualquer caso, as tensões residuais se encontram nas camadas superficiais pelo que uma medição pelo método do furo passante gera resultados pouco significativos.

Figura 2.14 — Placa com furo sujeita a um estado plano de tensões

Fonte: Salazar (2008)

A técnica do furo cego incremental consiste na usinagem de um pequeno furo no material, passo a passo, de forma incremental, de maneira que as deformações são registradas para diferentes valores de profundidade de furo cego (CALLE, 2009). Quando o furo é usinado com pequenos incrementos de profundidade, a variação da deformação na superfície é supostamente proporcional à tensão residual média na camada incremental, ou seja, se a tensão média ao longo de um incremento de profundidade é a mesma para o estado de tensão uniforme e para um não uniforme, a deformação superficial nos dois casos deve ser igual (RIBEIRO, 2006). Com base nesse princípio, são analisadas as tensões residuais em cada valor de profundidade a partir de diferentes formulações numéricas, dadas as deformações medidas por meio de extensômetros (COFIÑO, 2010). Segundo Calle (2009), os métodos mais

usados para o cálculo numérico das tensões residuais pelo método do furo cego incremental são o método incremental, o método da tensão média, o método da série de potências e o método integral. Segundo Norcino (2013), a técnica do furo cego incremental é amplamente utilizada, pois o procedimento é relativamente simples, apresenta relativo baixo custo, mobilidade do equipamento (pode ser aplicado tanto em laboratório quanto em campo), possibilidade de aplicação a uma ampla gama de materiais e em corpos de prova com diferentes dimensões e formas, além de ser padronizado pela norma ASTM E837. Esta técnica permite também o acompanhamento das variações de tensões e deformações ao longo do tempo, em estruturas submetidas a carregamento cíclico (BARBATO, 2012). A figura 2.15 esquematiza o princípio do método do furo cego incremental.

Figura 2.15 — Princípio da técnica do furo incremental

Fonte: Salazar (2008)

Os métodos não-destrutivos determinam as tensões residuais mediante uma análise da estrutura cristalina ou de alguns parâmetros físicos do material que se alteram na presença de tensões (COFIÑO, 2010; AMARAL, 2012). Estes métodos permitem medir as tensões sem retirar material da peça e, conseqüentemente, nenhum dano é provocado no componente, ou seja, não alteram a integridade ou o funcionamento da estrutura analisada. As técnicas não-destrutivas estimam, sem distinção, de forma combinada todas as tensões residuais existentes na peça analisada, sejam elas microscópicas, sub-microscópicas ou macroscópicas (SUTERIO, 2005; SOUSA, 2012). As medições não destrutivas podem ser por difração, acústicos ou magnéticos, e dentre as técnicas não-destrutivas, os mais

utilizados são o método da Difração de raios-X, método da difração de nêutrons, método de ultra-som e método magnético (BARBATO, 2012; MELO, 2014).

A técnica da difração de raios-X, ilustrada na Fig. 2.16, baseia-se na teoria de difração de raios-x para materiais cristalinos e na elasticidade do corpo sólido, com o uso da lei de Bragg (CALLE, 2009). De acordo com a Figura 2.17, em um material sem tensões residuais, a distância entre planos cristalinos é a mesma para uma família de planos característicos e não varia com a orientação dos planos. Porém, quando a peça é deformada por ação de forças ou pelo aparecimento de tensões residuais, esta distância varia; no caso de presença de tensão trativa, as distâncias entre planos perpendiculares a estas aumentarão, enquanto que para os planos paralelos ao campo de tensões, estas distâncias diminuirão, como se observa na Fig. 2.18 (CEGLIAS, 2012).

Figura 2.16 — Esquema da configuração para medição por difração dos raios-X

Fonte: Calle (2009)

Figura 2.17 — Distâncias interplanares de grãos com diferentes orientações de um corpo isento de tensões

Fonte: Ceglias (2012)

Figura 2.18 — Distâncias interplanares de grãos com diferentes orientações, de um corpo sob um campo de tensões

Fonte: Ceglias (2012)

2.3 FADIGA E FRATURA DOS MATERIAIS

2.3.1 Definições e conceitos preliminares

Componentes mecânicos e estruturas encontram-se frequentemente submetidos a tensões e deformações cíclicas, que podem causar falhas por fadiga. Pesquisadores como Reed, Smith e Christ (1983) mostraram em seus estudos que cerca de 90% das rupturas e falha de peças em serviço são ocasionadas pelo fenômeno de fadiga. Avaliar então a propagação de trinca por fadiga é de extrema importância.

Na definição da norma ASTM E206-72 (1979), fadiga é um "processo de mudança estrutural permanente, localizada e progressiva, que ocorre em um material submetido a condições que produzem tensões e deformações flutuantes em algum ponto, ou em alguns pontos, e que pode culminar em trincas ou fratura completa após um número suficiente de flutuações". Segundo Shigley (2005), existem três estágios na falha por fadiga:

1. Nucleação da trinca: em geral na superfície livre do material. É gerada em defeitos ou inclusões no material, ou seja, em pontos de concentração de tensões, em locais não homogêneos e pontos de variação abrupta da geometria da estrutura.
2. Propagação da trinca até o tamanho crítico: geralmente as trincas se propagam perpendicularmente em direção da máxima tensão principal de modo estável, até certa extensão.

3. Ruptura final do material: caracteriza-se pela propagação da trinca de modo instável, resultando na ruptura da estrutura ao superar um determinado tamanho crítico.

A nucleação e a propagação de trincas ocupam boa parte da vida do componente. A duração de cada estágio contribui para a vida em fadiga do componente. A vida em fadiga, N_f , como a quantidade total de ciclos até a fratura, é representada pela soma do número de ciclos para a iniciação da trinca, N_i , e a propagação da trinca N_p (Eq. 2.3). A presença de entalhes no componente mecânico favorece a predominância do estágio da propagação da trinca até o tamanho crítico. Muitos são os fatores que afetam a vida em fadiga dos materiais, a saber: Acabamento superficial, Revestimentos e tensões residuais à superfície da peça, Geometria e tamanho da peça, Temperatura, Concentração de tensões, Estado de tensões, Material e Tratamento térmico, Contato (fretagem), e Efeitos microestruturais, Meio ambiente (em particular a presença de químicos oxidantes), etc.

$$N_f = N_i + N_p \quad (2.3)$$

Um ciclo de tensão de fadiga é a variação da tensão aplicada com o tempo ou com o número de ciclos de aplicação da carga (BRANCO, 2006). Os campos de tensões podem ser uniaxiais ou multiaxiais. Os ciclos de tensão em fadiga de amplitude constante dividem-se em alternado, repetido ou pulsante e ondulada. Já, os ciclos de amplitude variável podem ser em blocos e irregular ou aleatório, como mostra a Fig. 2.19. Os tipos de onda podem ser sinusoidais, trapezoidais, triangulares e quadradas.

Histórias de tensão ou deformação totalmente alternadas não são encontradas com frequência em componentes mecânicos. O mais comum é encontrar tensões ou deformações flutuando de forma assimétrica em torno de zero, o que resulta em uma tensão média superposta a uma tensão ou deformação alternada (SHIGLEY et al., 2005). Segundo Cangüe (2002), a história de carregamento mais simples em fadiga é a flutuação senoidal de tensão com amplitude constante, ilustrada na Fig. 2.20.

Alguns parâmetros importantes da fadiga podem ser definidos da seguinte maneira:

- Faixa de tensão: $\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min}$

- Amplitude de tensão: $\sigma_a = (\sigma_{max} - \sigma_{min})/2$
- Tensão média: $\sigma_m = (\sigma_{max} + \sigma_{min})/2$
- Razão de Tensão: $R = \sigma_{min}/\sigma_{max}$

Figura 2.19 — Variações de tensão mais comuns: a) amplitude constante; b) blocos de amplitude constante; c) aleatória

Fonte: Branco, (2006)

Figura 2.20 — Parâmetros que descrevem um carregamento de amplitude constante.

Fonte: Cangüe (2002)

Temos expressões análogas para deformação:

- Gama de deformação: $\Delta\varepsilon = \varepsilon_{max} - \varepsilon_{min}$
- Amplitude de deformação: $\varepsilon_a = (\varepsilon_{max} - \varepsilon_{min})/2$
- Deformação média: $\varepsilon_m = (\varepsilon_{max} + \varepsilon_{min})/2$
- Razão de deformação: $R = \varepsilon_{min}/\varepsilon_{max}$.

O ciclo é chamado de alternado puro quando $R = -1$ e é denominado repetido quando $R = 0$ e flutuante por outros valores de R , de acordo com a Fig. 2.21 (SHIGLEY et al., 2005).

Figura 2.21 — Carregamentos cíclicos: (a) Totalmente alternado, (b) Flutuante, (c) Repetido

Fonte: Shigley et al., (2005)

Segundo Stephens et al. (2001), a resposta tensão-deformação de um material submetido a carregamento cíclico a amplitude constante possui uma fase transiente, na qual os laços de tensão-deformação variam em função do número de ciclos aplicados, e uma fase estacionária ou estabilizada, na qual esses laços permanecem inalterados. São os laços de tensão-deformação na fase estabilizada, chamados laços de histerese estabilizados, que são utilizados para caracterizar o comportamento à fadiga. Apresenta-se na Fig. 2.22 um desenho esquemático de um laço de histerese estabilizado e os principais parâmetros que o caracterizam. Observa-se que a amplitude de deformação total pode ser decomposta de forma aditiva em uma parcela elástica e uma plástica, conforme a seguinte expressão (Eq. 2.4):

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{ea} + \varepsilon_{pa}, \quad (2.4)$$

onde $\varepsilon_{ea} = \Delta\varepsilon_e/2$ e $\varepsilon_{pa} = \Delta\varepsilon_p/2$ são as amplitudes de deformação elástica e plástica, respectivamente.

Figura 2.22 — Laço de histerese estabilizado

Fonte: Stephens et al. (2001)

A curva tensão-deformação cíclica, representada na Fig. 2.23 em vermelho, é obtida com diversos laços de histerese como os da Fig. 2.22, cada um associado a uma gama de deformação prescrita diferente, e colocados em um mesmo gráfico conforme ilustra a Fig. 2.23, conectando-se o ponto de cada laço correspondente à maior deformação (ponto superior à direita) com o próximo. Observa-se que esta curva é diferente da curva tensão-deformação monotônica. A relação matemática que descreve a curva tensão-deformação cíclica pode ser obtida, utilizando as amplitudes de tensão e de deformação plástica correspondentes a diferentes laços de histerese estabilizados, pela relação de potência apresentada na Eq. 2.5 (STEPHENS et al., 2001):

$$\sigma_a = K' \epsilon_{pa}^{n'} , \quad (2.5)$$

onde K' e n' são o coeficiente de encruamento cíclico e o expoente de encruamento cíclico, respectivamente.

Figura 2.23 — Curva tensão-deformação cíclica

Fonte: Stephens et al. (2001)

2.3.2 Tensões residuais compressivas

A introdução de tensões residuais compressivas cuidadosamente controladas é um meio potencial de aumentar a resistência à fadiga (FUCSHS e STEPHENS, 1980). Na faixa elástica, o princípio de superposição de tensões pode ser aplicado ao material com tensões residuais. Desta forma, a tensão efetiva, $\sigma_{efetiva}$, com a qual o componente é solicitado, é obtida somando-se a tensão aplicada, $\sigma_{aplicada}$, à tensão residual, $\sigma_{residual}$, como mostra a seguinte expressão (Eq. 2.6):

$$\sigma_{efetiva} = \sigma_{residual} + \sigma_{aplicada} \quad (2.6)$$

Da mesma forma, os valores efetivos de tensões máximas e mínimas podem ser definidos, respectivamente, como mostram as seguintes equações (Eq. 2.7 e Eq. 2.8):

$$\sigma'_{max} = \sigma_{max} + \sigma_{residual} \quad (2.7)$$

$$\sigma'_{min} = \sigma_{min} + \sigma_{residual} \quad (2.8)$$

Consequentemente, os valores efetivos de alguns parâmetros importantes da fadiga podem ser definidos da seguinte maneira:

- Faixa de tensão efetiva: $\Delta\sigma' = \sigma'_{max} - \sigma'_{min} = \sigma_{max} - \sigma_{min} = \Delta\sigma$
- Amplitude de tensão efetiva: $\sigma'_a = (\sigma'_{max} - \sigma'_{min})/2 = (\sigma_{max} - \sigma_{min})/2 = \sigma_a$

- Tensão média efetiva: $\sigma'_m = (\sigma'_{max} + \sigma'_{min})/2 = \sigma_m + \sigma_{residual}$
- Razão de Tensão efetiva: $R' = \sigma'_{min}/\sigma'_{max} = (\sigma_{min} + \sigma_{residual})/(\sigma_{max} + \sigma_{residual})$.

Portanto, a presença de um campo de tensões residuais não altera a amplitude de tensão, mas afeta a tensão média e a razão de carregamento. No entanto, a tensão residual se relaxa por aplicações de energia mecânica ou térmica. Assim, a avaliação do efeito de tensões residuais e seu relaxamento em iniciação e propagação de trincas por fadiga torna-se um aspecto importante no projeto e fabricação de componentes e no gerenciamento de sua vida. Para calcular o relaxamento cíclico de tensão residual, alguns pesquisadores propuseram séries de equações empíricas com base em resultados experimentais. Pode-se citar Zhuang e Halford (2001), Zaroog et al (2011), Kim et al (2013). Alguns modelos são apresentados a seguir:

- a) Kodama (1972) propôs a seguinte relação logarítmica linear (Eq. 2.9):

$$\sigma_N^{res} = A + m \log N \quad (2.9)$$

onde σ_N^{res} é a tensão residual relaxada depois de N ciclos, A e m são constantes do material dependendo da amplitude de tensão σ_a .

- b) Zhuang e Halford (2001), usando o método dos elementos finitos, propuseram um modelo analítico para o relaxamento de tensões residuais (Eq. 2.10):

$$\frac{\sigma_N^{res}}{\sigma_0^{res}} = A \left(\frac{\sigma_{max} \sigma_a}{(C_w \sigma_y)^2} \right)^m (N - 1)^B - 1 \quad (2.10)$$

onde C_w é um parâmetro que representa o grau de trabalho a frio, m e A são constantes do material dependendo da resposta tensão-deformação do material submetido a carregamento cíclico. B controla a taxa de relaxamento em função dos ciclos de carregamento e σ_0^{res} é a tensão residual inicial.

- c) Han et al (2002) descobriram que o relaxamento de tensão residual no primeiro ciclo de carregamento é grande e a quantidade de relaxamento de tensões residuais pelos ciclos subsequentes de carregamento é pequena. Eles propuseram uma redução da tensão residual em função do expoente do número de ciclos, N , através da seguinte expressão (Eq. 2.11):

$$(\sigma_{residual})_{relax}/(\sigma_{residual})_{1ciclo} = N^k \quad (2.11)$$

onde $(\sigma_{residual})_{relax}$ é a tensão residual relaxada, $(\sigma_{residual})_{1ciclo}$ valor das tensões residuais após o primeiro ciclo e k é dependente do amolecimento do material e do carregamento aplicado.

Segundo Kodama (1971), o valor da tensão residual após o primeiro ciclo de carregamento pode ser formulado como:

$$(\sigma_{residual})_{1ciclo} = \sigma_a - \sigma_{Yc} \quad (2.12)$$

onde σ_a é a amplitude de tensão aplicada e σ_{Yc} é o ponto de escoamento compressivo calculado da superfície da amostra que recebeu o JCG.

2.3.3 Fundamento da mecânica da fratura

A Mecânica da Fratura é a área da mecânica que lida com o estudo do comportamento de trincas no material, e divide-se em duas abordagens: a mecânica da fratura elástica linear (MFLE) e a Mecânica da Fratura Elasto-Plástica (MFEP) (MIRANDA, 2003).

A Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) é a metodologia a ser empregada em situações onde há possibilidade de ocorrer fratura sem a existência de deformação plástica macroscópica. Ou seja, ela só pode ser aplicada onde o carregamento possui relação linear com a deformação na vizinhança de uma trinca (MIRANDA, 2003). Nessa abordagem, existem três modos distintos que auxiliam de forma empírica-experimental a determinação do comportamento da trinca (Fig. 2.24): o modo I, o modo II, e o modo III, que é referido como o modo de cisalhamento. O modo de abertura, modo I, é caracterizado pela separação das superfícies da trinca por tensão normal ao plano da trinca. No modo de cisalhamento no plano, modo II, o deslizamento das superfícies da trinca ocorre sob carregamento normal à frente da trinca. O modo de cisalhamento fora do plano, modo III, é associado com o deslizamento das superfícies da trinca devido ao carregamento paralelo à frente da trinca, (MIRANDA, 2003; CALLISTER, 2008). "A superposição dos três modos descreve um caso geral de carregamento. Entretanto o modo I é o mais importante." (BROEK, 1986).

Um parâmetro muito utilizado para caracterização à fratura, nesse regime de deformação, é o Fator de Intensificação de Tensões, K , introduzido em 1957 por Irwin (1957) e Williams (1957). Segundo Miranda (2003), é um parâmetro simples para quantificar o campo de tensões em torno de uma trinca numa peça predominantemente elástica. A sua forma geral pode ser definida pela Eq. 2.13 (MIRANDA; 2003):

$$K = \sigma\sqrt{\pi a}f \quad (2.13)$$

onde f é um parâmetro que depende da geometria da peça, condições de carregamento, forma e orientação da trinca e tamanho da trinca.

Cada modo está associado a um fator de intensidade de tensões: K_I para o modo I; K_{II} para o modo II e K_{III} para o modo III. O valor crítico de K_I , K_{Ic} , é uma propriedade do material e é chamado de tenacidade à fratura. O campo de tensão próximo a trinca, no modo I, pode ser determinada pela a Eq. 2.14.

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = \left(\frac{K_I}{\sqrt{r}}\right) f_{ij}(\theta) \quad (2.14)$$

onde r é a distância do ponto analisado até a ponta da trinca, f_{ij} uma função adimensional de θ que é o ângulo entre o ponto analisado e o plano da trinca.

Figura 2.24 — Modos de deslocamento da ponta da trinca

Fonte: Miranda (2003)

No entanto, em muitas situações de engenharia, a resposta tensão-deformação é não linear. Para vários desses casos, utiliza-se a Mecânica da Fratura Elasto-

Plástica (MFEP) que representa o comportamento de fissuras em materiais com comportamento não linear. Ou seja, essa abordagem é utilizada quando a deformação plástica ao redor da trinca não pode ser desprezível (MIRANDA, 2003; CALLISTER, 2008). Um dos parâmetros mais utilizados para caracterização da fratura neste regime de deformação é a Integral J (RICE, 1968).

A Integral J é uma versão mais geral da taxa de liberação de energia G de Griffith (1920) usado na Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE). J é uma integral de linha independente do caminho de integração que envolve a região próxima à ponta da trinca. A integral J pode ser interpretada de duas maneiras: representa a intensidade do trabalho mecânico da energia que é aplicada na propagação da trinca na área considerada, ou caracteriza os campos de tensões e deformações elasto-plásticos na ponta de uma trinca.

Para um corpo com uma trinca ao longo do eixo x , mostrado na Fig. 2.25, a integral J , associada a carregamentos monotônicos é definida como (Eq. 2.15):

$$J = \int_{\Gamma} \left(W dy - \vec{T} \frac{\partial \vec{u}}{\partial x} ds \right) \quad (2.15)$$

sendo Γ um contorno simples em torno da ponta da trinca, $\vec{u}$ o vetor de deslocamento, ds um elemento infinitesimal de contorno, $\vec{T}$ o vetor força de superfície ao longo de Γ definido de acordo com a normal exterior $\vec{n}$ de contorno como $T_i = \sigma_{ij}n_j$, e a densidade de energia de deformação W é dada por (Eq. 2.16):

$$W = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad (2.16)$$

Figura 2.25 — Região da trinca e contorno de integração para cálculo de J

Fonte: Rice (1968)

Para a MFEP, a relação entre tensão e deformação pode ser descrita pela equação de Ramberg-Osgood (Eq. 2.17):

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_e} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_e} \right)^n \quad (2.17)$$

onde σ é a tensão, σ_e é a tensão limite de escoamento, ε é a deformação, ε_0 é a deformação correspondente à σ_e , α é uma constante do material, e n é o expoente de encruamento do material.

De acordo com Rice e Rosengren (1968) e Hutchinson (1968), a Integral J descreve o campo de tensões e deformações na ponta da trinca em regime elasto-plástico e os modelos que foram propostos são conhecidos como equações HRR. Segundo o modelo de HRR, para um componente com uma trinca submetida a um carregamento no modo I, os valores da tensão, e deformação e deslocamentos próximo da ponta da fissura são dados pelas seguintes relações (Eq. 2.18, Eq. 2.19, Eq. 2.20):

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = \sigma_0 \left(\frac{EJ}{\alpha \sigma_e^2 I_n r} \right)^{1/(n+1)} f_{ij}(\theta, n) \quad (2.18)$$

$$\varepsilon_{ij}(r, \theta) = \alpha \varepsilon_0 \left(\frac{J}{\alpha \varepsilon_0 \sigma_0 I_n r} \right)^{n/(n+1)} g_{ij}(\theta, n) \quad (2.19)$$

$$u_i(r, \theta) = \alpha \varepsilon_0 r \left(\frac{J}{\alpha \varepsilon_0 \sigma_0 I_n r} \right)^{n/(n+1)} h_i(\theta, n) \quad (2.20)$$

sendo r a distância do ponto analisado até a ponta da trinca, θ ângulo entre o ponto analisado e a direção de propagação da trinca, σ_0 tensão aplicada, E Módulo de elasticidade, I_n constante adimensional determinada pelo valor de n , f_{ij} , g_{ij} , e h_i são funções que definem a distribuição de tensão, de deformação e de deslocamento na ponta da trinca, respectivamente.

Quando $J < J_c$ (tenacidade à fratura), a ponta da trinca sofre um arredondamento, isto é, há energia dissipada pela deformação plástica. A trinca se propagará à frente da trinca originalmente arredondada quando $J \geq J_c$.

2.3.4 Propagação de trinca por fadiga

Os primeiros estudos realizados com o objetivo de prever a taxa de propagação de trinca de fadiga (da/dN) procuraram relacioná-la com o comprimento da trinca a , a variação do fator intensidade de tensão ΔK , e as propriedades do material. Esta abordagem foi proposta por Paris em 1960 e seu modelo ficou mais conhecido como Lei de Paris. Existem vários modelos empíricos para quantificar as taxas de propagação de trincas por fadiga através do parâmetro ΔK , e além do mais clássico modelo de Paris (1960), Eq. 2.21, podemos citar os modelos de Forman (Eq. 2.22) e Walker (Eq. 2.23). Tais modelos são representadas por:

a) Modelo de Paris (1960)

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^n \quad (2.21)$$

Os parâmetros C e n são constantes (obtidos experimentalmente) dependentes do material utilizado, e $\Delta K = (1 - R)K_{max}$ com $R = \sigma_{min}/\sigma_{max}$ é a razão de tensão.

b) Modelo de Forman (1967)

$$\frac{da}{dN} = \frac{B(\Delta K)^n}{(1 - R)K_c - \Delta K} \quad (2.22)$$

B e n caracterizam as propriedades do material e são independentes da razão de tensão R . K_c é o valor crítico do fator de intensidade de tensões K . Modelo de Walker (1970)

$$\frac{da}{dN} = \frac{C_0}{(1 - R)^{n(1-p)}} (\Delta K)^n \quad (2.23)$$

C_0 , n e p são coeficientes e expoentes determinados experimentalmente.

A Figura 2.26 ilustra os três regimes de propagação de trinca, que são funções da velocidade de propagação:

- Regime I (Fase inicial): nesta região, o crescimento da trinca não é uniforme, devido ao fato de haver uma estabilização da velocidade de propagação em função do mecanismo de encruamento. ΔK_{th} é definido como o máximo valor de ΔK , abaixo do qual não ocorrerá a propagação.

- Regime II (Região intermediária): A trinca apresenta um comportamento uniforme, pois a velocidade de propagação é constante.
- Regime III (Fase final de propagação): região onde o valor de K_c ou o K_{Ic} se aproxima da tenacidade à fratura do material, o que resulta na propagação acelerada da trinca, de maneira instável, levando à ruptura do material.

Figura 2.26 — Curva de propagação de trincas por fadiga típica

Fonte: Miranda (2003)

Nos casos onde as zonas plásticas são significativas, a previsão da vida à fadiga por meio da mecânica da fratura linear-elástica pode não ser válida. Nessa situação, pode ser utilizada uma metodologia de análise alternativa baseada na teoria da mecânica da fratura elasto-plástica e no conceito da Integral J definido por RICE (1968). Nessa abordagem, a estimativa do crescimento da trinca pode ser realizada em função de J para solicitações cíclicas, usando ΔJ (DOWLING e BEGLEY, 1976).

Lamba (1975) definiu ΔJ em coordenadas cartesianas (eixo-x é paralelo ao plano da trinca, conforme indicado na fig. 2.25) a partir de:

$$\Delta J = \int_{\Gamma} \left(\Delta W dy - \Delta T_i \cdot \frac{\partial \Delta u_i}{\partial x} ds \right) \quad (2.24)$$

onde

$$\Delta W = \int_0^{\Delta \varepsilon_{ij}} \Delta \sigma_{ij} d(\Delta \varepsilon_{ij}) \quad (2.25)$$

e $\Delta T_i = \Delta \sigma_{ij} n_j$ são as variações nas componentes do vetor força de superfície. $\Delta \sigma_{ij}$ e $\Delta \varepsilon_{ij}$ são as variações nas componentes dos tensores de tensão e deformação, Δu_i define as variações nas componentes do vetor de deslocamentos.

Dowling e Begley foram os primeiros a propor a integral J para carregamento cíclico (ΔJ) como um parâmetro que se correlaciona com a taxa de propagação de trinca. Vários estudos foram realizados posteriormente por outros autores usando esta abordagem. Assim, a propagação de trinca por fadiga pode ser expressa em termos de integral J , de acordo com:

a) Modelo de Dowling e Begley (1976)

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta J)^n \quad (2.26)$$

Os parâmetros C e n são constantes (obtidos experimentalmente) dependentes do material utilizado, e $\Delta J = (1 - R)^2 J_{max}$.

b) Modelo de Staroselsky, Vestergaard, Annigeri e Favrow (2001)

$$\frac{da}{dN} = A' J_{max}^q (1 - R)^m \quad (2.27)$$

onde $R = \sigma_{min}/\sigma_{max}$, A' e q são coeficientes e expoentes determinados experimentalmente, e m um parâmetro adicional. J_{max} é calculado com a tensão máxima no ciclo.

c) Modelo de Gasiak G, Rozumek D, Pawliczek R. (2002)

$$\frac{da}{dN} = \frac{B(\Delta J)^n}{(1 - R)^2 J_c - \Delta J} \quad (2.28)$$

B e n caracterizam as propriedades do material e são independentes da razão de tensão R . J_c é o valor crítico do integral J , e R é a razão de tensão.

d) Modelo de Rozumek (2003)

$$\frac{da}{dN} = \frac{B \left(\frac{\Delta J}{J_0} \right)^n}{(1-R)^2 J_c - \Delta J} \quad (2.29)$$

J_c é o valor crítico da integral J , R é a razão de tensão e, $J_0 = 1 \text{ MPa} \cdot \text{m}$ é um valor introduzido para simplificar a unidade do coeficiente B , B e n são coeficientes e expoentes determinados experimentalmente.

Os três tipos de propagação podem ser determinados através da seguinte relação (Eq. 2.30):

$$\begin{cases} \Delta J_0 > \Delta J & \text{Não ocorre propagação} \\ \Delta J_0 \leq \Delta J < \Delta J_c & \text{Propagação estável} \\ \Delta J_c \leq \Delta J & \text{Propagação instável} \end{cases} \quad (2.30)$$

O parâmetro ΔJ_0 pode ser definido como a energia mínima necessária para que se forme uma nova superfície infinitesimal da trinca (da para problema bidimensional), o parâmetro ΔJ_c corresponde ao parâmetro crítico que determina a ruptura súbita do corpo. A Figura 2.27, apresenta uma boa correlação entre resultados numéricos e experimentais, usando o parâmetro ΔJ para caracterizar a propagação de trinca por fadiga.

Figura 2.27 — Comparação de resultados numéricos com experimentais para (a) 10HNAP e (b) de aço 18G2A

Fonte: Gasiak e Rozumek (2004)

3 MODELAGEM DO COMPORTAMENTO ELASTO-PLÁSTICO SOB CARREGAMENTO DINÂMICO

3.1 MODELO CONSTITUTIVO DE JOHNSON-COOK

3.1.1 Expressão matemática do modelo de Johnson-Cook

Ao empregar a análise de elementos finitos, uma das dificuldades enfrentadas durante a modelagem de um evento estrutural é introduzir parâmetros de material que representem de maneira precisa o comportamento mecânico real dos materiais envolvidos. A compreensão do comportamento mecânico de metais quando deformados plasticamente em alta velocidade é crucial para a análise numérica de eventos de impacto. Pois, o comportamento mecânico de materiais sob condições dinâmicas de carga difere significativamente daquele sob carregamento quase estática, principalmente devido à influência de efeitos dependentes do tempo, tais como inércia de corpos, propagação de ondas elásticas, sensibilidade a taxa de deformação, aumento de temperatura no material, contato entre superfícies em condições dinâmicas, entre outros aspectos (BOYCE et al., 2001).

Ao longo dos anos, vários modelos constitutivos foram criados para representar o comportamento dos materiais de engenharia quando a taxa de deformação e os efeitos da temperatura não podem ser negligenciados. Entre esses modelos, o modelo de material de Johnson-Cook tornou-se amplamente utilizado para simulação numérica de eventos estruturais envolvendo cargas dinâmicas (JOHNSON e COOK, 1983; HU et al., 2012; JEANSON et al., 2013); pois, a forma simples da equação e a facilidade de determinação das constantes dos materiais fazem deste modelo uma das relações constitutivas mais populares para os metais entre a comunidade científica. Vale ressaltar que este modelo é também amplamente utilizado para a modelagem de elementos finitos do processo do jateamento com granalha (ROUQUETTE et al. 2009; YOUSSEF, CHATTI e FATHALLAH, 2013; DIANYIN HU et al., 2017).

O modelo constitutivo de Johnson-Cook foi desenvolvido em 1983 por Gordon Johnson e William Cook (JOHNSON e COOK, 1983). A formulação expressa a tensão, no regime plástico, como o produto dissociado de três termos, que respectivamente descrevem as influências dos efeitos de deformação plástica, da taxa

de deformação e da temperatura; ou seja, o modelo de Johnson Cook considera o endurecimento isotrópico, a sensibilidade à taxa de deformação e o amolecimento térmico como três fenômenos independentes, em que estes podem ser isolados uns dos outros. Cada um destes conjuntos é relacionado pela Eq. 3.1 (JOHNSON e COOK, 1983):

$$\sigma = [A + B (\varepsilon_p)^n] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_{p0}} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_{ref.}}{T_{fusão} - T_{ref.}} \right)^m \right] \quad (3.1)$$

onde as constantes A , B e n representam o comportamento quase-estático do material. A constante C representa os efeitos dinâmicos na parte elasto-plástica. $\dot{\varepsilon}_{p0}$ é uma taxa de deformação de referência em que a tensão de escoamento é medida. O termo T é a temperatura do material a cada instante do teste, $T_{ref.}$ é a temperatura de referência no qual é medida a tensão de escoamento, $T_{fusão}$ é a temperatura de fusão do material e m é o expoente de amolecimento térmico. A , B , n e m são constantes de material determinadas experimentalmente.

Quando as temperaturas envolvidas no processo estudado não atingem a temperatura de recristalização do material estudado, os efeitos de temperatura não são considerados; assim, o modelo simplificado é dado pela Eq. 3.2 (HU et al., 2012; JEANSON et al., 2013):

$$\sigma = [A + B (\varepsilon_p)^n] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_{p0}} \right) \right] \quad (3.2)$$

3.1.2 Identificação dos parâmetros do modelo de Johnson-Cook

Os parâmetros do modelo de Johnson-Cook podem ser identificados a partir de ensaios uniaxiais simples (JOHNSON e COOK, 1983; SEO, MIN e YANG, 2005; DOROGOY A. e RITTEL D., 2009; BANERJEE A. et al., 2015). O processo para tal consiste em:

- ♦ A partir da curva quase-estática de tensão verdadeira versus deformação verdadeira experimental, obtida a partir de ensaio uniaxial à temperatura ambiente, determinar o parâmetro A que é equivalente à tensão de escoamento que corresponde ao limite de elasticidade a 0.2% de deformação;

- ◆ Para encontrar os parâmetros B e n da lei de Johnson-Cook, usar a parte plástica da curva de tração, transformar a tensão e a deformação em tensão verdadeira e deformação verdadeira, minimizar o erro entre os valores experimentais de tensão e os da lei constitutiva para os respectivos valores de deformação, utilizando a ferramenta polyfit do software MATLAB.
- ◆ Para a parte dinâmica do modelo de Johnson-Cook, desprezando-se os efeitos da temperatura, o procedimento para obtenção dos parâmetros é descrito a seguir:

A parte do termo correspondente à taxa de deformação da equação de Johnson-Cook pode ser escrita da seguinte forma:

$$\sigma_{deq} = C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_{p0}} \right) \quad (3.3)$$

com

$$\sigma_{deq} = \frac{\sigma - \sigma_{seq}}{\sigma_{seq}} \quad \text{com} \quad \sigma_{seq} = [A + B (\varepsilon_p)^n] \quad (3.4)$$

onde σ_{deq} é a tensão dinâmica equivalente e σ_{seq} a tensão estática equivalente.

A partir da Eq. (3.3) é possível traçar um gráfico de dados experimentais com abscissa $\ln(\dot{\varepsilon}_p/\dot{\varepsilon}_{p0})$ e ordenada σ_{deq} , sendo que C é o coeficiente angular da reta assim obtida.

- ◆ Resultados experimentais quase estáticos à temperatura ambiente (de referência) e às altas temperatura são necessários para determinar o parâmetro m do modelo de Johnson-Cook.

Para ensaios quase estáticos, com a mesma $\dot{\varepsilon}_p$, em duas temperaturas diferentes indicados pelos subíndices (1) e (2), a relação R entre as tensões, para uma deformação plástica específica ε_p^* , usando a Eq. (3.1), pode ser expresso como:

$$R = \frac{\sigma_{(1)}}{\sigma_{(2)}} = \frac{1 - \left(\frac{T_{(1)} - T_{ref.}}{T_{fusão} - T_{ref.}} \right)^m}{1 - \left(\frac{T_{(2)} - T_{ref.}}{T_{fusão} - T_{ref.}} \right)^m} \quad (3.5)$$

Se $T_{(2)} = T_{ref.}$, implica:

$$R = 1 - \left(\frac{T_{(1)} - T_{ref.}}{T_{fusão} - T_{ref.}} \right)^m \quad (3.6)$$

e m é dada por:

$$m = \frac{\ln(1 - R)}{\ln \left(\frac{T_{(1)} - T_{ref.}}{T_{fusão} - T_{ref.}} \right)} \quad (3.7)$$

3.2 MODELO DE ENCRUAMENTO DE CHABOCHE

3.2.1 Relações matemáticas

O comportamento de um material submetido a carregamento cíclico evidencia que o centro da superfície de escoamento está constantemente transladando no espaço das tensões como um corpo rígido (PRAGER, 1955). Em outras palavras, quando um espécime é carregado além do seu limite de escoamento em uma certa direção, há uma diminuição (em valor absoluto) no limite de escoamento na reversão do carregamento e assim sucessivamente em cada mudança de direção. Esse fenômeno é conhecido como efeito de Bauschinger (PRAGER, 1955). No caso de o carregamento não ser perfeitamente alternado, pode também ocorrer o fenômeno ratcheting, também conhecido como fluência cíclica na literatura, que é a acumulação de qualquer componente de deformação plástica com o incremento do número de ciclos (ARMSTRONG E FREDERICK, 1966). Esses efeitos podem ser modelados matematicamente pelo endurecimento cinemático (ARMSTRONG e FREDERICK, 1966, CHABOCHE, 1986).

Os modelos elasto-plásticos para carregamentos cíclicos são compostos por três itens básicos que são uma função de escoamento, uma lei de fluxo plástico e uma lei de endurecimento cinemático. A representação matemática do encruamento cinemático é feita introduzindo-se ao modelo constitutivo o tensor desviador α , chamado de tensor das tensões cinemáticas, que define o centro da superfície de escoamento. Para materiais cuja plastificação é descrita pelo modelo de von Mises, a lei constitutiva pode ser escrita da seguinte forma:

$$f = \sqrt{\frac{3}{2}} \|\mathbf{S} - \boldsymbol{\alpha}\| - \sigma_0 = 0. \quad (3.8)$$

onde $\mathbf{S}$ é o tensor desviador cujo traço é nulo ($\text{tr } \mathbf{S} = 0$) e σ_0 é a tensão de escoamento.

A diferença fundamental entre os diversos modelos com encruamento cinemático propostos na literatura refere-se à lei de evolução do tensor das tensões cinemáticas, ou seja, à escolha da função que define $\dot{\boldsymbol{\alpha}}$. Dentre as leis mais utilizadas, a lei de Chaboche consegue modelar de maneira adequada os efeitos de Bauschinger e de ratcheting, bem como carregamentos complexos, envolvendo descarregamentos e carregamentos subsequentes em direções reversas (CHABOCHE, 1986).

De fato, Chaboche (CHABOCHE et al., 1979; CHABOCHE, 1986) propôs uma lei de encruamento, na qual o centro da superfície de escoamento é decomposto em várias partes de acordo com a Eq. 3.9:

$$\boldsymbol{\alpha} = \sum_{i=1}^M \boldsymbol{\alpha}^{(i)}, \quad (3.9)$$

onde M denota o número de partes. Assume-se que a evolução de cada termo $\boldsymbol{\alpha}^{(i)}$ é governada pela Eq. 3.10:

$$\dot{\boldsymbol{\alpha}}^{(i)} = \frac{2}{3} c^{(i)} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p - \zeta^{(i)} \boldsymbol{\alpha}^{(i)} \dot{p}, \quad (3.10)$$

onde $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p$ representa a lei de fluxo plástico, $c^{(i)}$ e $\zeta^{(i)}$ são parâmetros materiais e $\dot{p} = \sqrt{2/3} \|\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p\|$ é a taxa da deformação plástica acumulada.

3.2.2 Identificação dos parâmetros do modelo de encruamento de Chaboche

Os parâmetros dos modelos elasto-plásticos com encruamento cinemático de Chaboche podem ser identificados utilizando a curva tensão-deformação cíclica do material obtida em laboratório (Eq. 2.5). Para isso, é necessário obter a relação matemática que descreve a curva tensão-deformação cíclica correspondente ao modelo e depois encontrar os parâmetros que melhor ajustem essa curva em relação à curva experimental. O ajuste de curvas pode ser feito por meio de um método de regressão não linear (BEUGRE, 2014).

Da integração da Eq. 3.9, a expressão matemática que descreve a curva tensão-deformação cíclica segundo o modelo de Chaboche é dada pela Eq. 3.11 (BEUGRE, 2014):

$$\sigma_a = \sum_{i=1}^M \frac{c^{(i)}}{\zeta^{(i)}} \tanh \zeta^{(i)} \varepsilon_{pa} + \sigma_0. \quad (3.11)$$

Os $M - 1$ termos da decomposição seguem a lei de encruamento de Armstrong-Frederick enquanto o último termo segue a lei de encruamento linear. Assim, a curva tensão-deformação cíclica descrita pelo modelo de Chaboche pode ser expressa pela Eq. 3.12.

$$\sigma_a = \sum_{i=1}^{M-1} \frac{c^{(i)}}{\zeta^{(i)}} \tanh \zeta^{(i)} \varepsilon_{pa} + c^{(M)} \varepsilon_{pa} + \sigma_0. \quad (3.12)$$

onde σ_a e ε_{pa} são respectivamente as amplitudes de tensão e de deformação plástica.

Segundo Chaboche (1989) o uso da Eq. (3.11) com $M = 3$ é capaz de descrever de forma satisfatória a curva tensão-deformação cíclica do material.

4 ANÁLISE EXPERIMENTAL

4.1 MATERIAL

O material estudado neste trabalho é o aço AISI 5160, de alto teor de carbono e cromo, por consequência, de baixa soldabilidade e usinabilidade. Possui excelente tenacidade, alta ductilidade e alto limite de escoamento; também é conhecido por sua alta resistência à fadiga. Ele é apropriado em aplicações onde é requerido grande resistência à corrosão, ao calor e à fadiga (CALLE, 2009). Portanto, este aço é amplamente utilizado na indústria automotiva para a fabricação de feixe de molas, molas parabólicas, semielípticas e helicoidais. A fim de resistir ao carregamento cíclico prolongado a qual seria submetido durante o seu uso, na fabricação dessas molas, esse material geralmente precisa passar por tratamentos térmicos e de superfície (o processo de JCG) para melhorar as propriedades mecânicas e aumentar assim a vida útil delas (CALLE, 2009).

O material foi obtido de uma mola parabólica de 10 mm de espessura da liga AISI 5160 fornecido pela empresa CINDUMEL, situada em Guarulhos, São Paulo. A mola foi submetida a dois tratamentos térmicos, a tempera realizada a uma temperatura de 840 ° C em óleo e o revenimento a 450 ° C por 10 horas, para obter uma estrutura de martensita temperada, a fim de garantir excelente combinação de alta resistência e ductilidade. Na Tabela 4.1, é apresentada a composição química do AISI 5160, e a suas propriedades mecânicas, Tabela 4.2, foram obtidas a partir de um ensaio de tração uniaxial (CALLE, 2009).

Tabela 4.1 – Composição química da liga do aço ABNT 5160, % em peso

Carbono	Manganésio	Silício	Cromo	Fósforo	Enxofre
0,56 – 0,64	0,75 – 1,0	0,15 – 0,30	0,70 – 0,90	máx. 0,035	máx. 0,04

Fonte: Calle (2009)

Tabela 4.2 – Propriedades mecânicas da liga de aço AISI 5160, 50 HRC

Densidade (Kgm^{-3})	7800
Módulos de Young (MPa)	183700
Coeficiente de Poisson	0,3
Limite de escoamento (MPa)	1240
Limite de resistência (MPa)	1360
Limite de ruptura (MPa)	1318
Deformação no limite de resistência (MPa)	3,41 %
Estrição (%)	16,94
Dureza (HRc)	39,2

Fonte: Calle (2009)

4.2 CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL

Para caracterizar o material da mola cedida pela empresa CINDUMEL, vários ensaios foram feitos. Ensaios de dureza foram feitos para determinar a dureza do material, um parâmetro muito importante no cálculo da cobertura do processo de JCG e, para determinar os parâmetros do modelo constitutivo de Johnson-Cook, foram feitos vários ensaios quase-estáticos e dinâmicos de compressão a diferentes taxas de deformação.

4.2.1 Ensaio de Dureza

Os ensaios de dureza foram realizados no laboratório de caracterização de materiais do Departamento de Mecânica e Mecatrônica da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Foram analisados dois corpos de prova e foram feitas 3 endentações por amostra. A Figura 4.1 mostra o equipamento, que possui um penetrador cônico de diamante com uma das amostras; a força aplicada no ensaio foi de 150 kgf. Foram determinadas as medidas de dureza de Rockwell C (HRc) e Vickers HV. A tabela 4.3 apresenta os resultados e, para facilitar a conversão em Brinell, foi adotado como valor de dureza Rockwell C 41 HRc, cujos valores equivalentes das

durezas Vickers e Brinell são, respectivamente, 402 HV e 381 HB de acordo com a norma ASTM E140–12b (2013).

Figura 4.1 — Máquina para medição da dureza Vickers (VH) e Rockwell C (HRc)

Fonte: A autora (2018)

Tabela 4.3 – Valores da dureza do material

Pontos	Amostra 1		Amostra 2	
	HRc	HV	HRc	HV
1	42,7	419,8	44,5	440,6
2	40,6	398,6	39,7	389,8
3	42	412,2	39,2	384,8
Médias	41,76	410,2	41,13	405,06

Fonte: A autora (2018)

4.2.2 Ensaios quase-estáticos

Os ensaios foram realizados no laboratório do Grupo de Impacto Mecânica (GMISE) do Departamento de Mecânica e Mecatrônica da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Os testes de compressão uniaxial quase-estático, à temperatura ambiente e taxas de deformação muito baixas de 0,0014/s, 0,0072/s e

0,0278/s, foram realizados de acordo com o padrão ASTM E9-09 (2009), usando uma máquina universal de ensaios da Instron modelo 3369 (Fig.4.2), para determinar o limite de resistência ao escoamento, bem como os parâmetros de endurecimento de tensão A , B e n .

Durante o teste sob controle de força, que consiste em deformar por compressão a amostra sob matrizes planas, os deslocamentos foram medidos utilizando dois clips gages com braços de distância para absorver qualquer eventual inclinação do prato superior em relação ao inferior, como pode ser visto na Fig. 4.2. De fato, as dimensões pequenas das amostras, cilíndricas com um diâmetro de 4 mm e altura de 4 mm, podem levar os dois pratos a não estar necessariamente sempre paralelos durante o teste. Para minimizar o atrito, um lubrificante foi utilizado entre a amostra e as interfaces planas. A partir dos valores da média dos deslocamentos medidos pelos dois clips gages e da força aplicada, com a geometria do corpo, os dados reais de tensão e deformação verdadeiras foram calculados.

Figura 4.2 — Máquina de ensaio de tração e compressão, e detalhe do extensômetro

Fonte: A autora (2018)

4.2.3 Ensaios dinâmicos

Um sistema de barra dividida de compressão de Hopkinson (MOURA, 2013), “Split Hopkinson Pressure Bar (SHPB)”, Fig 4.3, foi utilizado para realizar ensaios dinâmicos a fim de determinar o efeito viscoso na resistência do material, representado pelo termo C do modelo de material de Johnson-Cook. De fato, o SHPB

é um dispositivo que permite realizar ensaios, de compressão, de tração, de torção, e é utilizado para obter informações sobre o comportamento mecânico dos materiais quando sujeitos a elevadas taxas de deformação (MOURA, 2013). Desenvolvido originalmente por Kolsky (1949), este dispositivo é composto por três barras cilíndricas coaxiais: uma barra de incidente, uma barra de transmissão e uma pequena barra de ataque (striker). A amostra é colocada entre as barras de incidente e de transmissão como se pode observar na Fig. 4.3. Extensômetros são colocados a distâncias iguais das extremidades da amostra. A Figura 4.4 apresenta o esquema experimental.

Figura 4.3 — Configuração da barra de Hopkinson

Fonte: A autora (2018)

O teste na SHPB consiste em disparar o “striker” em alta velocidade, usando uma pistola de gás pneumática, de uma câmara de pressão na direção da barra de entrada (incidente), sendo deste modo gerada uma onda de tensão na barra de entrada que se propaga na direção da amostra. Ao atingir o corpo de prova, o espécimen é carregado, e a onda é parcialmente refletida de volta para a barra de entrada e parcialmente transmitida para a barra de saída (transmissão). As ondas refletidas e transmitidas são medidas com os extensômetros colocados nas barras incidente e de transmissão, e das leituras dos extensômetros são obtidas as curvas tensão-deformação verdadeiras do material (WANG e MEYER, 2010; YANG et al., 2015).

Os ensaios foram realizados no laboratório do Grupo de Impacto Mecânica (GMISE) do Departamento de Mecânica e Mecatrônica da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, à temperatura ambiente. O comprimento das barras de incidentes e de transmissão, feitas de aço, é de 2000 mm, com um diâmetro comum de 25 mm. Amostras cilíndricas com diâmetro de 4 mm e espessura de 3,2 mm foram

utilizadas para todos os ensaios, e foi utilizado um lubrificante entre a amostra e as interfaces de barra para minimizar o atrito.

Figura 4.4 — Esquemática para compressão da Barra de Hopkinson

Fonte: Moura (2013)

4.2.4 Determinação dos parâmetros do modelo constitutivo de Johnson-Cook

As curvas de tensão-deformação verdadeiras de compressão quase-estáticas e dinâmicas para o AISI 5160 em diferentes taxas de deformação são mostradas na Fig. 4.5.

Figura 4.5 — Curvas de tensão-deformação verdadeiras dos testes de compressão quase-estático e dinâmicas para o aço AISI 5160 em diferentes taxas de deformação

Fonte: A autora (2018)

Observa-se que o material apresenta sensibilidade moderada à taxa de deformação, mas houve um aumento no valor da tensão de escoamento sob carga dinâmica em comparação com carga quase-estática. Além disso, é notado para as

curvas dinâmicas uma diminuição nos valores das tensões enquanto as deformações aumentam. Isto é devido ao aumento de temperatura no material durante os testes em altas taxas de deformação. De fato, durante a deformação de alta taxa de deformação, o trabalho de deformação plástica é convertido em calor com o aumento quase instantâneo da temperatura do material. O aumento da temperatura do material durante o teste dinâmico afetará diretamente as propriedades dependentes da temperatura. Assim, o aumento contínuo da temperatura durante o carregamento resulta na redução simultânea da tensão necessária para se deformar o material (MEYERS, 1994; PÉREZ-CASTELLANOS e RUSINEK, 2012).

Os dados da curva de tensão-deformação verdadeiras do teste de compressão quase-estático para taxa de deformação de 0,0072/s, mostrados na Fig. 4.5, são utilizados para determinar a tensão de escoamento, A , assim como os parâmetros de endurecimento de tensão B e n . A tensão de escoamento do material foi encontrada com o método de offset de 0,2% e seu valor é 1240 MPa, como ilustra a Fig. 4.6, igual ao valor de tensão de escoamento encontrado por Calle (2009).

Figura 4.6 — Curva experimental da tensão verdadeira versus a deformação plástica verdadeira para a taxa de deformação quase-estática de 0,0072/s e a determinação da tensão de escoamento pelo método 0,2% Offset.

Fonte: A autora (2018)

Os dados da curva localizada na região plástica foram utilizados para determinar os parâmetros de endurecimento de tensão, B e n , através do método de minimização

usando um ajuste da lei de potência. Uma comparação da curva experimental com a obtida com o ajuste é apresentada na Fig. 4.7, e pode-se ver a boa correspondência entre elas.

Figura 4.7 — Comparação entre as curvas tensão-deformação verdadeiras obtida experimentalmente com a obtida através do modelo de Johnson-Cook

Fonte: A autora (2018)

Os dados das curvas tensão-deformação verdadeiras gerados a partir dos ensaios quase-estáticos e dinâmicos são utilizados para obter o parâmetro de endurecimento relacionado à taxa de deformação, C . Os valores da tensão verdadeira a 5% da deformação plástica para todas as taxas de deformação quase estática e dinâmica foram usados para determinar os valores da tensão dinâmica equivalente, σ_{deq} , para cada taxa de deformação a partir da Eq. (3.4) (BANERJEE ET AL., 2015). A Equação 3.3 pode ser reescrita como:

$$\sigma_{deq} = C \ln(\dot{\epsilon}_p) - C \ln(\dot{\epsilon}_{p0}) \quad (4.1)$$

A Equação 4.1 tem a forma de uma equação linear: $Y = A x + B$, onde $Y = \sigma_{deq}$, $x = \ln(\dot{\epsilon}_p)$, $A = C$ e $B = -C \ln(\dot{\epsilon}_{p0})$. Assim, os valores de σ_{deq} foram plotados versus $\ln(\dot{\epsilon}_p)$, como mostrado na Fig. 4.8 e, da curva linear entre eles, o parâmetro de sensibilidade da taxa de deformação, C , e a taxa de deformação de referência $\dot{\epsilon}_{p0}$ foram determinados.

As constantes do modelo de material Johnson-Cook, sem o parâmetro térmico m , determinado a partir dos ensaios uniaxiais descritos nas seções anteriores, estão listadas na Tabela 4.4 enquanto a Fig. 4.9 apresenta a comparação entre as curvas tensão-deformação obtidas com estes parâmetros do modelo de Johnson-Cook e os dados experimentais. O ajuste se mostrou eficiente para quase todas as taxas de deformação.

Como já relatado, o amolecimento progressivo do material durante os ensaios dinâmicos na Fig. 4.5 é devido a um aumento da temperatura do material que pode ser determinado a partir da equação do calor específico definida como (MEYERS, 1994; PÉREZ-CASTELLANOS e RUSINEK, 2012):

$$Q = mC_p\Delta T = \rho VC_p\Delta T \quad (4.2)$$

onde ρ é a densidade do material, V é o volume do material, C_p é a capacidade calorífica à pressão constante e ΔT é a variação da temperatura.

Figura 4.8 – Relação linear para obtenção dos parâmetros C e $\dot{\epsilon}_{p0}$ da equação de Johnson-Cook

Fonte: A autora (2018)

Tabela 4.4 – Parâmetros de Johnson–Cook para o aço AISI 5160, 41 HRC.

A (MPa)	B (MPa)	n	C	$\dot{\epsilon}_{p0}$
1240	529,1	0,18	0,011	0,006

Fonte: A autora (2018)

Figura 4.9 – Comparação entre as curvas tensão-deformação experimentais (Exp) e as obtidas com o modelo de Johnson-Cook (JC) sem o parâmetro m

Fonte: A autora (2018)

Assume-se que toda a energia absorvida pela deformação plástica do material é transformada em calor, de forma que (MEYERS, 1994; PÉREZ-CASTELLANOS e RUSINEK, 2012):

$$\int_0^\varepsilon \sigma d\varepsilon = \frac{Q}{V} \quad (4.3)$$

De onde:

$$\int_0^\varepsilon \sigma d\varepsilon = \rho C_p \Delta T \quad (4.4)$$

onde σ é a tensão verdadeira e ε é a deformação verdadeira.

Assim, usando as curvas geradas a partir dos ensaios dinâmicos, pode se calcular a variação de temperatura ΔT no material para cada valor de deformação plástica. A Figura 4.10 apresenta os valores de ΔT no material durante os ensaios dinâmicos para taxas de deformação de 4887.99/s, 5015.24/s e 5228.38/s.

A equação 3.7 é utilizada para determinar o parâmetro do modelo de material de Johnson-Cook (m) dependente da temperatura. Para isso, assume-se que o valor da tensão à temperatura ambiente para uma dada deformação plástica é igual ao valor da tensão obtida com a Eq. 3.3 do modelo de John-Cook sem o efeito da temperatura

e, o valor da tensão para uma variação ΔT da temperatura é o valor da tensão na curva experimental para a mesma deformação plástica. Os valores do parâmetro m determinado para a taxa de deformação de 5015.24/s para as deformações plásticas de 0.3 e 0.5 são, respectivamente, $m1 = 0,91$ para uma temperatura no material de 168,8 ° C e $m2 = 0,75$ para uma temperatura de 278,9 ° C. Foi adotado a média dos dois, $m = 0,83$.

Figura 4.10 — Variação da temperatura no material em função da deformação plástica

Fonte: A autora (2018)

No intuito de validar o valor do parâmetro m e de mostrar a importância de se considerar o efeito da temperatura na simulação numérica com carregamento dinâmico, foi simulado o ensaio da barra Hopkinson para taxas de deformação de 4887.99/s, 5015.24/s, 5228.38/s. As barras do teste e a amostra foram simuladas com as dimensões reais, e as velocidades do “striker” para cada taxa de deformação foram respectivamente 17,314 m/s, 17,721 m/s e 18,403 m/s, que foram calculadas a partir da Eq. (4.5) (WANG e MEYER, 2010).

$$V = \frac{2\sigma_y d_s^2}{\rho_b C_b d_b^2} + \dot{\epsilon} L_s \quad (4.5)$$

onde ρ_b é densidade da barra, $C_b = \sqrt{E_b/\rho_b}$ é a velocidade de propagação de onda da barra incidente, E_b é o módulo de Young da barra, V é a velocidade do “striker”; L_s

é o comprimento inicial da amostra testada, $\dot{\epsilon}$ é a taxa de deformação de carga da amostra testada, d_s e d_b são o diâmetro da amostra e da barra, respectivamente.

O modelo do material de Johnson-Cook com os parâmetros relatados anteriormente e as propriedades mecânicas da tabela 4.2 foram usados para descrever o comportamento da amostra, considerando para as barras um modelo de material elástico, com módulo de Young de 210000 MPa, uma densidade de 7850 $Kg.m^{-3}$ e coeficiente de Poisson de 0,3. Um modelo de contato com atrito, adotando coeficientes de atrito estático de 0,78 e dinâmico de 0,42, foi utilizado para os contatos (entre barra incidente e percussor; entre barra incidente e amostra; entre barra transmitida e amostra) e como valor de coeficiente de decaimento DC = 0,07, de modo que o coeficiente de atrito dinâmico predomina (CALLE, 2009). Além disso, todos os deslocamentos da face inferior da barra transmitida foram restringidos (fixos). O modelo numérico é apresentado na Figura 4.11. A Figura 4.12 apresenta uma comparação entre as curvas experimentais e numéricas.

Através da análise das curvas apresentadas na Figura 4.12, pode-se concluir que o parâmetro para a consideração do efeito da temperatura na modelagem numérica dos carregamentos dinâmicos é primordial

Figura 4.11 — Geometria do modelo numérico do ensaio dinâmico com a barra de Hopkinson

Fonte: A autora (2018)

Figura 4.12 — Comparação das curvas experimentais e das curvas obtidas pela simulação dos ensaios da barra de Hopkinson

Fonte: A autora (2018)

4.3 APLICAÇÃO DO PROCESSO DO JATEAMENTO COM GRANALHA

4.3.1 Mola automobilística

As molas automobilísticas consideradas neste estudo são molas de lâmina parabólica de 10 mm de espessura da liga AISI 5160 (Fig. 4.13) concedidas pela empresa CINDUMEL, fabricante de molas para suspensões automotivas. Estas molas pertencem ao sistema de suspensão que é montado na posição transversal ao comprimento do veículo, no eixo dianteiro (CALLE, 2009). Por estar submetido a altas solicitações cíclicas em condições de serviços, o processo de jateamento com granalha faz parte dos processos de fabricação dessas molas.

Figura 4.13 — Molas cedida pela empresa CINDUMEL.

Fonte: A autora (2018)

4.3.2 Características da máquina de tratamento e parâmetros do processo do JCG

Existem dois tipos de máquina de tratamento de jateamento com granalha. As máquinas de jateamento por ar comprimido, onde as partículas de granalhas são aceleradas a partir de um bocal com fluxo de ar comprimido que impacta a superfície do material a ser tratado (Fig. 4.14); e as máquinas de jateamento por roda centrífuga, que foi usada para o tratamento da mola de suspensão, onde a granalha é primeiramente acelerada pela força gravitacional e pela força centrífuga gerada por uma turbina que opera em alta velocidade, conforme ilustrado na Figura 4.15 (KIRK, 2007). A tabela 4.6 apresenta as características da máquina de jateamento usada para tratar a mola desta pesquisa.

As granalhas têm valores controlados e classificados pela especificação SAE J444 e seu diâmetro varia de 0,18 até 3,35 mm. Neste trabalho, as molas foram jateadas usando granalhas de aço fundido, basicamente de estrutura martensítica, com tamanho S330 (um diâmetro nominal de 0,875) definido pela norma SAE J444 (1993) e uma dureza de 490 e 610 (entre 47 a 54 HRC) (CALLE; 2009). A composição química da granalha é mostrada na tabela 4.7; a tabela 4.8 mostra a distribuição cumulativa do tamanho da granalha segundo a norma SAE J444, enquanto a tabela 4.9 apresenta os parâmetros de JCG aplicados nas molas (CINDUMEL, 2017).

Figura 4.14 — Máquina para o Jateamento Com Granalha por ar comprimido. (a) Vista exterior, mostrando o gabinete. (b) Vista da cabecinha. (c) Vista interior, mostrando bocal de jateamento, do CENO – Centro de Estruturas Navais e Oceânicos da USP

Fonte: A autora (2018)

Figura 4.15 — Jateamento por roda centrífuga, aceleração das granalhas (KIRK, 2007).

Fonte: A autora (2018)

Tabela 4.5 – Características da máquina de tratamento de JCG

Diâmetro da turbina	440 mm
Velocidade da turbina	1450 rpm
Potência do motor	75 cv
Número de polos	4
Rotação do motor	1750 rpm
Número de turbinas	2
Instalação das turbinas	Série

Fonte: Cindumel (2017) e calle (2009)

Tabela 4.6 – Composição química da granalha de aço

Carbono	Magnésio	Silício	Fósforo	Enxofre
0,8 – 1,2 %	0,6 – 1,2 %	0,4 %	máx. 0,05 %	máx. 0,05 %

Fonte: Calle (2009)

Tabela 4.7 – Distribuição acumulativa do tamanho da gralha S330, SAE J444 (1993)

Abertura da peneira (mm)	Quantidade retirada na peneira
1,40	0 %
1,18	Máximo 5 %
1,00	Não informado
0,85	Mínimo 85 %
0,71	Mínimo 96 %

Fonte: Calle (2009)

Tabela 4.8 – Parâmetros de JCG aplicados nas molas

Intensidade Almen A*	0,63
Tamanho da gralha	S330
Tempo de exposição	Não informado
Cobertura	Mais de 100 %

Fonte: Cindumel (2017)

4.3.3 Procedimento

As molas foram submetidas ao JCG em condições comuns sem pre-tensão, ou seja, livre de tensões prévias, onde as duas faces das molas foram expostas a dois jatos, em série, de granalhas que são aplicados na mola de forma diagonal, com relação ao sentido da faixa transportadora e à mola. Na Figura 4.17, pode-se constatar uma mola ingressando na câmara de aplicação do JCG, sem as restrições mencionadas, e o esquema da aplicação dos jatos de granalhas por duas turbinas em série.

Figura 4.16 — Uma mola sendo tratada por JCG e esquema da aplicação dos jatos de granalhas por duas turbinas em série

Fonte: A autora (2018)

4.4 ANÁLISE POR DIFRAÇÃO DE RAIO-X

4.4.1 Materiais e métodos

Os ensaios foram feitos no laboratório do Centro de Ciência e Tecnologia de Materiais no Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares (CCTM). As avaliações das tensões residuais foram feitas através de difratômetro de raios-X, de marca Rigaku (Fig. 4.17), utilizando tubo de Chrome como fonte de raios-X. A partir das molas parabólicas fornecidas pela empresa CINDUMEL, tratada por jateamento com granalha, foram extraídos corpos de prova para analisar as tensões residuais. O tamanho dos corpos de prova (50 mm x 80 mm) foi escolhido em função das dimensões máximas de amostra permitidas pela câmera do equipamento de ensaios por difração de raios-X.

Foram analisadas quatro amostras. A primeira etapa foi medir as espessuras das amostras usando um micrômetro digital, conforme a Figura 4.18; depois os corpos de prova foram montados na máquina de difração por raios-X, na posição mais adequada no porta-amostra, como se pode ver na Figura 4.20, para avaliar as tensões residuais. Para obter os valores das tensões residuais na profundidade da peça, o material foi desbastado camada por camada, através de ataque químico, utilizando uma solução de 50% de ácido nítrico e 50% de água. O ataque químico é feito na região da superfície onde é efetuada a avaliação, sendo que a região do ataque químico é delimitada usando um tubo cilíndrico na superfície com massa de modelar (Fig. 4.19). Devido à alta dureza do material (aço ABNT 5160), as amostras foram submetidas,

na média, a 120 s de ataque químico, o que resulta em um desbaste da camada superficial de aproximadamente 0,02 mm de profundidade. Profundidade que é medida, após cada desbaste, usando um micrômetro digital. Após cada uma das etapas de desbaste, os corpos de prova foram montados na máquina de difração por raios-X, para avaliação das tensões residuais.

Figura 4.17 — Máquina de difração por Raio-X (CCTM-IPEN)

Fonte: A autora (2018)

Figura 4.18 — Remoção de camadas por ataque químico para a análise por difração de Raio-X

Fonte: A autora (2018)

Figura 4.19 — Montagem da amostra na máquina de difração por Raio-X

Fonte: A autora (2018)

A determinação das tensões residuais foi feita através do método usual de medição de tensões por raios-X, o método $\sin^2 \psi$. Nessa técnica, os ângulos de difração de raios-X (2θ) correspondentes às reflexões dos planos cristalinos são medidos e, a partir da diferenciação da lei de Bragg descrita na Eq. 4.6, a deformação cristalográfica provocada pela tensão existente, ε , pode ser expressa pela Eq. 4.7 (NEZU, MATSUZAKA, YOKOYAMA, 2014).

$$n\lambda = 2d\sin(\theta) \quad (4.6)$$

sendo n o número de ordem de difração, λ o comprimento de onda do feixe incidente de raios-X e d a distância entre os planos.

$$\varepsilon = -\cot(\theta) \frac{\Delta(2\theta)}{2} \quad (4.7)$$

O valor da tensão residual é obtido através do coeficiente da inclinação, m_i , da curva $2\theta - \sin^2 \psi$ apresentada na Fig. 4.20, conforme a Eq. 4.8, sendo ψ o ângulo de inclinação do feixe incidente em relação a superfície do material analisado (NEZU, MATSUZAKA, YOKOYAMA, 2014).

$$\sigma = m_i K \quad (4.8)$$

com

$$K = \frac{E}{2(1 + \nu)} \cot \theta_0 \frac{\pi}{180} \quad (4.9)$$

Fonte: A autora (2018)

4.4.2 Perfis de tensões residuais medidos

As avaliações das tensões residuais usando a técnica de difração de raio-X foram feitas na direção Z, que é a direção oposta à direção da laminação, de acordo com o sistema de coordenadas adotado para a modelagem numérica. Os valores obtidos para cada corpo de prova (“CP1”, “CP2”, “CP3” e “CP4”) foram representados em função da profundidade, compiladas em um mesmo gráfico, exposto na Fig. 4.21.

Os dados de tensão residual obtidos em função da profundidade foram ajustados com função polinomial de grau 3. Os pontos indicados por ● são o ponto de máxima tensão residual de compressão e o ponto onde a tensão residual é nula, de acordo com a curva de ajuste da amostra CP3 que tem o maior número de pontos de medição. Usando os valores obtidos sem a curva de ajuste, a tensão residual de compressão máxima, para a amostra CP3, foi de -509 Mpa a uma profundidade de ataque de 0,12 mm e a tensão residual de compressão no último ataque foi de -61 Mpa com profundidade de 0,41 mm. O valor da tensão residual na superfície do material por ambos, dados medidas e curva de ajuste, é de -347 Mpa com um erro associado às medidas de ± 20 Mpa. Todos os resultados estão apresentados no apêndice A.

Figura 4.21— Perfis das tensões residuais na mola submetidas a JCG, obtidas por difração de raios-X

Fonte: A autora (2018)

4.5 ANÁLISES DAS SUPERFÍCIES DAS PEÇAS SUBMETIDAS AO PROCESSO DE JATEAMENTO COM GRANALHAS

No intuito de aproximar a cobertura real na modelagem numérica do processo JCG, ou seja, aproximar o número de endentações numa área dada da superfície tratada, foram feitos ensaios de rugosidade e da avaliação de área jateada com uma lupa.

4.5.1 Ensaio de Rugosidade

A rugosidade superficial de uma amostra jateada foi avaliada com um interferômetro laser TaylorHobson, apresentado na Fig. 4.22, do Laboratório de Caracterização de Superfícies Metálicas do Departamento de Mecânica da Escola Politécnica da USP. O procedimento foi realizado em três regiões do corpo de prova em área de 1,7 mm x 1,7 mm. Para cada região, foram obtidas imagens tridimensionais, conforme mostrado na Fig. 4.23, e a caracterização topográfica de superfícies através dos parâmetros de rugosidade média (R_a), média das alturas pico-

vale (R_z) e rugosidade média quadrática (R_q). Todas as medições foram realizadas à temperatura ambiente e se encontram no Apêndice B.

Figura 4.22 — Interferômetro laser TaylorHobson (Laboratório de Caracterização de Superfícies Metálicas do Departamento de Mecânica da Escola Politécnica da USP)

Fonte: A autora (2018)

Figura 4.23 — Vistas 3D e planificada do substrato 1 da superfície jateada

Fonte: A autora (2018)

4.5.2 Ensaio da Lupa

Buscando aprimorar a caracterização superficial das peças jateadas, foram realizadas análises morfológicas das superfícies consideradas em duas regiões

diferentes de um corpo de prova em área de 2 mm x 2 mm. Estas análises tiveram o auxílio de uma lupa estereoscópica da marca Nikon, modelo SMZ800 (Fig. 4.24), com aumento de 4 vezes com diferentes tonalidades de iluminação, em que foram enfatizados os aspectos de cor e arredondamento.

Baseado nas imagens obtidas e apresentadas na Figura 4.25, conclui-se a existência de 38 endentações em média.

Figura 4.24 — Lupa estereoscópica da marca Nikon, modelo SMZ800 (Laboratório de Caracterização de Superfícies Metálicas do Departamento de Mecânica da Escola Politécnica da USP)

Fonte: A autora (2018)

Figura 4.25 — Imagens observadas em lupa Nikon SMZ 800 (4X).

Fonte: A autora (2018)

5 MODELAGEM NUMERICA-COMPUTACIONAL DO PROCESSO DO JCG

5.1 MODELAGEM PROPOSTA

Os modelos numérico-computacionais do processo do JCG acessados na literatura consideram as características do material da peça e da granalha, as leis de contato com atrito, a quantidade e as características geométricas da granalha, as condições de contorno, entre outros. No intuito de propor um modelo numérico-computacional para a obtenção de tensões residuais mais realistas, foram analisadas e simuladas várias modelagens de outros pesquisadores, tomando como base a de Calle (2009). A diferença entre este trabalho e o trabalho de Calle (2009), como das outras pesquisas realizadas, foi a consideração do efeito do amolecimento do material e do relaxamento das tensões residuais devido à elevação da temperatura no material, da cobertura real do processo e do comportamento elasto-plástico da granalha.

A simulação do processo de jateamento com granalha foi feita em três dimensões, usando uma chapa quadrada com 30 mm de lado e 5 mm de espessura, com restrições em três nós da superfície inferior. As granalhas são modeladas usando esferas e a metodologia proposta considera:

- Modelo elasto-plástico, isotrópico e sensível às altas taxas de deformação e ao efeito da temperatura para representar o comportamento mecânico do material e um modelo elasto-plástico para as granalhas;
- Velocidade de impacto calculada com a velocidade real do processo incluído o ângulo real de impacto;
- Ângulo de impacto da simulação 90°;
- Modelo de contato com coeficientes de atrito estático e dinâmico entre as superfícies em contato;
- Efeito dos múltiplos impactos de granalhas considerando os tamanhos reais das granalhas e a cobertura real do processo de JCG analisado;
- Efeito da temperatura geral do material durante o processo de JCG, devido ao impacto do jato de granalhas;
- Relaxamento das tensões residuais devido às altas temperaturas geradas durante o processo de JCG.

5.1.1 Modelos para os materiais

O modelo elasto-plástico, isotrópico e sensível às altas taxas de deformação e ao efeito da temperatura escolhido para representar o comportamento mecânico do material alvo é o modelo de Johnson-Cook apresentado na seção 3.1.

O material da granalha deve ter dureza no mínimo igual ou maior do que o material exposto ao jateamento de granalhas. Por conta disso, a maioria das pesquisas usa um modelo de material rígido para definir o comportamento delas na simulação numérica do JCG. No entanto, o comportamento rígido introduz muita energia de impacto na peça alvo e, portanto, as tensões residuais são maiores do que as tensões reais (MYLONAS et al., 2011). Alguns autores optaram por um comportamento elástico para levar em consideração o fato de a granalha absorver parte da energia de impacto. Em geral, a opção elástico-plástica é rejeitada porque aumenta consideravelmente o tempo de computação, mas, para impactos de granalha em materiais particularmente duros, em que o limite de elasticidade da granalha e da peça são da mesma ordem e devido à alta velocidade do impacto, além da deformação elástica da granalha, podem ocorrer valores significativos de deformação plástica.

Portanto, neste trabalho, um modelo de endurecimento isotrópico não linear é utilizado para descrever o comportamento da granalha. Nos modelos elasto-plásticos com lei de encruamento isotrópico, a forma da superfície de escoamento permanece constante, mas seu tamanho é modificado ao longo do processo de plastificação do material. Enquanto, o critério de endurecimento descreve o aumento da superfície de escoamento de acordo com o acréscimo de deformações plásticas. A seguinte equação de Ludwig, Eq. 5.1, é uma representação usual do comportamento não linear (YAN, 2007).

$$\sigma = \begin{cases} E\varepsilon & \text{se } \varepsilon \leq \sigma_y/E \\ C_r \varepsilon^n & \text{se } \varepsilon \geq \sigma_y/E \end{cases} \quad (5.1)$$

onde σ é a tensão verdadeira, ε é a deformação total verdadeira, σ_y é o limite de resistência ao escoamento do material, C_r é o coeficiente de resistência e n é um expoente de endurecimento de tensão. Considerando o fato de que as tensões reais dos regimes elástico e plástico são iguais na mesma tensão de escoamento (σ_y), a tensão de escoamento é dada pela equação, Eq. 5.2 (YAN, 2007):

$$\sigma = \sigma_y \left(1 + \frac{E}{\sigma_y} \varepsilon_p \right)^n \quad (5.2)$$

onde σ é a tensão verdadeira, ε_p é a deformação plástica, E é o módulo de elasticidade e n é o expoente de endurecimento de deformação.

5.1.2 Velocidade e ângulo de impacto das granalhas

A velocidade das granalhas é primordial na simulação numérica do processo do jateamento com granalhas, pois está diretamente relacionada com a intensidade de impacto das granalhas na superfície do material (CALLE; 2009). Na literatura encontram-se duas maneiras diferentes de considerar a velocidade média das granalhas na modelagem numérica do processo JCG. Uma das maneiras de determinar a velocidade é calculá-la usando a intensidade Almen (GUAGLIANO; 2001) e outra é calcular a verdadeira velocidade da granalha através da máquina usada para o tratamento por jateamento (KIRK; 2007).

Neste estudo, a velocidade das granalhas é determinada usando as características da máquina de jateamento. A máquina utilizada é uma máquina de jateamento por roda centrífuga cujas características estão apresentadas na tabela 4.6. Usando a metodologia de cálculo de Kirk (2007) e Calle (2009), tem-se como velocidade V :

$$V = (V_T^2 + (0,8V_R)^2)^{1/2} \quad (5.3)$$

onde V_T é a velocidade tangencial e V_R é a velocidade radial, com:

$$V_T = 2\pi R_{ext} N \quad (5.4)$$

$$V_R = 2\pi N(2R_{ext}L - L^2)^{1/2} \quad (5.5)$$

onde R_{ext} é o raio externo da turbina, N é a velocidade rotacional e L é o comprimento da pá. E com $L/R_{ext} = 0,6$ para o JCG (CALLE, 2009), tem-se:

$$V = 2\pi N((R_{ext})^2 + 1,28RL - 0,64L^2)^{1/2} = 2,48\pi NR_{ext} \quad (5.6)$$

Considerando o ângulo de impacto da granalha de 75° (CALLE, 2009), a expressão final da velocidade da granalha é dada por:

$$V = 2,48\pi NR \text{Sen}(75^\circ) \cong 7,526\pi NR_{ext} \quad (5.7)$$

5.1.3 Modelo de contato

A consideração do efeito do atrito na determinação das tensões e deformações na zona de contato entre elementos mecânicos é fundamental. Isto porque, nas aplicações reais, as superfícies dos sólidos em contato não são perfeitamente lisas, sendo possível medir e caracterizar a sua rugosidade e/ou sua ondulação. A modelagem do contato então implica a reformulação teórica do problema de contato, e é necessário recorrer a soluções numéricas e meios de cálculo poderosos e sofisticados. Na maioria dos pacotes de programas comerciais usando o método dos elementos finitos, o contato entre a superfície da granalha e a superfície tratada da peça pode ser modelado por diversas leis de interação, que podem ser agrupadas em leis normais e tangenciais de interação (SCHULZE, KLEMENZ e ZIMMERMANN, 2008). Segundo Calle (2008), “no contato da simulação numérica, é importante considerar o atrito pelas altas velocidades envolvidas no impacto e nas altas pressões exercidas pela granalha quando esta pressiona a superfície alvo”. Vários pesquisadores consideraram o atrito na simulação numérica do processo de jateamento com granalhas, mas com diferentes critérios. Assim, alguns trabalhos como os de Meguid, Shagal e Stranart (1999, 2002), Meguid e al. (2001), Majzoobi, Azizi e Alavi Nia (2005), Frija e al. (2006) e Calle (2008), introduziram o atrito ao modelo numérico, através dos coeficientes de atrito estático e dinâmico; enquanto, segundo Calle (2008), em algumas simulações numéricas só o atrito dinâmico foi considerado. Outros pesquisadores, como M. Youssef, S. Chatti, R. Fathallah (2013) e Peñuelas et al. (2015), consideraram somente o atrito estático.

Neste trabalho, para simular o contato entre as superfícies da granalha e da superfície da peça alvo, foi introduzido o atrito ao modelo numérico, utilizados os coeficientes de atrito estático e dinâmico. Para contatos entre aços duros, os coeficientes de atrito a seco estático e dinâmico são respectivamente $\mu_{es} = 0,78$ e $\mu_d = 0,42$ (CALLE, 2009). O coeficiente de atrito efetivo, μ , usado na simulação é dado por:

$$\mu = \mu_d + (\mu_{es} - \mu_d)e^{\beta v_{rel}} \quad (5.8)$$

onde β é o coeficiente de decaimento exponencial e v_{rel} é a velocidade relativa entre as superfícies que se tocam.

Segundo Calle (2009), o valor do coeficiente de decaimento para que predomine o coeficiente de atrito dinâmico, considerando a alta velocidade do impacto, é $\beta = 0,07$.

5.1.4 Tamanhos das granalhas

Geralmente modelado como uma esfera, a dimensão da granalha é um dos parâmetros mais relevantes para o processo do JCG, pois alterações de seu diâmetro influenciam propriedades mecânicas como intensidade Almen, tensão residual, rugosidade e limite de fadiga (ROCHA, 2010). Vários estudos abordaram a importância do tamanho da granalha na simulação numérica do JCG. Podemos citar a publicação de Shivpuri, Cheng e Mao (2009), na qual foi desenvolvida uma simulação do jateamento pelo método de elementos finitos, analisando a variação de diferentes parâmetros do processo, como o diâmetro da granalha. Observou-se que tanto a magnitude quanto a profundidade do valor de maior tensão residual compressiva aumentam com a classe da granalha.

Para se aproximar o máximo possível dos parâmetros reais do processo de JCG e considerando o fato que as molas foram jateadas na mesma empresa onde foi feito o jateamento das molas que Calle (2009) usou na sua pesquisa, usando a mesma classe de granalha, foram adotados na modelagem numérica deste trabalho os tamanhos e a distribuição por quantidade das granalhas de Calle (2009) para granalhas de tamanho S330. Em sua pesquisa, Calle (2009) gerou a parte das percentagens por peso das granalhas em função da abertura da peneira apresentada na tabela 4.8, uma distribuição das granalhas por peso em função do seu tamanho usando um modelo de distribuição normal gaussiana, que foi depois discretizada de acordo com os tamanhos médios da granalha para cada abertura de peneira. Assim, temos como diâmetros das granalhas 0,925, 1,09, e 1,29 mm, que representam respectivamente 56, 36,4 e 7,6% do total das granalhas simuladas numa área dada da superfície tratada.

5.1.5 Cobertura e quantidade de granalhas

Conforme mencionado na seção 2.1.3, a cobertura é um aspecto muito importante do processo de jateamento e, portanto, requer uma atenção particular na modelagem numérica do processo de JCG. Definida como a porcentagem da área total deformada pela endentação plástica em relação a toda a área de superfície tratada pelo JCG, de acordo com Kirk (2009), a relação estabelecida entre a cobertura ($C_b\%$) e a razão entre a área total de endentação e a área tratada pelo processo de JCG (A_r) é dada pela Eq. 5.9 como:

$$C_b\% = 100(1 - e^{-A_r}) \quad (5.9)$$

onde A_r = área total de endentação / área tratada da superfície da peça.

A razão entre a área total de endentação e a área tratada pelo processo de JCG, A_r , pode ser dada como o produto de A e n , o número de passagens idênticas, como (KIRK; 2009):

$$A_r = An \quad (5.10)$$

onde A é o valor de A_r após uma passagem. Assim, a Eq.5.9 também pode ser reescrita como (KIRK; 2009):

$$C_b\% = 100(1 - e^{-A*n}) \quad (5.11)$$

Kirk (2009) também estabeleceu relação entre a cobertura e o número de ciclos de exposição, como mostrado na Eq. 5.12:

$$C_n\% = 100(1 - (1 - C_1)^n) \quad (5.12)$$

onde C_n é a cobertura após n passagens e C_1 é a cobertura medida após 1 passagem.

A Equação 5.13 “relaciona a área de endentação, a , aos parâmetros das partículas de granalha e a dureza do componente, B ” (KIRK; 2005, 2009)

$$a = 2.6D^2\rho^{0.5}v/B^{0.5} \quad (5.13)$$

onde D , ρ e v são, respetivamente, o diâmetro, a densidade e a velocidade da granalha, e B é a dureza Brinell do componente alvo.

Baseado nos resultados da caracterização da superfície das peças jateadas (seção 4.5) e sabendo que além dos tamanhos mencionados das granalhas, existem granalhas de tamanhos pequenos que também impactam a mola (CALLE, 2009), foi

considerado neste trabalho que uma sequência de 30 impactos aleatórios de granalhas é suficiente para simular uma cobertura de mais de 100%. A Figura 5.1 ilustra a distribuição dos 30 impactos de granalhas enquanto a Tabela 5.1 apresenta a sequência de impacto com a localização de cada impacto e seu respectivo tamanho. O arranjo foi feito de maneira aleatória utilizando o comando “rand” do programa MATLAB.

Figura 5.1 — Distribuição aleatória dos 30 impactos de granalhas

Fonte: A autora (2018)

5.1.6 Cálculo do tempo de exposição ao processo de JCG

A relação entre a cobertura e o tempo de jateamento é dada pela equação de Avrami (KIRK, 2012), como:

$$C_t = 100(1 - e^{-At}) \quad (5.14)$$

onde C_t é a cobertura depois de um tempo t e A é a taxa de endentação por unidade de tempo.

De acordo com Kirk (1995), a expressão de A é dada por:

$$A = \pi r^2 Q \quad (5.15)$$

onde πr^2 é a área de endentação, a (Eq. 5.13), e $Q = 3M/(32\pi r^3\rho)$. M é a massa de granalhas jateada por unidade de tempo e por unidade de área.

Tabela 5.1 – Sequência de impacto com a localização de cada impacto e seu respectivo tamanho

Impacto	Diâmetro granalha (mm)	Posição (mm)	
		x	y
1°	1,09	0,62	- 0,37
2°	1,09	0,5	0,63
3°	1,09	- 0,76	0,78
4°	1,09	0,05	0,7
5°	1,09	- 0,35	0,011
6°	1,09	0,09	0,27
7°	1,09	- 0,2	0,9
8°	0,925	0,57	0,11
9°	0,925	- 0,74	- 0,88
10°	0,925	- 0,49	0,73
11°	0,925	- 0,96	0,26
12°	0,925	0,85	- 0,29
13°	0,925	0,31	0,99
14°	0,925	0,87	- 0,65
15°	1,29	- 0,67	0,3
16°	1,09	0,84	0,21
17°	0,925	- 0,1	- 0,43
18°	1,09	0,15	- 0,72
19°	0,925	- 0,12	- 0,95
20°	0,925	- 0,48	- 0,16
21°	1,09	0,5	- 0,83
22°	0,925	- 0,34	- 0,65
23°	1,09	- 0,87	- 0,26
24°	0,925	0,83	0,68
25°	0,925	0,34	0,47
26°	0,925	0,33	- 0,04
27°	0,925	0,28	-0,35
28°	0,925	- 0,26	0,41
29°	0,925	- 0,62	- 0,47
30°	1,29	0	0

Fonte: A autora (2018)

Substituindo a expressão de A na Eq. 5.14, temos:

$$C_t = 100(1 - e^{-(\frac{3M}{32\rho})\sqrt{\frac{a}{\pi}}t}) \quad (5.16)$$

Assim, o tempo de exposição de jateamento com granalha é expresso como:

$$t = -\ln\left(\frac{100 - C_t}{100}\right) \frac{1}{\left(\frac{3M}{32\rho}\right)\sqrt{\frac{a}{\pi}}} \quad (5.17)$$

Neste trabalho, vamos considerar que as granalhas de aço com uma densidade de 7800 Kg m^{-3} são lançadas a uma taxa de $8,32 \text{ Kg m}^{-2} \text{ s}^{-1}$, então o termo $3M/(32\rho)$ passa a ser igual a $0,1 \text{ mms}^{-1}$.

5.1.7 Efeito da temperatura geral no material durante o processo de JCG.

O calor gerado na zona de contato entre a granalha e o componente alvo é transferido ao material circundante. Sendo que o material é impactado, simultaneamente, com várias granalhas bem próximas entre elas, a temperatura da superfície do componente e as camadas abaixo dela aumenta e são afetadas por múltiplos impactos que transmitem entradas adicionais de calor (KIRK; 2007, CALLE; 2009). Segundo Rouquette et al. (2009), a temperatura pode chegar a $200 \text{ }^\circ\text{C}$ no material durante um único impacto de granalha. Esse aquecimento geral da peça durante o processo de JCG pode amolecer mais ainda o material tratado. Por isso, foi considerado um coeficiente de temperatura (C_T) que foi multiplicado com a tensão do modelo de Johnson-Cook. Esse coeficiente é a razão da tensão a uma dada temperatura sobre a tensão à temperatura ambiente.

Para estabelecer a relação entre esse coeficiente e a variação de temperatura no material estudado (aço AISI 5160), foram usados os dados do ensaio dinâmico para taxa de deformação de $4887.99/\text{s}$. A Figura 4.10 apresenta os valores de σ_T/σ_{T0} (C_T) versus ΔT no material, sendo σ_T a tensão a uma dada temperatura e σ_{T0} a tensão à temperatura ambiente. Neste estudo, foi considerado um coeficiente de 0,8, que corresponde a uma variação de temperatura média no material de cerca de $240 \text{ }^\circ\text{C}$ durante todo o processo de JCG.

Figura 5.2 – σ_T/σ_{T0} versus variação da temperatura no material

Fonte: A autora (2018)

5.1.8 Relaxamento de tensões residuais devido à temperatura durante o processo de JCG.

Estudos de relaxamento térmico em aços jateados demonstraram que o relaxamento de tensões residuais pode ocorrer em temperaturas relativamente baixas e em curtos períodos de tempo (HOLZAPFEL, 1998; EIGENMANN, SCHULZE e VOHRINGER, 1994). O jateamento com granalha é uma combinação complexa de processos físicos, incluindo efeitos térmicos; esse aumento da temperatura na peça durante o tratamento afeta significativamente o campo de tensão residual para altas velocidades de impacto (ROUQUETTE et al. 2009; DIANYIN HU et al., 2017). Ou seja, quanto maior a velocidade de impacto, maior será o aumento da temperatura na peça, o que pode resultar em um auto-relaxamento das tensões residuais induzidas durante o processo de JCG. Para considerar esse possível alívio térmico de tensões residuais na modelagem numérica, foi utilizado o modelo de Avrami descrito na Eq. 5.18 (EIGENMANN, SCHULZE e VOHRINGER, 1994):

$$\frac{\sigma^{RS}(t)}{\sigma_0^{RS}} = \exp \left(- \left(C_v t \left(\exp \left(- \frac{Q}{kT} \right)^p \right) \right) \right) \quad (5.18)$$

onde $\sigma^{RS}(t)$ é a tensão residual no tempo t , σ_0^{RS} é a tensão residual inicial, C_v é a constante de velocidade, Q é a energia de ativação, k é a constante de Boltzmann e, finalmente, p é um expoente.

Por falta de dados na literatura para o aço estudado, foram usados os dados do aço AISI 4140, que possui quase as mesmas propriedades térmicas que o aço AISI 5160. Assim, os valores dos parâmetros do modelo de relaxamento térmico de tensões residuais de Avrami usados neste estudo são: $C_v = 1,22 * 10^{21} \text{ min}^{-1}$, $Q = 3,29 \text{ eV}$, $p = 0,122$ e $k = 8,617343 * 10^{-5} \text{ eVK}^{-1}$ (EIGENMANN, SCHULZE e VOHRINGER, 1994).

5.2 SIMULAÇÕES NUMÉRICAS

As simulações numéricas do processo do jateamento com granalhas foram realizadas utilizando o Método dos Elementos Finitos (MFE), por meio do módulo dinâmico explícito do código ANSYS WORKBENCH v16, empregando o método de integração direta no domínio do tempo. Foram utilizados elementos de interpolação lineares tipo SOLID185, que é usado na modelagem tridimensional de estruturas sólidas. Esse elemento é definido por 8 nós com 3 graus de liberdade de translação nas direções X, Y e Z em cada nó. Também, possui plasticidade, hiperelasticidade, rigidez de tensão, fluência, grande deflexão e grandes capacidades de deformação. Os tamanhos dos elementos foram escolhidos após análises de convergência para o material alvo e a granalha. O modelo de contato com atrito, conforme descrito na seção 5.1.3, foi utilizado.

O material alvo é o aço de alta resistência AISI 5160 com suas propriedades mecânicas e parâmetros do modelo Johnson Cook, incluindo o efeito da temperatura, mostrados respectivamente nas Tabelas 4.2 e 4.4. Sua geometria (placa quadrada de 30 mm de comprimento e uma espessura de 5 mm) é suficientemente grande para evitar os efeitos das condições de contorno no estado de tensão residual como reflexo da energia, da dilatação e da onda de cisalhamento na malha do elemento finito (BALENDRA, 2005); e a área de impacto de 2 mm x 2 mm está no centro da superfície alvo. Para obter uma curva de perfil das tensões residuais com maior definição, a malha da placa foi realizada através do método de varredura (sweep method); o que resultou a elementos em forma de cunha. A região de contato foi refinada com

elementos pequenos, 0,05 mm × 0,05 mm × 0,02 mm. Como condições de contorno, foram impostas restrições em três nós no limite inferior da placa, com um nó completamente fixo; o deslocamento do segundo nó foi limitado em duas direções ($U_x = 0$ e $U_y = 0$) e o do terceiro nó foi limitado em uma direção ($U_y=0$).

As granalhas foram modeladas como corpos esféricos constituídos por elementos tetraédricos. Suas propriedades mecânicas são: densidade de 7850 $Kg.m^{-3}$, módulo de elasticidade de 210 GPa, tensão de escoamento 1470 MPa, resistência à tração de 1840 MPa, coeficiente de Poisson de 0,3, (TAEHYUNG et al., 2010, 2012); e o expoente de endurecimento é de 0,26 (YOUSSEF, CHATTI, FATHALLAH, 2013). A velocidade de 40,01 m/s, calculada pela Eq. 5.7 usando as características da máquina de JCG na Tabela 4.6, foi definida como condição inicial para todas as 30 granalhas, considerando um ângulo de impacto de 90°.

As simulações computacionais analisaram a distribuição de tensões residuais para três diferentes abordagens que são: modelo de Johnson Cook; modelo de Johnson Cook considerando o efeito da temperatura geral do material durante o processo; modelo de Johnson Cook considerando o efeito da temperatura geral do material durante o processo e o relaxamento de tensões residuais.

O modelo de 30 impactos de granalhas por ciclo tem um tempo de exposição de 61,25s por ciclo, para uma área tratada de 2mm x 2mm. Necessita 2 ciclos para cobrir 200% da superfície tratada, o que equivale a 122,5s de exposição, ou seja, 2mn de jateamento. O arranjo das granalhas foi já descrito anteriormente e foi simulado só 1 ciclo de impactos de granalhas, pois como foi relatado anteriormente, as 30 granalhas são suficientes para simular uma cobertura de 100%. As Figuras 5.3 e 5.4 mostram o modelo geométrico, assim como as condições de contorno e a malha de elementos finitos usados na análise de impactos das 30 granalhas.

Figura 5.3 — Geometria do modelo numérico do JCG de 30 impactos de granalhas e as condições de contorno

Fonte: A autora (2018)

Figura 5.4 — Malha de elementos finitos usada na simulação do JCG de 30 impactos de granalhas

Fonte: A autora (2018)

5.3 ANÁLISES DE RESULTADOS.

5.3.1 Modelo de 30 impactos de granalhas por ciclo usando unicamente o modelo de Johnson-Cook.

Os resultados apresentados nas Fig. 5.5 e 5.6 representam as tensões residuais induzidas na direção X e Z, pelos 30 impactos de granalhas na modelagem numérica do processo do JCG, usando unicamente o modelo de Johnson-Cook. Pode-se observar tensões residuais de compressão nos pontos de impactos das granalhas e ao redor deles, e tensões de tração fora das endentações. Pode-se também notar, ao

longo da profundidade, a camada de tensões residuais de compressão formada na zona de contato e a camada de tensões residuais de tração abaixo das de compressão. Assim como é possível perceber a curva das endentações no plano de corte.

Figura 5.5 — Tensões residuais na direção X resultante da modelagem numérica do processo de JCG usando o modelo de Johnson-Cook

Fonte: A autora (2018)

Figura 5.6 — Tensões residuais na direção Z resultante da modelagem numérica do processo de JCG usando o modelo de Johnson-Cook

Fonte: A autora (2018)

A Figura 5.7 mostra os contornos das tensões residuais nas direções X e Z, na superfície da geometria. As distribuições de tensões σ_x e σ_z são muito semelhantes e próximas da convergência perfeita, o que justifica o estado equi-biaxial de tensões referentes ao processo de JCG, ou seja, $\sigma_x = \sigma_z$ (KIM et al., 2012).

Figura 5.7 — Contornos das tensões residuais superficiais σ_x e σ_z na área tratada após os impactos das 30 granalhas usando o modelo de Johnson-Cook

Fonte: A autora (2018)

As endentações criadas pelos impactos das 30 granalhas podem ser observadas na Fig. 5.8. Percebe-se a diferença de tamanho, que se deve ao fato de que as granalhas têm três valores diferentes de diâmetro. Note-se também que a cobertura é quase completa para a simulação de um único ciclo (equivalente a 100% de cobertura).

Figura 5.8 — Vista superior da área da placa mostrando as endentações, para 1 ciclo de 30 sequências de impacto (equivalente a 100% de cobertura), usando o modelo de Johnson-Cook

Fonte: A autora (2018)

Neste estudo, avaliamos as distribuições das tensões residuais ao longo da profundidade da geometria, por meio do programa Matlab, usando o mesmo procedimento de Calle (2009) que consiste em calcular a média das tensões para todos os nós em dada área do corpo, em cada nível da profundidade. Foram

analisadas cinco regiões de diâmetros 0,1 mm x 0,1 mm, 0,3 mm x 0,3 mm, 0,5 mm x 0,5 mm, 0,5 mm x 0,5 mm e 1 mm x 1mm. As Figuras 5.9 e 5.10 mostram os perfis das tensões residuais nas direções X e Z resultante da simulação do processo de JCG para o modelo de cobertura de 30 impactos por ciclos, usando somente o modelo de Johnson-Cook. A primeira coisa que se pode observar é a equi-biaxialidade do estado de tensões, pois os perfis das tensões residuais para cada região nas direções X e Z são quase iguais.

Outra observação é o fato de que as amplitudes das tensões residuais de compressões na região de raio de 0,1 mm são muito mais elevadas que nas outras regiões analisadas. Isso é devido ao fato de que esta região só cobre um ponto de impacto, enquanto as outras regiões estendem-se sobre vários pontos de impacto. Os resultados também demonstram que um estado de tensão uniforme foi alcançado, pois, exceto na região de raio 0,1 mm, os perfis de tensão residual de todas as áreas dadas tendem a convergir para uma única curva para as distribuições de tensões residuais σ_x e σ_z . O que é normal, pois a cobertura é quase completa na área tratada que é de 2 mm x 2 mm.

Figura 5.9 — Distribuição das tensões residuais na direção X resultante da modelagem numérica do processo de JCG usando o modelo de Johnson-Cook

Fonte: A autora (2018)

Figura 5.10 — Distribuição das tensões residuais na direção Z resultante da modelagem numérica do processo de JCG usando o modelo de Johnson-Cook

Fonte: A autora (2018)

5.3.2 Modelo de 30 impactos de granalhas por ciclo considerando o efeito da temperatura geral no material

As Figuras 5.11 e 5.12 mostram as tensões residuais induzidas, na direção X e Z, pelos 30 impactos de granalhas para a modelagem numérica do processo do JCG, usando o modelo de Johnson-Cook e, considerando o efeito da temperatura geral no material com $C_T = 0,8$. Como nos resultados precedentes, pode-se notar tensões residuais de compressão nos pontos de impactos das granalhas e ao redor deles, e tensões de tração fora das endentações; e observar também, ao longo da profundidade, a camada de tensões residuais de compressão formada na zona de contato e a camada de tensões residuais de tração abaixo das de compressão. A curva das endentações no plano de corte é mais pronunciada que a de 30 impactos por ciclo sem considerar o efeito da temperatura geral do material.

Na Figura 5.13, são apresentados os contornos das tensões residuais, nas direções X e Z, na superfície da geometria. As distribuições de tensões σ_x e σ_z também são muito semelhantes e próximas da convergência perfeita, o que caracteriza mais uma vez um estado equi-biaxial de tensões referente ao processo de JCG ($\sigma_x = \sigma_z$).

Figura 5.11 — Tensões residuais na direção X resultante da modelagem numérica do processo de JCG usando o modelo de Johnson-Cook e, considerando o efeito da temperatura geral no material com $C_T = 0,8$

Fonte: A autora (2018)

Figura 5.12 — Tensões residuais na direção Z resultante da modelagem numérica do processo de JCG usando o modelo de Johnson-Cook e, considerando o efeito da temperatura geral no material com $C_T = 0,8$

Fonte: A autora (2018)

As endentações criadas pelos impactos das 30 granalhas nos 30 pontos de impactos são evidenciadas na Fig. 5.14. Além da diferença de tamanho devido aos três valores diferentes de diâmetro das granalhas, percebe-se também que a cobertura é quase completa.

Figura 5.13 — Contornos das tensões residuais superficiais σ_x e σ_z na área tratada após os impactos das 30 granalhas usando o modelo de Johnson-Cook e, considerando o efeito da temperatura geral no material com $C_T = 0,8$

Fonte: A autora (2018)

Figura 5.14 — Vista superior da área da placa mostrando as endentações, usando o modelo de Johnson-Cook e, considerando o efeito da temperatura geral no material com $C_T = 0,8$

Fonte: A autora (2018)

Os perfis das tensões residuais nas direções X e Z resultantes da simulação do processo de JCG para o modelo de cobertura de 30-impactos por ciclo, considerando o efeito da temperatura geral, são apresentados nas Fig. 5.15 e 5.16. Pode-se observar uma diminuição no valor absoluto das tensões residuais, enquanto a profundidade da camada de tensão residual de compressão (h_p) é maior que a do modelo de cobertura de 30 impactos por ciclo sem considerar a temperatura geral do material.

Figura 5.15 — Distribuição das tensões residuais na direção X resultante da modelagem numérica do processo de JCG usando o modelo de Johnson-Cook e, considerando o efeito da temperatura geral no material com $C_T = 0,8$

Fonte: A autora (2018)

Figura 5.16 — Distribuição das tensões residuais na direção Z resultante da modelagem numérica do processo de JCG usando o modelo de Johnson-Cook e, considerando o efeito da temperatura geral no material com $C_T = 0,8$

Fonte: A autora (2018)

5.3.3 Modelo de 30 impactos de granalhas por ciclo considerando o relaxamento de tensões residuais devido à temperatura

Baseado na pesquisa de Rouquette et al. (2009) e, Hu et al. (2017) que indica que a temperatura em uma certa superfície de impacto atinge até 1083 K (809,85 °C) no final do processo de JCG, o relaxamento das tensões residuais durante o processo de JCG foi contabilizado, na modelagem numérica, da seguinte forma:

- Na superfície do componente até uma profundidade de 0,2 mm, foi considerada uma temperatura média de 400°C nos pontos de impactos e de 200°C no restante do material;
- De 0,2 a 0,3 de profundidade, a temperatura média foi de 375°C nos pontos de impacto e de 175°C no restante do material;
- De 0,3 a 0,4 de profundidade, foi considerada uma temperatura média de 300°C nos pontos de impacto e de 100°C no restante do material;
- De 0,4 a 1 de profundidade, a temperatura média foi de 100°C nos pontos de impacto e de 50°C no restante do material;
- Foi considerado um tempo de jateamento de 2 mn.

O cálculo de relaxamento foi feito para cada nó antes de usar o procedimento de Calle (2009) para avaliar os perfis de tensões residuais. Como pode ser observado nas Fig. 5.17 e 5.18, as tensões residuais relaxaram muito e os valores ficaram mais próximos dos valores experimentais (Fig. 4.21).

Figura 5.17 — Distribuição das tensões residuais na direção X resultante da modelagem numérica do processo de JCG considerando o relaxamento térmico das tensões residuais

Fonte: A autora (2018)

Figura 5.18 — Distribuição das tensões residuais na direção Z resultante da modelagem numérica do processo de JCG considerando o relaxamento térmico das tensões residuais

Fonte: A autora (2018)

5.3.4 Comparação entre os resultados da modelagem numérica proposta pelo JCG, do ensaio de difração de raios-X e de outras modelagens

Encontrou-se na literatura uma modelagem numérica que avalia as tensões residuais para o aço estudado neste trabalho, o aço AISI 5160. A modelagem em questão é a modelagem numérica de Calle (2009). Na modelagem, Calle (2008) considerou: um modelo de contato com atrito entre as superfícies em contato; um modelo multilinear, elasto-plástico, isotrópico e sensível às altas taxas de deformação para representar o comportamento mecânico do material através do modelo de Cowper Symond; a velocidade real das granalhas e o efeito dos múltiplos impactos de granalha.

A Tabela 5.2 apresenta uma análise comparativa dos resultados da modelagem por elementos finitos desenvolvida neste trabalho com os resultados das tensões residuais medidas pela técnica de difração de raios-X e com os resultados numéricos obtidos por Calle (2009).

Tabela 5.2 – Comparação dos valores característicos das distribuições de tensões residuais geradas a partir da modelagem numérica do JCG com os resultados experimentais e os resultados de Calle (2009).

	σ_{sup}^r (MPa)	$\sigma_{m\acute{a}x}^r$ (MPa)	$h_{\sigma_{m\acute{a}x}^r}$ (mm)	h_p (mm)
Calle (2009)	-695	-1497	0,1	0,28
30 impactos sem C_T	-581,6	-1122,6	0,1	0,28
30 impactos com C_T	-502,5	-990,1	0,11	0,32
30 impactos com C_T e o relaxamento de tensões residuais	-363,9	-612,9	0,11	0,32
Raios-X	-347	-509	0,12	0,43

Fonte: A autora (2018)

$h_{\sigma_{m\acute{a}x}^r}$ representa a profundidade na qual o valor da tensão residual de compressão é máximo. É importante lembrar que os valores para o modelo de cobertura de 30 impactos por ciclo foram obtidos pela simulação de um ciclo só. Observa-se, também, na Tabela 5.2 que os resultados da modelagem numérica

considerando só o modelo de Johnson-Cook são melhores do que os de Calle (2009), mesmo que seja uma cobertura de 100%. O efeito da temperatura geral do material aumenta a camada de tensões residuais de compressões, enquanto o relaxamento térmico diminuiu os valores absolutos das tensões.

5.4 CONCLUSÕES

A introdução do modelo de Johnson-Cook, do efeito da temperatura geral do material e do relaxamento térmico das tensões residuais durante o processo de JCG, e da consideração da cobertura real do processo de JCG na modelagem numérica levaram os resultados da simulação a ficarem mais próximos dos obtidos experimentalmente quando comparados aos resultados numéricos do Calle (2009).

6 INCORPORAÇÃO DAS TENSÕES RESIDUAIS NUM MODELO DE ELEMENTOS FINITOS

6.1 INTRODUÇÃO

A análise numérico-computacional da influência do processo de jateamento com granalha na propagação de trinca ou na vida à fadiga dos materiais necessita que as tensões residuais geradas pelo processo sejam consideradas no cálculo do modelo numérico de análise da fratura do componente. Portanto, incorporar a distribuição e a magnitude das tensões residuais geradas pelo jateamento com granalhas nesse modelo numérico é necessário para uma melhor avaliação da vida útil dos componentes.

Metodologias de reconstrução de campo completo de distribuição de tensão residual dentro de componentes de engenharia a partir de medições experimentais ou de resultados de simulações dinâmicas foram desenvolvidas ao longo das últimas décadas e obtiveram grande atenção. O método mais usado é o método de reconstrução de deformações inelásticas (Eigenstrain Reconstruction Method 'ERM'), baseado no problema inverso da teoria de ERM, que foi desenvolvido por Korsunsky (2005). Nesse método, utiliza-se uma combinação de análise de elementos finitos e base distribuída de deformação que combina caracterização experimental ou numérica em termos de deformações elásticas residuais (KORSUNSKY ET AL., 2007; KORSUNSKY, 2005, 2009; JUN E KORSUNSKY, 2010).

O “Eigenstrain”, deformações inelásticas, é uma combinação de todas as deformações não elásticas, incompatíveis, estabelecidas durante o processamento de um material (KORSUNSKY, 2005). Ou seja, o campo de deformações inelásticas é definido com referência à deformação elástica da estrutura e reproduz todo o estado de tensão residual quando o comportamento do material é elástico; portanto, as deformações inelásticas não são meramente uma soma das várias deformações não lineares. Geralmente, a aplicação do método é dividida em três etapas: a medição do campo de tensão residual em uma determinada área da amostra ou sua determinação de forma numérica a partir de simulação dinâmica; o cálculo dos valores das deformações inelásticas e a aplicação das deformações inelásticas na mesma amostra para conhecer todo o seu campo de tensão residual (SALVATI, KORSUNSKY; 2018).

Uma alternativa ao uso das deformações inelásticas é a incorporação direta dos valores das tensões residuais como uma condição inicial para a simulação da introdução de fissuras e carregamentos aplicados (BROULIDAKIS, 2013).

No entanto, limitações permanecem nessas abordagens, e a maior delas é o fato de essas abordagens não levarem em conta a rugosidade da área jateada. De fato, a determinação do campo de tensão residual pela imposição da distribuição das deformações inelásticas é feita em um modelo de elementos finitos elástico linear da geometria. É isso que impede a deformação da geometria e, portanto, a não existência das endentações devido aos impactos das granalhas. Isso também ocorre no caso da inserção direta das tensões residuais no modelo numérico. Como se constata nas Fig. 6.1 e Fig. 6.2, a distribuição das tensões residuais é uniforme em cada camada de profundidade da geometria, o que não reflete a realidade do processo de jateamento com granalhas, pois as tensões residuais não são uniformes em uma determinada superfície por causa das endentações. As amplitudes em cada ponto da superfície são bem diferentes e variam de compressivas a trativas. É por isso que, um jateamento com granalhas muito severo, em vez de trazer benefício aumentando a vida útil dos componentes, pode gerar o efeito contrário, criando microtrincas ou pontos de tensões residuais trativas elevadas que aceleram a iniciação de trinca. Portanto, estudar a influência do processo de jateamento com granalhas usando um método para incorporar as tensões residuais no modelo numérico que não leva em consideração as endentações, pode induzir a erros numéricos.

No presente estudo, a fim de superar essas limitações, uma nova abordagem, baseada na utilização dos resultados dos deslocamentos da simulação dinâmica como carregamentos iniciais, foi desenvolvida e aplicada para a cobertura dos 30 impactos de granalhas.

Figura 6.1 — Distribuição das tensões residuais usando o método de reconstrução de deformações inelásticas

Fonte: Salvati e Korsunsky (2018)

Figura 6.2 — Distribuição das tensões residuais usando o método de incorporação direta dos valores das tensões residuais

Fonte: Broulidakis (2013)

6.2 ABORDAGEM PROPOSTA

A fim de investigar o efeito do processo de jateamento com granalhas na propagação de trinca, foi proposto um método para incorporar a distribuição de tensões residuais devido ao processo no modelo numérico da análise de fratura. A abordagem proposta consiste na inclusão das tensões residuais na análise de elementos finitos usando os resultados dos deslocamentos da simulação dinâmica. De fato, para reconstruir o campo de tensão residual, foi utilizada uma equação simples, Eq. 6.1, na qual os deslocamentos dinâmicos nas três direções, X , Y e Z (u_{xd} , u_{dy} e u_{zd}), foram multiplicados por fatores. O parâmetro α rege os valores das tensões

residuais nas direções X e Z, enquanto o parâmetro β controla a profundidade dessas tensões.

$$\begin{cases} u_{xs} = \alpha u_{xd} \\ u_{ys} = \beta u_{yd} \\ u_{zs} = \alpha u_{zd} \end{cases} \quad (6.1)$$

Na abordagem atual, o campo de tensões residuais gerado pela simulação dinâmica será reconstruído primeiramente aplicando a distribuição dos deslocamentos como carregamento inicial na superfície da geometria, sem esquecer as condições de contorno, usando a equação proposta (Eq 6.1), na primeira etapa da análise. Depois, no segundo passo, ela é retirada e só permanecem as tensões residuais devido à deformação plástica do material. Uma vez que o campo de tensões residuais é introduzido no modelo numérico, a análise de fadiga ou da estrutura defeituosa pode ser executada. Durante essa análise de fratura, as tensões residuais e externas atuam juntas sobre o material. Qualquer nova deformação plástica é resultado da aplicação dessas duas tensões. Portanto, essa técnica de análise permite a interação não linear das tensões residuais e do carregamento aplicado, o que não é contabilizado ao aplicar abordagens globais.

6.3 ANÁLISE DE RESULTADOS

Utilizando o método proposto, reconstruiu-se a distribuição de tensões residuais gerada na análise dinâmica, num modelo de elementos finitos para análise estática. O modelo elasto-plástico representada pela equação de Ludwig (Eq. 5.1) foi utilizada para descrever o comportamento mecânico do aço AISI 5160 e, os valores σ_y , C_r e n são, respetivamente, iguais às constantes do modelo de Johnson-Cook A , B e n que representam o comportamento quase-estático do material. As dimensões da geometria da chapa são as mesmas utilizadas na simulação dinâmica.

Nas Figuras 6.3 e 6.4, apresentam-se os perfis das tensões residuais nas direções X e Z resultantes da simulação de reconstrução de campo de tensões residuais para o modelo de cobertura de 30 impactos por ciclo, usando a Eq. 6.1, com $\alpha = 2$ e $\beta = 2,2$. Foram escolhidos esses valores para obter um campo de tensões

residuais próximo dos valores experimentais. Pode-se observar que o estado equibiaxial de tensões referente ao processo de JCG ($\sigma_x = \sigma_z$) foi também alcançado na simulação estática. A Figura 6.5 mostra os contornos das tensões residuais nas direções X e Z, na superfície da geometria e as endentações. Observe-se uma semelhança com aqueles da simulação dinâmica.

Figura 6.3 — Perfis das tensões residuais nas direções X resultantes da simulação de reconstrução de campo de tensões residuais (com $\alpha = 2$ e $\beta = 2,2$)

Fonte: A autora (2018)

Figura 6.4 — Perfis das tensões residuais nas direções Z resultantes da simulação de reconstrução de campo de tensões residuais (com $\alpha = 2$ e $\beta = 2,2$)

Fonte: A autora (2018)

Figura 6.5— contornos das tensões residuais, nas direções X e Z, na superfície da geometria e as endentações (com $\alpha = 2$ e $\beta = 2,2$)

Fonte: A autora (2018)

6.4 Conclusão

A abordagem proposta permitiu a determinação aproximada do campo de tensões residuais na área jateada do componente. Além de satisfazer as condições de equilíbrio, o método é de fácil aplicação. Esse é um aperfeiçoamento significativo em relação às outras abordagens apresentadas na literatura. Conclui-se que o método proposto é uma ferramenta eficiente para incorporação de tensões residuais em modelo numérico para a análise de fratura de componentes de engenharia.

7 ANÁLISE NUMÉRICA DO EFEITO DO JATEAMENTO COM GRANALHA NA PROPAGAÇÃO DE TRINCA

7.1 PROPAGAÇÃO DE TRINCA POR TRAÇÃO

7.1.1 Configuração e dimensões do corpo de prova:

A geometria do corpo de prova, do tipo tração-compacto C(T) com uma trinca passante, foi usada nas simulações. As dimensões foram determinadas de acordo com a norma ASTM E1290 – 02 (2005) e mostradas na Fig. 7.1. A espessura usada foi de 5 mm.

Figura 7.1 — Dimensões do corpo de prova do tipo CT para os ensaios de propagação de trinca

Fonte: ASTM E1290 – 02 (2005)

7.1.2 Metodologia

As simulações computacionais de propagação de trincas foram feitas em três dimensões com o programa de elementos finitos ANSYS, versão 16.0. A geometria e dimensões descritas na seção anterior foram utilizadas. Uma força de 10000 N e uma condição de contorno de engaste foram aplicadas de acordo com a Fig. 7.2 (Modo I de propagação de trinca), e a malha foi refinada na zona da trinca (Fig. 7.2). A análise pelo método de elementos finitos forneceu os valores dos fatores de intensificação de tensões K_I e da integral de Rice J . Primeiramente, a propagação de trinca foi simulada sem a presença de tensões residuais e depois com a presença de tensões residuais,

usando o método de incorporação proposto. Os deslocamentos foram aplicados nas superfícies superior e inferior da geometria para incorporar as tensões residuais nos dois lados da geometria. Para descrever o comportamento elasto-plástico do material, o aço AISI 5160, foi utilizada também a equação de Ludwig (Eq. 5.1) conforme explicado na seção 6.3.

Figura 7.2 — Modelo geométrico do corpo de prova do tipo CT com as condições de contornos e força aplicada, e malha de elementos finitos usada para a simulação de propagação de trinca por tração

Fonte: A autora (2018)

7.1.3 Resultados

7.1.3.1 Ausência de tensões residuais

Os gráficos do fator de intensificação de tensões K_I e da integral J de Rice (1968) obtidos estão ilustrados nas Fig. 7.3 e Fig. 7.4, e seus valores relevantes também estão expostos na Tabela 7.1.

Os valores do contorno 1, que é o contorno mais próximo da trinca, são menores do que os valores dos outros contornos. Encontram-se os valores máximos dos parâmetros no meio da trinca, enquanto os valores mínimos estão nas bordas da trinca. Isso é uma característica de uma trinca passante. Observe-se também que no caso do K_I , exceto a curva do contorno 1, as curvas dos outros contornos se fundem numa linha; e no caso de J , elas são bem próximas umas das outras.

Figura 7.3 — Fator de intensificação de tensões K_I ($MPa\sqrt{mm}$) versus comprimento da frente da trinca (mm), sem presença de tensões residuais

Fonte: A autora (2018)

Figura 7.4 — Integral J (mJ/mm^2) versus comprimento da frente da trinca (mm), sem presença de tensões residuais

Fonte: A autora (2018)

7.1.3.2 Presença de tensões residuais

As figuras 7.5 apresentam o plano geral e um plano mais detalhado do modelo geométrico do corpo de prova com presença de tensões residuais em volta da ponta da trinca. Percebe-se a borda da ponta da trinca deformada pelas endentações.

Figura 7.5 — Modelo geométrico e plano mais detalhado do corpo de prova com presença de tensões residuais em volta da ponta da trinca, resultantes da simulação de reconstrução de campo de tensões residuais (com $\alpha = 2$ e $\beta = 2,2$)

Fonte: A autora (2018)

Observando as Fig. 7.6 e 7.7, pode-se concluir que a introdução das tensões residuais nos dois lados da geometria foi um sucesso, pois os perfis das tensões residuais ao longo da profundidade, nas direções X e Z, são iguais nos dois lados da geometria.

Pode-se verificar, a partir dos gráficos de K_I e J gerados na presença de tensões residuais, Fig. 7.8 a 7.15, que os valores desses parâmetros de propagação de trinca são muito afetados nas superfícies do componente e nas camadas de material em baixo delas pela presença das tensões residuais. No entanto, os valores do meio da trinca não sofreram quase nenhuma alteração. Outra observação é que as curvas não se fundem mais numa linha nas regiões afetadas, pois a distribuição de tensões residuais é diferente para cada contorno.

Observando as Fig. 7.10, 7.11, 7.14 e 7.15, verifica-se que, quando a força é aplicada, há um aumento dos valores de K_I e J , ou seja, as larguras das curvas de K_I e J diminuíram, mas suas amplitudes também. Isto está de acordo com a literatura, visto que a força aplicada e as tensões residuais atuam juntas no nível do material.

Figura 7.6 — Perfis das tensões residuais nas direções X e Z, ao longo da profundidade a partir da superfície superior, resultantes da simulação de reconstrução de campo de tensões residuais (com $\alpha = 2$ e $\beta = 2,2$).

Fonte: A autora (2018)

Figura 7.7 — Perfis das tensões residuais nas direções X e Z, ao longo da profundidade a partir da superfície inferior, resultantes da simulação de reconstrução de campo de tensões residuais (com $\alpha = 2$ e $\beta = 2,2$).

Fonte: A autora (2018)

Figura 7.8 — Fator de intensificação de tensões K_I ($MPa\sqrt{mm}$) versus comprimento da frente da trinca (mm), com presença de tensões residuais sem força externa

Fonte: A autora (2018)

Figura 7.9 — Fator de intensificação de tensões K_I ($MPa\sqrt{mm}$) versus comprimento da frente da trinca (mm) nas camadas afetadas pela presença de tensões residuais sem força externa

Fonte: A autora (2018)

Figura 7.10 — Fator de intensificação de tensões K_I ($MPa\sqrt{mm}$) versus comprimento da frente da trinca (mm), com presença de tensões residuais e força aplicada

Fonte: A autora (2018)

Figura 7.11 — Fator de intensificação de tensões K_I ($MPa\sqrt{mm}$) versus comprimento da frente da trinca (mm), nas camadas afetadas pela presença de tensões residuais, com força aplicada

Fonte: A autora (2018)

Teoricamente, a integral- J deve ser sempre igual ou maior que zero por conta da independência do caminho da integral proposta por Rice (1968). No entanto, um campo de tensão residual é uma distribuição de tensão auto balanceada num corpo, e as imprecisões nos campos de tensão e deformação nesta região podem levar a

uma dependência de trajetória na avaliação da integral J . Quanto mais alto é o nível de tensões residuais introduzido, mais forte é a dependência da trajetória para a definição de J (LEI, O'DOWD e WEBSTER, 2000).

Figura 7.12 — Integral J (mJ/mm^2) versus comprimento da frente da trinca (mm), com presença de tensões residuais, sem força externa

Fonte: A autora (2018)

Figura 7.13 — Integral J (mJ/mm^2) versus comprimento da frente da trinca (mm), nas camadas afetadas pela presença de tensões residuais

Fonte: A autora (2018)

Portanto, como pode ser observado nas Fig. 7.12 e 7.13, temos valores negativos para quase todos os contornos, exceto o contorno 4, na ausência de carga externa; em contraste, a definição J fornece um valor J independente do caminho para todos os contornos, quando a força é aplicada (Fig. 7.14 e 7.15).

Figura 7.14 — Integral J (mJ/mm^2) versus comprimento da frente da trinca (mm), com presença de tensões residuais e força aplicada

Fonte: A autora (2018)

Figura 7.15 — Integral J (mJ/mm^2) versus comprimento da frente da trinca (mm), nas camadas afetadas pela presença de tensões residuais, com força aplicada

Fonte: A autora (2018)

7.1.4 Análise dos resultados

Os valores do fator de intensidade de tensões K_I e da integral de Rice J na Tabela 7.1 confirmam o que mostram os gráficos. No caso de uma trinca passante, as tensões residuais afetam as superfícies e as camadas em baixo delas, mas seu efeito é quase nulo no meio do comprimento da frente da trinca.

Tabela 7.1 – Valores relevantes do fator de intensidade de tensões K_I e da integral de Rice J

		Sem Tensões Residuais	30 impactos/ciclo	
			Sem força	Com força
K_I	Sup	950,9	-143,4	286,6
	$h_{\sigma_{m\acute{a}x}}^r$	1348	-1294	197,2
	meio	1669	23,18	1694
J	Sup	3,58	21,79	36,16
	$h_{\sigma_{m\acute{a}x}}^r$	10,53	65,22	54,41
	meio	13,89	0	14,27

Fonte: A autora (2018)

7.1.5 Conclusão

O efeito do processo de jateamento com granalhas é quase nulo quando se trata de propagação de trinca por tração de uma trinca passante, a menos que a espessura do componente seja muito fina.

7.2 PROPAGAÇÃO DE TRINCA POR FADIGA

A fim de avaliar a influência do processo de jateamento com granalha na propagação de trinca por fadiga, foram utilizados dados de vida à fadiga gerados sob condições de carregamento uniaxial de amplitude constante, encontrados na literatura (COLOSIO, 2003), para determinar os parâmetros dos modelos de propagação de

trinca por fadiga. Depois, foi simulado o relaxamento de tensões residuais e, por fim, foi estimada a vida à fadiga na presença de tensões residuais.

7.2.1 Descrição dos dados experimentais disponíveis na literatura

Os dados experimentais foram obtidos por meio de ensaios de propagação da trinca por fadiga uniaxial, razão de carga $R = 0,1$ e carregamento cíclico com onda senoidal em corpos de prova do tipo C(T), confeccionados de acordo com a norma ASTM E647, como mostrado esquematicamente na Fig. 7.16. O material utilizado para a fabricação dos corpos de prova foi um aço SAE5160 com e sem tratamento térmico. Os ensaios foram realizados de acordo com a mesma norma, ASTM E647, em um sistema sevo-hidráulico MTS modelo 810.23M, com capacidade de 250 KN. Várias curvas $da/dN - \Delta K$ foram levantadas, mas foram só utilizados neste trabalho os dados dos ensaios feitos com o material de classe TR (temperado e revenido: microestrutura martensítica), que é o mesmo material usado neste estudo.

Figura 7.16 — Dimensões do corpo de prova do tipo CT para os ensaios de propagação de trinca

Fonte: Colosio (2003)

7.2.2 Identificação de parâmetros

7.2.2.1 Parâmetros do modelo constitutivo de encruamento de Chaboche

Os parâmetros do modelo de Chaboche usados nessa parte foram obtidos ajustando-se a curva de amplitude de tensão (σ_a) versus amplitude de deformação plástica (ϵ_{pa}) descrita por esse modelo, Eq. (3.12), à curva experimental expressa pela Eq. (2.5) (BEUGRE, 2014), usando dados cíclicos encontrados na literatura. Assim, temos para o material AISI 5160, a tensão de escoamento cíclico $\sigma_y = 1278,5 \text{ MPa}$, e as constantes da parte plástica da curva experimental são: $K' = 1964 \text{ MPa}$ e $n' = 0,099$. Esses valores foram retirados do site eFatigue.com desenvolvido pelo Professor Darrell Socie para cálculo de fadiga multiaxial. O ajuste de curvas foi realizado por meio de um método de regressão não linear, utilizando-se a função nlinfit do MATLAB.

A figura 7.17 apresenta o resultado do ajuste de curvas tensão-deformação, onde se observa que o uso do modelo de Chaboche com 2 termos não-lineares e 1 termo linear permite uma descrição bastante satisfatória da curva experimental. A Tabela 7.2 mostra os parâmetros do modelo elasto-plástico de Chaboche obtidos para o aço AISI 5160.

Figura 7.17 — Comparação entre as curvas σ_a vs. ϵ_{pa} experimentais do aço AISI 5160 e as obtidas com o modelo de Chaboche com 2 termos não-lineares e 1 termo linear

Fonte: A autora (2018)

Tabela 7.2 – Parâmetros do modelo de Chaboche para o aço AISI 5160

$c^{(1)}$ (MPa)	$\zeta^{(1)}$	$c^{(2)}$ (MPa)	$\zeta^{(2)}$	$c^{(3)}$ (MPa)	$\zeta^{(3)}$	σ_0 (MPa)
20433	75	4879	15	1429	0	1096

Fonte: A autora (2018)

7.2.2.2 Parâmetros dos modelos de propagação de trinca por fadiga

Para a propagação de trinca foram usadas as leis de Paris e de Forman usando a variação do fator de intensificação de tensões ΔK e, o modelo de Dowling-Begley e o modelo de Rozumek foram utilizados com o parâmetro ΔJ da integral J de Rice (1968). As constantes dos diferentes modelos foram obtidas com dados experimentais, $da/dN - \Delta K$ do ensaio do corpo de prova CP01B, da pesquisa de Colosio (2003). Os valores $K_c = 157,864 \text{ MPa}\sqrt{m}$ e $J_c = 0,123 \text{ MPa}\cdot m$ foram calculados de acordo com a norma de ASTM E647-11 (2011), e a Tabela 7.3 mostra os valores dos diferentes parâmetros dos modelos.

Tabela 7.3 – Parâmetros dos modelos de propagação de trinca.

Lei	C	n
Paris	2,56e-11	2,774
Forman	4,65e-9	2,644
Dowling e Begley	7,53e-4	1,417
Rozumek	6,918e-5	1,406

Fonte: A autora (2018)

7.2.3 Validação dos parâmetros

A validação dos parâmetros dos modelos de Chaboche e de propagação de trinca por fadiga foi feita através da comparação de resultados experimentais, do ensaio do corpo de prova CP03 da pesquisa de Colosio (2003), com resultados numéricos obtidos nas simulações da propagação de trinca por fadiga.

7.2.3.1 Metodologia

A modelagem da propagação de trincas por fadiga foi feita em três dimensões. Conforme a Fig. 7.16, o corpo de prova foi modelado de acordo com as dimensões daqueles usados para os ensaios experimentais. O modelo de encruamento cinemático de Chaboche, usando os valores da tabela 7.2, foi usado para análise de tensão-deformação. Foram simulados 10 ciclos por segundo conforme a frequência experimental; a força aplicada, calculada a partir dos fatores de intensidade de tensões, foi de 2766,3 N. A seguir, descreve-se o procedimento utilizado para integração numérica da trinca de acordo com o procedimento geral no caso de uma trinca passante (MIRANDA, 2003):

- Escolha de um incremento de trinca adequado, $\Delta a_i = a_{i+1} - a_i$, pequeno o suficiente para se ter boa precisão, mas sem causar um excessivo esforço de cálculo;
- Cálculo de ΔK_i e ΔJ_i para o comprimento médio da trinca $(a_{i+1} - a_i)/2$;
- Determinação de da/dN para esse ΔK_i ou ΔJ_i usando os modelos de propagação de trinca por fadiga;
- Cálculo de ΔN_i para $\Delta a_i/(da/dN)$.

Consequentemente, o número total de ciclos é dado pela Eq. 7.2:

$$N = \sum \Delta N_i \quad (7.1)$$

As simulações computacionais de propagação de trincas foram feitas com o programa de elementos finitos ANSYS, versão 16.0. A malha foi refinada na zona da trinca, e foram simulados só 10 ciclos que são suficientes para obter o laço de histerese estabilizado. A força foi aplicada com uma razão de $R=0,1$, e foram calculados os valores ΔK_i e ΔJ_i do último ciclo a partir dos valores de K_{max} , K_{min} , J_{max} e J_{min} , para cada incremento de trinca, Δa_i .

Os números de ciclos foram calculados usando rotinas escritas em Matlab, e os resultados numéricos foram comparados com os dados experimentais, $da/dN - \Delta K$, do ensaio do corpo de prova CP03.

7.2.3.2 Resultados

As figuras a seguir mostram uma comparação entre os resultados numéricos, obtidos a partir das simulações com o programa de elementos finitos ANSYS (versão 16.0), e experimentais obtidos por Colosio (2003) para o corpo de prova de tipo C(T) sem jateamento com granalhas. Esses resultados foram gerados a partir de 42 simulações computacionais para as previsões do crescimento da trinca em amostras correspondentes às utilizadas nos ensaios de laboratório feitos por Colosio (2003).

Observa-se que as curvas obtidas por simulação computacional fornecem previsões bastante satisfatórias do número de ciclos necessários para a trinca atingir o tamanho crítico. Analisando-se as figuras, observa-se que os resultados das simulações tendem a ser ligeiramente menores nas faixas iniciais e se igualar com os dados experimentais na faixa do meio, que corresponde à parte II da propagação de trinca (Fig. 7.18 a 7.21).

Nas curvas que relacionam o número de ciclos (N) com o comprimento de trinca (a), Fig. 7.21, é possível observar que a previsão usando o parâmetro ΔJ é conservadora. Ou seja, os valores numéricos de número de ciclos (N) são menores comparados aos experimentais.

Figura 7.18 — Curvas $\log(da/dN)$ versus $\log(\Delta K)$

Fonte: A autora (2018)

Figura 7.19 — Curvas a (tamanho da trinca) versus N

Fonte: A autora (2018)

Figura 7.20 — Curvas $\log(da/dN)$ versus $\log(\Delta J)$.

Fonte: A autora (2018)

Figura 7.21 — Curvas a (tamanho da trinca) versus N

Fonte: A autora (2018)

7.2.4 Propagação de trinca por fadiga na presença de tensões residuais

7.2.4.1 Metodologia

A metodologia foi igual à metodologia de propagação de trinca por fadiga na ausência das tensões residuais para validação dos parâmetros dos modelos. A diferença está no fato de as tensões residuais terem sido incorporadas antes de se simular o carregamento cíclico.

7.2.4.2 Relaxamento das tensões residuais

No intuito de melhor visualizar o relaxamento das tensões residuais sob carregamento cíclico, foi utilizada a mesma geometria do corpo de prova do tipo C(T) na Fig. 7.16, mas com uma espessura de 5 mm na simulação com o programa de elementos finitos ANSYS (versão 16.0). A força aplicada foi de 10000 N e foram simulados 20 ciclos com $R = -1$ para poder analisar o campo de tensões residuais quando a força cíclica é nula. Foram incorporadas as tensões residuais usando a Eq.6.1 com $\alpha = 2$ e $\beta = 2,2$. Percebe-se na Fig. 7.22 uma diminuição nos valores absolutos das tensões residuais depois de quatro ciclos de carregamento.

Figura 7.22 — Modelo geométrico do corpo de prova com presença de tensões residuais em volta da ponta da trinca antes e depois de quatro ciclos

Fonte: A autora (2018)

A partir dos dados da simulação ilustrados na Fig. 7.23, é importante notar que as tensões residuais compressivas depois do primeiro ciclo de carregamento se relaxaram em mais de 38% e mais de 47% depois do segundo ciclo. Verificou-se também que a taxa de relaxamento de tensões residuais foi drástica, por conta da amplitude de tensão de fadiga muito elevada na frente da trinca, nos dois ciclos iniciais de fadiga e depois o relaxamento das tensões residuais induzidas por JCG é quase nulo para os outros ciclos de carregamento.

Figura 7.23 — Relaxamento da tensão residual antes e depois dos carregamentos cíclicos na frente da trinca

Fonte: A autora (2018)

Conforme mostrado nas Fig. 7.24 e 7.25, o relaxamento das tensões residuais em dois pontos de impacto longe da frente da trinca é quase inexistente. Pois uma menor amplitude de tensão causará um relaxamento cíclico menor; entretanto, altos picos de carga de fadiga alteram consideravelmente as tensões residuais. Esta alteração diminui o efeito benéfico do JCG sobre a resistência à fadiga.

Figura 7.24 — Relaxamento da tensão residual antes e depois dos carregamentos cíclicos no ponto de coordenada $x = -0,67$ e $z = 0,3$, em mm

Fonte: A autora (2018)

Figura 7.25 — Relaxamento da tensão residual antes e depois dos carregamentos cíclicos no ponto de coordenada $x = 0,5$ e $z = -0,83$, em mm

Fonte: A autora (2018)

7.2.4.3 Influência das tensões residuais na propagação de trinca por fadiga

O efeito do processo de JCG na propagação de trinca por fadiga da liga de aço AISI 5160 foi analisado utilizando o modelo de cobertura de 30 impactos por ciclo e a Eq. 6.1, com $\alpha = 2$ e $\beta = 2,2$, para a incorporação das tensões residuais no modelo geométrico de um corpo de prova do tipo C(T), Fig. 7.16, com uma espessura de 0,5 mm. A força aplicada foi de 138,315 N, segundo o Modo I de propagação da trinca, com $R = 0,1$. Foram simulados somente 5 ciclos de carregamento, o suficiente para se obter uma estabilização nos valores das tensões residuais de acordo com os resultados obtidos na seção 7.2.4.2.

Por falta de dados experimentais, foi simulado somente um incremento de trinca, $\Delta a = 0,3 \text{ mm}$, usando o programa de elementos finitos ANSYS (versão 16.0). A figura 7.26 mostra o plano geral e um plano mais detalhado do modelo geométrico do corpo de prova com presença de tensões residuais em volta da ponta da trinca.

Figura 7.26 — Plano geral e mais detalhado do modelo geométrico do corpo de prova com presença de tensões residuais em volta da ponta da trinca, resultantes da simulação de reconstrução de campo de tensões residuais (com $\alpha = 2$ e $\beta = 2,2$)

Fonte: A autora (2018)

A Figura 7.27 apresenta os valores das tensões na frente da trinca, sem e com presença de tensões residuais, geradas na solicitação máxima do carregamento aplicado durante o quinto ciclo. Percebe-se que as tensões residuais diminuiram consideravelmente os valores das tensões induzidas pela força aplicada.

Figura 7.27 — Tensões atuando na frente da trinca durante a sollicitação máxima

Fonte: A autora (2018)

As Figuras 7.28 a 7.29 mostram o efeito do processo do jateamento com granalhas nas curvas do fator de intensificação de tensões e a integral de Rice, K_I e J , versus o comprimento da trinca, para as modelagens numéricas sem e com JCG. Para as curvas obtidas na ausência de tensões residuais, observa-se, como na seção 7.1, que os valores máximos de K_I e J se encontram no meio do comprimento da frente da trinca, enquanto os valores menores estão nas bordas da frente da trinca, como ilustram as figuras. As observações para as curvas geradas na presença de tensões residuais são as mesmas que na seção 7.1. De fato, as tensões residuais afetaram muito os valores de K_I e J . Por serem tensões residuais de compressão, esses valores diminuiram bastante, o que vai resultar em um aumento considerável da vida à fadiga.

A Tabela 7.4 apresenta uma comparação entre os valores obtidos na ausência de tensões residuais e aqueles obtidos com a presença delas, a partir da modelagem numérica. Analisando-se os resultados encontrados, constata-se que ocorreu uma variação significativa nos valores da propagação de trinca por fadiga com o processo de jateamento com granalhas em volta da ponta da trinca quando comparado com o modelo sem tensões residuais. Esses resultados estão de acordo com os resultados experimentais na literatura, os quais mostraram um aumento significativo da vida à fadiga em componente submetido ao processo de jateamento com granalhas. No entanto, simular só um incremento de propagação de trinca não é suficiente para

analisar o efeito do processo de jateamento com granalha na propagação de trinca por fadiga num componente até a ruptura.

Figura 7.28 — Fator de intensificação de tensões K_I ($\text{MPa}\sqrt{\text{mm}}$) versus comprimento da frente da btrınca (mm), sem presença de tensões residuais, para a carga máxima

Fonte: A autora (2018)

Figura 7.29 — Integral J (mJ/mm^2) versus comprimento da frente da btrınca (mm), sem presença de tensões residuais, para a carga máxima

Fonte: A autora (2018)

Tabela 7.4 – Comparação dos valores característicos de propagação de trinca por fadiga num corpo sem e com jateamento com granalha em volta da ponta da trinca, $R = 0,1$ e $\Delta a = 0,3 \text{ mm}$.

	Sem JCG	Com JCG
$\Delta K_{num} (MPa\sqrt{mm})$	294,48	76,995
$\Delta J_{num} (mJ/mm^2)$	0,4295	0,0294
N_{Paris} (ciclos)	24028	992737
N_{Forman} (ciclos)	23473	856810
$N_{Dowling}$ (ciclos)	23505	1050000
$N_{Rozumek}$ (ciclos)	23440	1021526

Fonte: A autora (2018)

7.2.5 Conclusão

A avaliação da influência do processo de jateamento com granalha na propagação de trinca por fadiga do material aço AISI 5160 necessitou uma abordagem baseada no uso do modelo de encruamento cinemático de Chaboche para descrever o comportamento elasto-plástico do material, e de modelos de estimativa de vida à fadiga que relacionam a taxa de propagação de trinca por fadiga com as variações do Fator de Intensificação de Tensão (ΔK) e do parâmetro da Integral de Rice (ΔJ).

Os resultados numéricos obtidos na validação dos valores dos parâmetros dos modelos de propagação de trinca por fadiga, deram correlações satisfatórias com os dados experimentais. As simulações com presença de tensões residuais evidenciaram que o relaxamento das tensões residuais devido aos ciclos de carregamento ocorre nos primeiros ciclos de carregamentos, e é mais importante nos dois primeiros ciclos. Este resultado está de acordo com as observações experimentais na literatura. Também, observou-se que o processo de jateamento com granalhas, como mostrado na seção 7.1, provocou variação significativa nos valores dos parâmetros de propagação de trinca por fadiga e um amplo aumento nos números de ciclos.

8 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

O desenvolvimento deste estudo permitiu que se inferisse várias conclusões e recomendações. As mais relevantes são apresentadas nos itens a seguir.

8.1 CONCLUSÕES

As principais conclusões desta pesquisa são:

- A modelagem matemática do processo de jateamento com granalha desenvolvida neste trabalho resultou em valores de tensões residuais bem próximos aos obtidos experimentalmente;
- A consideração do efeito da temperatura no modelo constitutivo de Johnson-Cook para descrever o comportamento do material alvo é muito importante, pois demonstrou-se através da simulação do ensaio da SHPB que não se pode negligenciar o calor gerado durante o impacto a alta velocidade entre dois metais. Essa consideração aumentou a camada de tensões residuais de compressão quando comparado ao modelo de Cowper-Symonds, que não leva em conta o efeito da temperatura;
- O ajuste do modelo constitutivo de Johnson-Cook considerando o efeito de amolecimento do material devido ao aumento geral da temperatura no material durante o processo de jateamento com granalha aumentou mais ainda a profundidade de tensões residuais de compressão, aproximando-as mais do resultado experimental;
- Por ser um processo que gera muito calor, a introdução do relaxamento de tensões residuais na modelagem numérica do processo de Jateamento com granalha foi de suma importância. De fato, a avaliação final da distribuição de tensões residuais usando o modelo de Avrami levaram os valores absolutos das tensões resultantes da simulação dinâmica a ficarem muito próximos dos obtidos experimentalmente;
- A implementação da cobertura real do processo de jateamento com granalha permitiu uma melhor compreensão da distribuição das tensões residuais na superfície jateada.

- O cálculo do tempo de jateamento revelou ser muito importante, pois está relacionado à cobertura de jateamento, ao aumento da temperatura geral no material e ao relaxamento das tensões residuais. Na prática, é importante saber qual o tempo de jateamento para alcançar 200% de cobertura para não ir além e riscar de danificar o material. Além disso, um longo tempo de jateamento pode aumentar muito a temperatura do material amolecendo-o demais e também relaxar muito as tensões residuais induzidas durante o processo.
- A metodologia proposta para reconstrução do campo de tensões residuais do processo de jateamento com granalha num modelo numérico apresentou uma correlação satisfatória entre os perfis de tensão residuais da simulação estática e aqueles do resultado experimental. Além disso, as geometrias foram deformadas do mesmo modo. Estes dois pontos mostram que a aplicação do método proposto para a incorporação das tensões residuais do JCG na análise de elementos finitos foi bem-sucedida e refletiu melhor a realidade do processo de jateamento com granalha por causa das endentações que este reproduziu.
- Essa metodologia de reconstrução do campo de tensões residuais permitiu uma análise mais eficiente da influência do processo de jateamento com granalha na propagação de trinca.
- A investigação do efeito do processo de jateamento com granalha na propagação de trinca confirmou que o processo influencia os parâmetros de propagação de trinca nas regiões afetadas pelo processo.
- A distribuição não homogênea de tensões residuais por nível de profundidade afetou também os valores dos parâmetros de propagação de trinca nas regiões afetadas pelo processo, pois as curvas obtidas para diferentes contornos de análise não seguiram o mesmo padrão.
- Na análise de propagação de trinca por fadiga, não foi necessário calcular analiticamente o relaxamento de tensões residuais devido aos ciclos de carregamento. As tensões residuais relaxaram automaticamente durante a simulação numérica de acordo com as observações experimentais na

literatura. Isto comprova mais uma vez a eficiência da metodologia de reconstrução de campo de tensões residuais.

- A análise de fratura corroborou que o processo de jateamento é uma boa técnica para aumentar a vida em fadiga de materiais com pequenas trincas.
- Com o desenvolvimento deste trabalho, pode-se concluir que a abordagem proposta é eficiente e dá aos engenheiros a capacidade de investigar melhor a influência do processo de jateamento com granalha na propagação de trinca de um componente específico.

8.2 RECOMENDAÇÕES

Ao final deste estudo, pode-se apresentar as seguintes recomendações para trabalhos futuros:

- Usar outros modelos de matérias que levam em conta o efeito da temperatura com o objetivo de comparar com o modelo de Johnson-Cook que é amplamente utilizado na literatura;
- Realizar ensaios de caracterização do material estudado a diferentes temperaturas para uma determinação mais adequada dos parâmetros relacionados ao efeito da temperatura;
- Medir a temperatura no material durante o processo de jateamento para obter os valores médios certos.
- Relacionar o aumento da temperatura no material à velocidade das granalhas, cobertura e tempo de exposição, afim de escolher melhor os valores desses parâmetros do processo.
- Avaliar experimentalmente o relaxamento das tensões residuais através de comparações de perfis de tensões residuais por diferentes tempos de exposição.
- Aperfeiçoar a equação para a reconstrução do campo de tensões residuais de forma a levar em conta a tensão de escoamento do material.
- Usar uma integral de Rice J modificada que mantém a independência da trajetória.

- Propor uma nova metodologia para análise de fratura e fadiga em presença de tensões residuais decorrentes do processo do jateamento com granalha que vai levar em conta a não uniformidade da distribuição de tensões residuais.
- Efetuar ensaios de propagação de trinca por fadiga para avaliar o comportamento de amostras jateadas com diferentes velocidades e tempos de exposição.
- Avaliar a influência do processo de jateamento com granalha na propagação de diferentes formas e comprimentos de trinca e de defeitos de fabricação.
- Avaliar experimentalmente a abordagem proposta para a análise de fratura.

9 REFERÊNCIAS

- ALMEIDA, D. F. F. **Determinação das tensões residuais e deformações resultantes do processo de soldadura TIG através do Método dos Elementos Finitos**. Dissertação (mestrado) – Universidade de Lisboa, Lisboa, 2012.
- ALMEN, J.O. Shot blasting to increase fatigue resistance. **SAE Journal**, v. 51, p. 248–268, 1943.
- Al-Obaid, Y.F. Shot peening mechanics: experimental and theoretical analysis. **Mech. Mater**, v.19, p. 251–260, 1995.
- AMARAL, A. G. B. **Análise de tensões com ultrassom em tubos soldados por resistência elétrica**. 2012. 120 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2012.
- AMANTE, D. A. M. **Imperfeições de fabricação na construção naval e Offshore**. 80 p. Trabalho de Conclusão de Curso (Bacharel em Engenharia Naval) – Escola Politécnica da Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2006.
- AMIRAT, A. et. al. Reliability assessment of underground pipelines under the combined effect of active corrosion and residual stress. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v. 83, p. 107–117, 2006.
- AMOROS, R. T. **Avaliação de Tensões Residuais em chapas planas de aço carbono, destinadas a processos de corte a laser, pelo método da anisotropia planar**. 2008. 147 p. Dissertação (Mestrado em Geração e Transferência de tecnologia) – Instituto de Tecnologia para o Desenvolvimento, Instituto de Engenharia do Paraná, Curitiba, 2008.
- ARMSTRONG, P.J., FREDERICK, C.O. A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect. **Materials at High Temperatures**, v. 24, n. 1, p. 1-26, 1966.
- ANDRINO, M. H. **Avaliação de Tensões Residuais em Soldas de Dutos Utilizando o Efeito Acustoelástico**. 2003. 210 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia mecânica) – Faculdade de Engenharia mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2003.
- ASTM E206-72. Standard Definitions of terms relating to fatigue testing and the statistical analysis of fatigue data. **ASTM International**, U. S. A, 1979.
- ASTM E9-09. Standard Test Methods of Compression Testing of Metallic Materials at Room Temperature. **ASTM International**, West Conshohocken, PA, 2009.
- ASTM E647-11. Standard Test method for measurement of fatigue crack growth rates. **ASTM International**, Pennsylvania, EUA. 2011.
- ASTM E140-12b. Standard hardness conversion tables for metals relationship among brinell hardness, vickers hardness, rockwell hardness, rockwell superficial hardness, knoop hardness, and scleroscope hardness. **Annual Book of ASTM Standards**, West Conshohocken, PA, 2013.
- ASTM E1290-02. Standard Test Method for Crack-Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness Measurement. **ASTM International**, U. S. A., 2005.
- Babíc, M. et al. Wear properties of shot peened surfaces of 36NiCrMo16 alloyed steels under lubricated condition, **Journal of the Balkan Tribological Association**, v. 18, n. 4, p. 566-576, 2012.

BALAN, K. Shot peening techniques for springs. **The Shot Peener. Eletronics Incorporated**, v. 21, n. 1, p. 14 – 16, 2007.

BALENDRA, S. **Numerical modeling of dynamic soil-pile-structure interaction**. M.S. Thesis, Washington State Univ., Pullman, Washington, 126 pp, 2005.

BANERJEE A. et al. Determination of Johnson Cook Material and Failure Model Constants and Numerical Modelling of Charpy Impact Test of Armour Steel. **Materials Science & Engineering**, A 640, p. 200 – 209, 2015.

BANIN JÚNIOR, J. R. **Análise de Tensões Residuais, integridade superficial e forças de usinagem no fresamento de topo de aço SAE 4340 endurecido**. 2009. 115 p. Dissertação (Mestrado em Materiais e Processos) – Curso de Engenharia Mecânica, Centro Universitário da Faculdade de Engenharia Industrial, São Bernardo do Campo, 2009.

BARBATO, D. da S. **Estudo do comportamento mecânico e microestrutural de juntas de aço avançado de alta resistência soldadas a laser**. 2012. 89 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Escola De Engenharia, Universidade Federal Fluminense, Niterói, 2012.

BENITEZ, D.B. **Metodologia de análise da influência das tensões residuais no comportamento à fratura**. Tese (doutorado) – Departamento de Engenharia Mecatrônica e Sistemas Mecânicos, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2002.

BENÍTEZ, B. D., GONÇALVES, E. Modelagem do processo de jateamento por granalha empregando o Método dos Elementos Finitos. **V Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica y IV Congreso Nacional de Ingeniería Mecánica**, Venezuela, 2001.

BENÍTEZ, B. D., GONÇALVES, E., CALLE, M. A.. Simulação das Tensões e Deformações Residuais No Processo de Jateamento Empregando o Método dos Elementos Finitos. **II Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, Uberlândia, Minas Gerais, 2003.

BERGAMO, R. T. **Avaliação da eficácia do martelamento para o alívio para o alívio de tensões em soldas de aço**. 2006. 107 p. Dissertação (Mestrado em Ciência e Engenharia de Materiais) – Departamento De Pós-Graduação Em Ciências e Engenharia De Materiais, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2006.

BEUGRE, O. M. R. **Fadiga multiaxial sob carregamento de amplitude variável: Avaliação do método de Bannantine-Socie**. 2014. 57 p. Dissertação (mestrado em Ciências Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, DF, 2014.

BOUCHARD, P. J.; Validated residual stress profiles for fracture assessments of stainless steel pipe girth welds. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v. 84, p. 195–222, 2007.

BRANCO, R. **Estudo numérico do crescimento da vida de fadiga em provetes M(T)**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade de Coimbra, 2006.

BRESCIANI, E. (Coord) et al. **Conformação Plástica dos Metais**. 6ª ed. São Paulo: EPUSP, 2011. 258 p.

BROEK, D., **Elementary Engineering Fracture Mechanics**, 4th ed., Martinus Nijhoff, 1986.

BROULIDAKIS, A. G. **A Model for the Prediction of Residual Stresses Resulting from Shot Peening and its Incorporation into the ANSYS Finite Element Solver**. 2013. 140 p. Dissertação (Mestrado em Ciência) – Rensselaer Polytechnic Institute Hartford, Connecticut, 2013.

BUENOS, A. A. **Avaliação de tensão residual gerada pelo processo de usinagem acustoelasticidade**. 2010. 205 p. Dissertação (mestrado em engenharia mecânica) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2010.

CALICCHIO, L. **Efeito do 'shot peening' sobre a nitretação de peças de ferro produzidas por metalurgia do pó**. 2009. 107 p. Dissertação (Mestrado) – Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2009.

CALLE, M.A., MACHADO, I. Efeitos do processo de jateamento com granalha na microestrutura e nas propriedades mecânicas de um aço SAE 1070. In: **II Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação** – COBEF. Uberlândia, Brasil, Maio 2003.

CALLE, M.A.G. **Análise numérico computacional das tensões induzidas pelo jateamento com granalha**. 2004. Dissertação (mestrado em Engenharia Mecânica) – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2004.

CALLE G, M. A. **Análise numérico-experimental das tensões residuais induzidas pelo jateamento com granalha em molas automotivas**. 2009. 215 p. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2009.

CALLE, M. A. et al. Análisis Tridimensional del Proceso de Granallado Utilizando un Modelo de Múltiples Impactos. **Ingeniería Mecánica (Ciudad de La Habana)**, Ciudad de la Habana, Cuba, v. 9, n. 2, p. 29-36, 2006.

CALLE, M. A. et al. Modelagem do Processo de Jateamento com Granalha: Abordagem Numérica e Experimental. In: **4o Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação Progra e Livro de Resumos**, p. 69, São Paulo, 2007.

CANGÜE, F. J. R.. **Propagação de trinca de fadiga em aços bifásicos para rodas automobilísticas**. 2002. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Materiais) – REDEMAT/UFOP, 2002.

CARDOSO, F. A. A. **Medição de tensões residuais a partir de um ensaio de flexão em quatro pontos**. 2012. 107 p. Dissertação (Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, Porto, 2012.

CARMO, D.C. do. **Análise de tensão por ultrassom em uma barra de aço estrutural sob flexão**. 2006. 104 p. Dissertação (Mestrado em Ciências em Engenharia Metalúrgica e de Materiais) – Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Escola Politécnica, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2006.

CEGLIAS, R. B. **Análise de tensão residual em tubo de aço API 5L X70**. 2012. 111 p. Dissertação (Mestrado em Ciência dos Materiais) – Departamento de Ciência e Tecnologia, Instituto Militar de Engenharia, Rio de Janeiro, 2012.

CHABOCHE, J.L., DANG DAN, K., CORDIER, G. Modelization of the strain memory effect on the cyclic hardening of 316 stainless steel. **Trans. 5th Int. Conf. Structural Mech. Reactor Technol.**, Div. L, Berlin, L11/3, 1979.

CHABOCHE, J.L. Time-independent constitutive theories for cyclic plasticity. **Int. J. Plast.** v. 2, p. 149 – 188, 1986.

COFINÕ, R. C. **Análise das Tensões Residuais em uma junta soldada em condição overmatch.** 2010. 82 p. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação) – Curso de Engenharia Mecânica, Centro Universitário da Faculdade de Engenharia Industrial, São Bernardo do Campo, 2010.

COLOSIO, M. A. **Uma abordagem da vida em fadiga em barra estabilizadora automotiva considerando defeito superficial fisicamente pequeno.** 2003. Tese (Doutorado) – Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, 2003.

DAMASCENO D. **Análise das tensões residuais após torneamento e retificação do aço ABNT 52100 endurecido.** 1993. 140 p. Dissertação (Mestrado em engenharia mecânica) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 1993.

DALAEIA, K., KARLSSONA B., SVENSSONA, L. E. Stability of shot peening induced residual stresses and their influence on fatigue lifetime. **Mat. Science and Engineering**, p. 1008-1015, 2010.

DAR, N.U. **Expert System For Optimization Of Welding Process Of Thin Walled HSLA Steel Structures.** 2009. Doctoral dissertation (Dotor of Philosophy in Mechanical Engineering) – Faculty of Mechanical and Aeronautical Engineering, University of Engineering & Technology, Taxila, Pakistan, 2009.

DONZELLA, G. et al. Evaluation of the residual stresses induced by shot peening on some sintered steels. **Journal of Procedia Engineering**, v.10, p. 3399–3404, 2011.

DOROGOY, A.; RITTEL, D. Determination of the Johnson–Cook Material Parameters Using the SCS Specimen. **Experimental Mechanics**, v. 49, p. 881–885, 2009.

DOWLING, N. E.; BEGLEY, J. A. Fatigue Crack Growth During Gross Plasticity and the J Integral. **ASTM STP 590, American Society for Testing and Materials**, Philadelphia, p. 82-103, 1976.

EIGENMANN, B.; SCHULZE, V.; VÖHRINGER, O. Surface residual stress relaxation in steels by thermal or mechanical treatment. In: **Proceedings ICRS IV**; p. 598 – 607, 1994.

ELTOBGY, M. S.; Ng, E.; ELBESTAWI, M. A. Three-dimensional elastoplastic finite element model for residual stresses in the shot peening process. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture** v. 218, 11, p. 1471–1481, 2004.

ESTEFEN, S. et al. **Análise de evolução do estado das tensões residuais de soldagem. Conferência de tecnologia de soldagem e inspeção**, Centro de Tecnologia do SENAI-RJ, 2008.

FARIAS, A. de. **Análise da tensão residual e integridade superficial no processo de torneamento em material endurecido do aço abnt 8620 cementado.** 2009. 191 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica de Projeto e Fabricação) – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2009.

FATHALLAH, R.; INGLEBERT, G.; CASTEX, L. Prediction of plastic deformation and residual stresses induced in metallic parts by shot peening. **Materials Science and Technology**, v. 14, n. 7, p. 631–639, 1998.

FORMAN, R. G.; KEANEY, V. E.; ENGLE, R. N. Numerical analysis of crack propagation in cyclic-loaded structures. **Journal of Basic Engineering**, v.89, p. 459-464, 1967.

FRIJA, M. et al. A. Finite Element Modelling of Shot Peening Process: Prediction of the Compressive Residual Stresses, the Plastic Deformations and the Surface Integrity. **Materials Science and Engineering**, v. 426, p. 173-180, 2006.

FUCHS, H. O.; STEPHENS, R. I.; Metal Fatigue in Engineering, 1a ed., John Wiley & Sons, EUA, 1980

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, p. 3737–3747, 2011.

GASIAK, G.; ROZUMEK, D.; PAWLICZEK, R. Description of fatigue crack growth rate of notched member under tension and bending using the cyclic J-integral range. **EFC (14) Fracture Mechanics Beyond 2000**, September 2002, Cracow, Poland, p. 591-598.

GONÇALVES, E.; CALLE, M. A. Análise por elementos finitos das tensões residuais quando influenciadas por uma trinca submetida a carregamentos cíclicos. In: **VI Congresso Ibero-Americano de Engenharia Mecânica**, 2003, Coimbra - Portugal. Anais do VI Congresso Ibero-Americano de Engenharia Mecânica, 2003.

GRIFFITHS, B. Manufacturing Surface Technology - **Surface Integrity& Functional Performance, Manufacturing Engineering Modular Series**. Taylor & Francis, ISBN 1- 5603-2970-X, 2001.

GUAGLIANO, M., Relating Almen Intensity to Residual Stresses Induced by Shoot-Peening: A Numerical Approach. **Journal of Materials Processing Technology**, v.110, p. 277-286, 2001.

GUIMARÃES, R. M. D. **A Técnica do furo incremental na determinação de tensões residuais em ligas de alumínio (estudo do efeito da furação a alta velocidade)**. 2012. 123 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Física) – Departamento de Física, Universidade Coimbra, Coimbra, 2012.

GUROVA, T.; QUARANTA, F.; STEFEN, S. Monitoramento do estado das tensões residuais durante fabricação de navios. **Congresso Nacional de Transporte Aquaviário, Construção Naval e Offshore - Sobena**, Rio de Janeiro, v. 21, 2006.

HAN, K. et al. A combined finite/discrete element simulation of shot peening processes part I- study of 2D interaction laws. **Engineering Computations**, v. 17, n. 5, pp. 593–619, 2000.

HOLZAPFEL, H. et al. Residual stress relaxation in an AISI 4140 steel due to quasistatic and cyclic loading at higher temperatures Mater. **Sci. Eng. A**, v. 248; p. 9–18, 1998.

HU, D. et al. A unifying approach in simulating the shot peening process using a 3D random representative volume finite element model. **Chinese Journal of Aeronautics**, v. 30, n. 4, pp. 1592–1602, 2017.

JOHNSON, G.J.; COOK, W.H. A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates and High Temperatures. In: **Proceedings of the Seventh International Symposium On Ballistics**, The Hague, p. 541–547, 1983.

JUN, T.; KORSUNSKY, A. M. Evaluation of residual stress and strains using the eigenstrain reconstruction method. **International Journal of Solids and Structures**, v. 47, p. 1678–1686, mar. 2010.

KANDIL, F.A. et al. A Review of Residual Stress Measurement Methods. **A Guide to Technique Selection – NPL Materials Centre Queens Road – Teddington, Middlesex, UK TW11 0LW**, v. 04, p. 25 – 42, 2001.

KIM, T. et al. An area-average approach to peening residual stress under multi-impacts using a three-dimensional symmetry-cell finite element model with plastic shots. **Materials and Design**, v. 31, p. 50–59, 2010.

KIM, T. et al. A 3D FE Model for Evaluation of Peening Residual Stress Under Angled Multi-Shot Impacts. **Surface and Coatings Technology**, v. 206(19–20), p. 3981–3988, 2012.

KIM, T. et al. A 3D FE model with plastic shot for evaluation of equi-biaxial peening residual stress due to multi-impacts. **J. Surface and Coatings Technology**, v. 206, p. 3125–3136, 2012.

KIRK, D. Theoretical Basis of Shot Peening Coverage Control. **The Shot Peener Magazine**, v. 9, n. 2, pp. 28–30, 1995.

KIRK, D. 2002. Coverage: Development, Measurement, Control and Significance. **The Shot Peener Magazine**, v. 16, n. 3, pp. 33–36, 2002.

KIRK, D. Theoretical principles of shot peening coverage. **The Shot Peener Magazine**, v. 19, n. 2, pp. 24–26, 2005.

KIRK, D. Review of Shot Peened Surface Properties. **The Shot Peener Magazine**, v. 21, n. 4, pp. 24–30, 2007.

KIRK, D. Shot Peening Coverage: Prediction and Control. **The Shot Peener Magazine**, v. 23, n. 2, pp. 24–32, 2009.

KIRK, D. Shot Peening Coverage Requirements. **The Shot Peener Magazine**, v. 26, n. 3, pp. 24–34, 2012.

KLEMENZ, M. et al. Finite element simulation of the residual stress states after shot peening. **Mater. Sci. Forum**, 524–525, 349–354, 2006.

KOLSKY H. An Investigation of the Mechanical Properties of Materials at Very High Rates of Loading. **Proc. of the Physical Society**, Series B, v. 62, p. 676 – 700, 1949.

KORSUNSKY, A.M. On the modelling of residual stresses due to surface peening using eigenstrain distributions. **Journal of Strain Analysis for Engineering Design**, v. 40 n. 8, 817–824, 2005.

KORSUNSKY, A.M. et al. Residual stresses in rolled and machined nickel alloy plates: synchrotron X-ray three-dimensional diffraction measurement and eigenstrain analysis. **Journal of Strain Analysis for Engineering Design**, v. 42, n. 1, p. 1–12, 2007.

KORSUNSKY, A.M. Eigenstrain analysis of residual strains and stresses. **Journal of Strain Analysis for Engineering Design**, v. 44, p. 29–43, 2009.

KULAZI, A. J. **Comportamento a fadiga do aço DP600 processado por jacto de água**. 2007. Dissertação (mestrado em engenharia mecânica) – Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa, 2007.

LEE, S. et. al. Evaluation of axial surface residual stress in 0,82-wt% carbon steel wire during multi-pass drawing process considering heat generation. **Materials and Design**, v. 34, p. 363–371, 2012.

LEI, Y.; O'DOWD, N. P.; WEBSTER, G. A. Fracture mechanics analysis of a crack in a residual stress field, **Int. J. Fracture**, v. 106, p. 195–206, 2000.

LU, J. Handbook on Measurement of Residual Stresses. **SEM - Society for Experimental Mechanics**, The Fairmont Press, Lilburn, GA, USA, 1996.

LUNDBERG, M et al. Influence of shot peening parameters on residual stresses in flake and vermicular cast iron. **Mater. Sci. Forum** (768-769), p. 542-549, 2013.

MAJZOBI, G. H.; AZIZI, R.; ALAVI NIA, A. A three-dimensional simulation of shot peening process using multiple shot impacts. **J Mater Process Tech**, v. 164-165, p. 1226-1234, 2005.

MARQUEZE, C. M. **Análise por ultrassom da textura dos materiais e tensões residuais em juntas soldadas**. 2002. 124 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2002.

MEDINA, J. A. H., **Avaliação de Previsões de Fratura Elastoplástica** Tese apresentada como requisito parcial para obtenção do título de Doutor pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da PUC-Rio, Rio de Janeiro, 2014.

MEGUID, S. A. et al.. Three-dimensional dynamic finite element analysis of shot peening induced residual stresses. **Finite Elements in Analysis and Design**, v. 31, p. 179–191, 1999.

MEGUID, S. A.; SHAGAL, G.; STRANART, J. C. 3D FE analysis of peening of strain-rate sensitive materials using multiple impingement model. **International Journal of Impact Engineering**, v. 27, pp. 119–134, 2002.

MEO, R. M. VIGNJEVIC. Finite element analysis of residual stress induced by shot peening process. **Advances in Engineering Software**, Vol.34, p. 560–575, 2003.

MELO, A. P. B. de. **Avaliação de tensões residuais na operação de cunhagem em um componente automotivo estampado**. 2014. 158 p. Dissertação (Mestrado em Materiais e Processos de Fabricação) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de São João del-Rei, São João del-Rei, 2014.

MEYERS M.A. Dynamic Behavior of Materials. **Wiley-Interscience Publication**, p. 362–379, 1994.

MEYER, H. W.; KLEPONIS, D. S. Modeling the High Strain Rate Behaviour of Titanium Undergoing Ballistic Impact and Penetration. **International Journal of Impact Engineering**, v.26, 509–521, 2001.

MIAO, H.Y. **Numerical and Theoretical study of shot peening and stress peenforming process**. These (Philosophiae Doctor - Ph.D) Université de Montréal, Département de Génie Mécanique, Ecole Polytechnique de Montréal, Montréal June 1th, 2010.

Miao, H.Y. et al. On the potential applications of a 3D random finite element model for the simulation of shot peening. **Advances in Engineering Software**, v. 40, p. 1023-1038, 2009.

MIAO, H.Y. et al. An analytical approach to relate shot peening parameters to Almen intensity. **Surface and Coatings Technology, In Press**, pp. 2055–2066, 2010.

MICARONI, R. **Influência do fluido de corte sob pressão no processo de torneamento do aço ABNT 1045**. 2006. 149 p. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2006.

MIRANDA, A. C. O. **Propagação de Trincas por Fadiga em Geometrias 2D Complexas sob Cargas Cíclicas Variáveis**. 2003. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) – Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brasil, 2003.

MOURA, R. T. **Modelagem e ensaios mecânicos de polímeros termoplásticos sob carregamentos quase-estático e dinâmico**. 2013. 327 p. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2013.

MYLONAS, G. I. et al. Numerical modelling of shot peening process and corresponding products: residual stress, surface roughness and cold work prediction. **Surf Coatings Technol**, v. 205 n. 19, p. 4480–4494, 2011.

NORCINO, A. B. **Uma contribuição ao estudo das Tensões Residuais no fresamento**. 2013. 101 p. Dissertação (Mestrado em Materiais e Processos de Fabricação) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 2013.

NEZU, A.; MATSUZAKA, H.; YOKOYAMA, R. A current perspective of the state-of-the-art in stress analysis. **Rigaku Journal**, v. 30, p. 4–12, 2014.

OGATA, H. T. da S. **Determinação da influência das tensões residuais nas propriedades de fadiga em Aço SAE 8620 processado com diferentes profundidades de camada de cementação**. 2003. 143 p. Dissertação (mestrado em ciência dos materiais) – Universidade Federal do Paraná, Curitiba, 2003.

OLIVEIRA, T. L. L. et al. Efeito do tratamento térmico sobre tensões residuais em produtos de aço forjados a frio. In: **CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO**, v. 6, 2001, **Caxias do Sul. Anais. Caxias do Sul**, Rio Grande do Sul, 2011.

PARIS, P.C. AND ERDOGAN, F. A Critical Analysis of Crack Propagation Laws. **Journal of Basic Engineering**, v. 85, pp. 528–534, 1960.

Prager, W. Recent developments in the mathematical theory of plasticity. **J. Appl. Phys**, v. 20, n.3, p. 235–241, 1949.

PEIXOTO FILHO, F. T. **Avaliação de Sistemas de Medição de Tensões e Tensões Residuais em Dutos**. 2004. 105 p. Dissertação (Mestrado em Metrologia Científica e Industrial) – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2004.

PÉREZ-CASTELLANOS, J.L.; RUSINEK, A. Temperature Increase Associated with Plastic Deformation Under Dynamic Compression: Application to Aluminium Alloy Al 6082. **Journal of Theoretical and Applied Mechanics**, v. 50, n. 2, p. 377–398, Warsaw, 2012.

PITELLA R. M. **Determinação de tensões residuais em aço C45Pbk em condições limites de usinagem**. 2003. 158 p. Dissertação (mestrado em engenharia mecânica) – Departamento De Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Paraná, Curitiba 2003.

REGO, R. R. **Influência do uso de Distribuição Bimodal de Classes de Granalha no Processo de Shot Peening sobre o Perfil de Tensões Residuais de Engrenagens.** SENAI Cimatec. Salvador, 2011.

RIBEIRO, J. E. P.C. **Caracterização experimental e numérica de campos de tensões residuais provocadas por processos de fabrico.** 2006. 278 p. Dissertação (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, Março de 2006.

RIBEIRO, J. C. R. dos S. **Análise de tensões residuais e deformações em soldadura.** 2010. 71 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia da Soldadura) – Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade Nova de Lisboa, Monte da Caparica, 2010.

RICE, J.R. A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks. **Journal of Applied Mechanics**, v. 35, pp. 379 – 386, 1968.

ROCHA, C. L. F. **Desempenho em fadiga de arames submetidos ao processo shot peening.** 2010. 108p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Minas, Metalúrgica e Materiais) – Universidade federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2010.

RODRIGUES, L. D. **Medição de Tensões Residuais em Tubos Visando a Determinação de Esforços em Dutos Enterrados.** 2007. 155 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, RJ, 2007.

ROUQUETTE, S. et al. Coupled thermo-mechanical simulations of shot impacts: effects of the temperature on the residual stress field due to shot-peening. **J. Mater. Process. Technol.** 209 (8), 3879–3886, 2009.

ROZUMEK D.: Fatigue crack growth of notched members under bending for different stress ratios. **Materials Engineering, Žilina**, Vol. 10, No. 2, 2003, pp. 1-8.

ROZUMEK D. Influence of the mean loading on fatigue crack growth rate and life under bending. **Journal of Theoretical and Applied Mechanics**, vol. 42, pp. 83-93, 2004.

SAE J2277. Shot Peening Coverage Determination. **SAE Standard**, 2009.

SAE J444. Cast shot and grit size specifications for peening and cleaning. **SAE Standards**, May 1993

SALAZAR, C.E.V. **Avaliação através da inspeção magnética da condição superficial de anéis de rolamento de aço DIN 100Cr6 após torneamento duro a seco.** Tese (Doutorado em Engenharia) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 2008.

SALVATI, E.; KORSUNSKY, A.M. A Simplified FEM Eigenstrain Residual Stress Reconstruction for Surface Treatments in Arbitrary 3D Geometries. **International Journal of Mechanical Sciences**, 2018.

SANTOS C. Z. **Estudo da tensão residual através de difração de raios x em aço inoxidável duplex submetido a diferentes tratamentos térmicos.** 2012. 94 p. Dissertação (Mestrado em Materiais e Processos de Fabricação) – Centro Tecnológico, Universidade Federal do Espírito Santo, Vitória, 2012.

SCHULZE, V.; KLEMENZ, M.; ZIMMERMAN M. State of the art in shot peening simulation. in **Proc. the 10th International Conference on Shot Peening (ICSP10)**, Tokyo, Japan, 2008, p. 53.

SCURACCHIO, B. G. **Tensões residuais induzidas por shot-peening e durabilidade de molas em lâmina**. 2012. 113p. Tese (doutorado) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2012.

SEO S. MIN, O., YANG H. Constitutive equation for Ti–6Al–4V at high temperatures measured using the SHPB technique. **International Journal of Impact Engineering**, v. 31, p. 735–754, 2005.

SERIZAWA, G. H.; GALLEGOS, J. Análise Estrutural da Aplicação do Processo de Jateamento com Granalhas de Aço (Shot Peening) em Rotores Hidrelétricos. **XII Congresso Nacional de Estudantes de Engenharia Mecânica**, Ilha Solteira – SP, 2005.

SHIGLEY, J. E., MISCHEKE, C. R., BUDYNAS, R. G. **Projeto de Engenharia Mecânica**. 7ª Edição. Editora Bookman, Porto Alegre, Brasil, 2005.

SILVA, B. M. da. **Alívio de tensões residuais em juntas soldadas de caixa espiral de turbina hidráulica**. 2005. 134 p. Dissertação (Mestrado em Projetos e Materiais) – Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá – SP, 2005.

SILVA, R. **Uma contribuição à modelagem do processo de soldagem de placas de aço utilizando um modelo constitutivo acoplado**. 2007. Dissertação de Mestrado, Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca – CEFET/RJ, Rio de Janeiro, Brasil, 2007.

Singh, L.; Khan, R. A.; Aggarwal, M. L. Effect of Shot Peening on Hardening and Surface Roughness of Nitrogen Austenitic Stainless Steel. **International Journal of Engineering Science and Technology**, v.2, n. 5, p. 818-826, 2010.

SOARES, A. C. C. **Avaliação dos efeitos da plasticidade na medição de tensões residuais pela técnica do furo cego**. 2003. 236 p. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro (PUC), Rio de Janeiro, 2003.

SOARES, M. da C. B. V. **Influência das tensões residuais no comportamento em fadiga e fratura de ligas metálicas**. 1998. 126 p. Tese (Doutorado em Ciências na Área de Reatores Nucleares de Potência e Tecnologia do Combustível Nuclear) – Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, Autarquia Associada à Universidade de São Paulo, São Paulo, 1998.

SOUSA, D. A. de. **Determinação de Tensões Residuais em Materiais Metálicos por meio de Ensaio de Dureza**. 2012. 140 p. Dissertação (Mestrado em Materiais e processos de Fabricação) – Curso de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de São João del Rei, São João del Rei, MG, 2012.

Staroselsky, A. et al. Three-Dimensional Fatigue Cracking Under Elastic-Plastic Deformation. **International Journal of Fatigue**, v. 23, p. S65-S70, 2001.

STEPHENS, R.I. et al. **Metal Fatigue in Engineering**. Wiley Inter-Science, Second Edition.

SUTERIO, R. **Medição de tensões residuais por indentação associada à holografia eletrônica**. 2005. 169 p. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica / Metrologia e Instrumentação) – Departamento Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2005.

TAYER, S. S. **Estudo da Influência do lubrificante na Estampagem de Aço Eletroligado**. 2011. 132 p. Dissertação (mestrado em Materiais e processos de

Fabricação) – Departamento engenharia mecânica - Universidade Federal de São João del Rei, São João del Rei, 2011.

THOBEN, K. D. “Distortion Engineering–Eine Systemorientierte Betrachtung des Bauteilverzugs“ **HTM** 57- 4, pp. 276–282, 2002.

TRDAN, U.; SKARBA, M.; GRUM, J. Laser shock peening effect on the dislocation transitions and grain refinement of Al–Mg–Si alloy. **Materials Characterization**, v. 97 p. 57–68, 2014.

TURSKI, M., et al. Engineering the residual stress state and microstructure of stainless steel with mechanical surface treatments. **Appl. Phys. A**, v. 99, n. 3, p.549–556, 2010.

VALDÉZ, C.E.S. **Avaliação através da inspeção magnética da condição superficial de anéis de rolamento de aço DIN 100 Cr6 após torneamento duro a seco**. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Departamento de Engenharia Mecânica da Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2008.

WANG Z.G.; MEYER L.W. On the Plastic Wave Propagation Along the Specimen Length in SHPB Test. **Experimental Mechanics**, v. 50, p. 1061–1074, 2010.

WHEELABRATOR GROUP. Landing Gear Shot Peening By Airblast Technology Disponível em: <https://www.wheelabratorgroup.com/en-us/my-application/application-by-industry/aerospace/> Acesso em 2018.

YANG B. et al. Localized deformation in aluminium foam during middle speed Hopkinson bar impact tests. **Materials Science and Engineering: A**, v. 560, p. 34 – 743, 2013.

YANG, F. et al. Dynamic compressive and splitting tensile tests on mortar using split Hopkinson pressure bar technique. **Latin American Journal of Solids and Structures**, v. 12, p. 730 – 746, 2015.

YOUSSEF M., CHATTI S., FATHALLAH R. Simulation active du procédé du grenailage de précontrainte contrôlé. **21ème Congrès Français de Mécanique**, 6 p. Bordeaux, 26 au 30 août 2013.

ZHAN, K. et al. Surface Layer Characteristics of S30432 Austenite Stainless Steel after Shot Peening. **Materials Transactions**, pp. 1002 – 1006, 2012.

APÊNDICES

APÊNDICE A. MEDIÇÕES EXPERIMENTAIS PELA TÉCNICA DE DIFRAÇÃO DE RAIOS-X DAS TENSÕES RESIDUAIS NAS AMOSTRAS FABRICADAS A PARTIR DA MOLA TRATADA POR JCG

- Resultados da medição na superfície, amostra St3.

- Resultados da medição a 0,1 mm de profundidade, amostra St3

- Resultados da medição a 0,2 mm de profundidade, amostra St3

- Resultados da medição a 0,35 mm de profundidade, amostra St3

APÊNDICE B. RESULTADOS DA RUGOSIDADE SUPERFICIAL EM TRÊS AERAS DIFERENTES DUMA AMOSTRA DA MOLA TRATADA AO JCG

- Resultados da rugosidade na área 1 da superfície da amostra:

ISO 25178			
Height Parameters			
Sa	6.630	μm	Arithmetic mean height

ISO 25178			
Height Parameters			
Sq	10.86	μm	
Ssk	-3.114		
Sku	23.28		
Sp	73.27	μm	
Sv	146.8	μm	
Sz	220.1	μm	
Sa	6.301	μm	
Functional Parameters			
Smr	9.537e-005	%	
Smc	8.936	μm	
Sxp	29.23	μm	
Spatial Parameters			
Sal	16.27	μm	
Str	0.7436		
Std	87.25	*	
Hybrid Parameters			
Sdq	7.215		
Sdr	1750	%	
Functional Parameters (Volume)			
Vm	0.4653	$\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$	
Vv	9.402	$\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$	
Vmp	0.4653	$\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$	
Vmc	5.425	$\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$	
Vvc	7.451	$\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$	
Vvv	1.951	$\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$	
Feature Parameters			
Spd	0.002233	$1/\mu\text{m}^2$	
Spc	16.07	$1/\mu\text{m}$	
S10z	188.4	μm	
S5p	65.63	μm	
S5v	122.8	μm	
Sda	230.3	μm^2	
Sha	421.3	μm^2	
Sdv	288.9	μm^3	
Shv	184.0	μm^3	
Functional Parameters (Stratified surface)			
Sk	14.75	μm	
Spk	9.287	μm	
Svk	26.20	μm	
Smr1	10.41	%	
Smr2	87.26	%	
Spq	6.483		
Svq	51.26		
Smq	94.14

ISO 25178		
Height Parameters		
Sq	11.04	μm
Ssk	-2.89	
Sku	21.47	
Sp	71.30	μm
Sv	146.4	μm
Sz	217.7	μm
Sa	6.630	μm
Feature Parameters		
Spd	0.00224	$1/\mu\text{m}^2$
Spc	16.05	$1/\mu\text{m}$
S10z	188.4	μm
S5p	65.63	μm
S5v	122.7	μm

ISO 4287

Amplitude parameters - Roughness profile

Rp	1.433	μm	Robust Gaussian Filter, 0.25 mm
Rv	1.719	μm	Robust Gaussian Filter, 0.25 mm
Rz	4.380	μm	Robust Gaussian Filter, 0.8 mm
Rc	1.898	μm	Robust Gaussian Filter, 0.8 mm
Rt	4.380	μm	Robust Gaussian Filter, 0.8 mm
Ra	0.7256	μm	Robust Gaussian Filter, 0.8 mm
Rq	0.8901	μm	Robust Gaussian Filter, 0.8 mm
Rsk	0.01541		Robust Gaussian Filter, 0.8 mm
Rku	2.510		Robust Gaussian Filter, 0.8 mm

Spacing parameters - Roughness profile

RSm	39.97	μm	Robust Gaussian Filter, 0.8 mm
------------	-------	---------------	--------------------------------

Spacing parameters - Primary profile

PSm	43.69	μm	
------------	-------	---------------	--

- Resultados da rugosidade na área 2 da superfície da amostra:

ISO 25178		
Height Parameters		
Sa	6.641	μm Arithmetic mean height

ISO 25178		
Height Parameters		
Sq	10.31	μm
Ssk	0.02922	
Sku	15.57	
Sp	103.3	μm
Sv	107.1	μm
Sz	210.4	μm
Sa	6.309	μm
Functional Parameters		
Smr	0.002861	%
Smc	8.779	μm
Sxp	18.88	μm
Spatial Parameters		
Sal	29.01	μm
Str	0.8360	
Std	9.249	°
Hybrid Parameters		
Sdq	7.318	
Sdr	1823	%
Functional Parameters (Volume)		
Vm	0.8929	$\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$
Vv	9.672	$\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$
Vmp	0.8929	$\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$
Vmc	5.626	$\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$
Vvc	8.299	$\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$
Vvv	1.373	$\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$
Feature Parameters		
Spd	0.003843	$1/\mu\text{m}^2$
Spc	21.20	$1/\mu\text{m}$
S10z	188.2	μm
S5p	93.83	μm
S5v	94.39	μm
Sda	249.1	μm^2
Sha	253.7	μm^2
Sdv	236.8	μm^2
Shv	241.7	μm^2
Functional Parameters (Stratified surfa		
Sk	15.78	μm
Spk	16.43	μm
Svk	17.62	μm
Smr1	11.83	%
Smr2	88.83	%
Spq	*****	
Svq	*****	
Smq	*****

ISO 25178		
Height Parameters		
Sq	10.53	μm
Ssk	0.04359	
Sku	14.45	
Sp	103.7	μm
Sv	106.0	μm
Sz	209.7	μm
Sa	6.641	μm
Feature Parameters		
Spd	0.003848	$1/\mu\text{m}^2$
Spc	21.19	$1/\mu\text{m}$
S10z	187.8	μm
S5p	93.43	μm
S5v	94.39	μm

ISO 4287			
Amplitude parameters - Roughness profile			
Rp	1.548	μm	Robust Gaussian Filter, 0.25 mm
Rv	1.264	μm	Robust Gaussian Filter, 0.25 mm
Rz	4.714	μm	Robust Gaussian Filter, 0.8 mm
Rc	1.234	μm	Robust Gaussian Filter, 0.8 mm
Rt	4.714	μm	Robust Gaussian Filter, 0.8 mm
Ra	0.7684	μm	Robust Gaussian Filter, 0.8 mm
Rq	0.9666	μm	Robust Gaussian Filter, 0.8 mm
Rsk	0.9697		Robust Gaussian Filter, 0.8 mm
Rku	3.391		Robust Gaussian Filter, 0.8 mm
Spacing parameters - Roughness profile			
RSm	23.68	μm	Robust Gaussian Filter, 0.8 mm
Spacing parameters - Primary profile			
PSm	40.85	μm

- Resultados da rugosidade na área 3 da superfície da amostra:

ISO 25178			
Height Parameters			
Sa	5.336	μm	Arithmetic mean height

ISO 25178			
Height Parameters			
Sq	7.335	μm	
Ssk	-0.8219		
Sku	13.72		
Sp	69.62	μm	
Sv	105.4	μm	
Sz	175.0	μm	
Sa	5.039	μm	
Functional Parameters			
Smr	9.537e-005	%	
Smc	7.662	μm	
Sxp	13.23	μm	
Spatial Parameters			
Sal	75.38	μm	
Str	0.9465		
Std	129.2	°	
Hybrid Parameters			
Sdq	4.236		
Sdr	616.5	%	
Functional Parameters (Volume)			
Vm	0.4274	$\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$	
Vv	8.090	$\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$	
Vmp	0.4274	$\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$	
Vmc	5.131	$\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$	
Vvc	7.113	$\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$	
Vvv	0.9768	$\mu\text{m}^3/\mu\text{m}^2$	
Feature Parameters			
Spd	0.002292	$1/\mu\text{m}^2$	
Spc	14.37	$1/\mu\text{m}$	
S10z	152.7	μm	
S5p	60.15	μm	
S5v	92.55	μm	
Sda	350.5	μm^2	
Sha	415.8	μm^2	
Sdv	196.8	μm^3	
Shv	174.6	μm^3	
Functional Parameters (Stratified surface)			
Sk	14.35	μm	
Spk	8.392	μm	
Svk	12.12	μm	
Smr1	10.53	%	
Smr2	88.98	%	
Spq	*****		
Svq	*****		
Smq	*****

ISO 25178			
Height Parameters			
Sq	7.585	μm	
Ssk	-0.7339		
Sku	12.20		
Sp	70.03	μm	
Sv	106.6	μm	
Sz	176.6	μm	
Sa	5.336	μm	
Feature Parameters			
Spd	0.002286	$1/\mu\text{m}^2$	
Spc	14.38	$1/\mu\text{m}$	
S10z	152.7	μm	
S5p	60.14	μm	
S5v	92.56	μm

APÊNDICE C. DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS RESULTANTES DA MODELAGEM NUMÉRICA DO PROCESSO DE JCG

Tabela C1: Valores das distribuições das tensões residuais nas direções X, Y, Z, XY, XZ e YZ, resultante da modelagem numérica do processo de JCG de 30 granalhas usando o modelo de cobertura de 9-impactos por ciclo, para o raio de cobertura de 0,5 mm.

Y	σ_x	σ_y	σ_z	σ_{xy}	σ_{xz}	σ_{yz}
0,00E+00	-5,84E+02	-8,88E+00	-6,00E+02	1,96E+00	-1,47E+00	1,05E+01
-1,00E-02	-6,12E+02	-1,04E+01	-6,37E+02	-1,26E+00	-8,71E-01	9,19E+00
-2,04E-02	-6,83E+02	-1,15E+01	-7,19E+02	-4,49E+00	6,36E-01	4,77E+00
-3,13E-02	-7,59E+02	-1,01E+01	-7,96E+02	-5,04E+00	2,05E+00	1,07E+00
-4,26E-02	-8,19E+02	-7,59E+00	-8,50E+02	-5,58E+00	2,98E+00	-7,75E-02
-5,44E-02	-8,60E+02	-4,40E+00	-8,84E+02	-5,47E+00	3,41E+00	-1,33E+00
-6,67E-02	-8,87E+02	-6,35E-01	-9,05E+02	-4,92E+00	3,45E+00	-2,06E+00
-7,95E-02	-8,99E+02	3,52E+00	-9,15E+02	-3,91E+00	3,67E+00	-1,82E+00
-9,29E-02	-8,98E+02	7,91E+00	-9,15E+02	-2,71E+00	4,34E+00	-1,16E+00
-1,07E-01	-8,86E+02	1,24E+01	-9,04E+02	-1,45E+00	5,53E+00	-5,55E-01
-1,21E-01	-8,60E+02	1,67E+01	-8,78E+02	-2,07E-01	7,21E+00	-3,25E-01
-1,36E-01	-8,18E+02	2,10E+01	-8,37E+02	1,01E+00	9,26E+00	-3,28E-01
-1,52E-01	-7,59E+02	2,51E+01	-7,80E+02	2,19E+00	1,16E+01	-3,97E-01
-1,69E-01	-6,84E+02	2,92E+01	-7,05E+02	3,29E+00	1,40E+01	-3,82E-01
-1,86E-01	-5,94E+02	3,33E+01	-6,15E+02	4,29E+00	1,64E+01	-2,33E-01
-2,04E-01	-4,94E+02	3,74E+01	-5,12E+02	5,17E+00	1,84E+01	-1,22E-01
-2,22E-01	-3,87E+02	4,17E+01	-4,00E+02	5,90E+00	2,01E+01	-1,73E-01
-2,42E-01	-2,79E+02	4,61E+01	-2,85E+02	6,42E+00	2,13E+01	-2,08E-01
-2,62E-01	-1,76E+02	5,09E+01	-1,72E+02	6,68E+00	2,18E+01	-7,55E-02
-2,83E-01	-8,09E+01	5,61E+01	-6,67E+01	6,70E+00	2,15E+01	1,59E-01
-3,05E-01	2,69E+00	6,17E+01	2,62E+01	6,53E+00	2,01E+01	4,48E-01
-3,27E-01	7,14E+01	6,76E+01	1,02E+02	6,20E+00	1,75E+01	7,44E-01
-3,51E-01	1,24E+02	7,37E+01	1,58E+02	5,70E+00	1,44E+01	9,41E-01
-3,76E-01	1,61E+02	7,98E+01	1,97E+02	5,03E+00	1,14E+01	1,03E+00
-4,02E-01	1,82E+02	8,58E+01	2,17E+02	4,21E+00	8,86E+00	1,04E+00
-4,29E-01	1,89E+02	9,14E+01	2,21E+02	3,37E+00	6,68E+00	1,00E+00
-4,57E-01	1,85E+02	9,67E+01	2,14E+02	2,66E+00	4,91E+00	9,42E-01
-4,86E-01	1,74E+02	1,01E+02	1,98E+02	2,07E+00	3,47E+00	8,85E-01
-5,17E-01	1,60E+02	1,05E+02	1,81E+02	1,56E+00	2,28E+00	8,43E-01
-5,48E-01	1,47E+02	1,09E+02	1,64E+02	1,13E+00	1,28E+00	8,13E-01
-5,82E-01	1,34E+02	1,11E+02	1,49E+02	7,54E-01	4,55E-01	7,91E-01
-6,16E-01	1,22E+02	1,13E+02	1,34E+02	4,43E-01	-2,27E-01	7,72E-01
-6,52E-01	1,11E+02	1,13E+02	1,20E+02	1,85E-01	-7,82E-01	7,54E-01
-6,90E-01	1,00E+02	1,13E+02	1,07E+02	-2,63E-02	-1,23E+00	7,37E-01
-7,29E-01	9,02E+01	1,12E+02	9,56E+01	-1,95E-01	-1,57E+00	7,20E-01
-7,69E-01	8,09E+01	1,11E+02	8,48E+01	-3,27E-01	-1,84E+00	7,01E-01

-8,12E-01	7,23E+01	1,08E+02	7,50E+01	-4,26E-01	-2,02E+00	6,81E-01
-8,56E-01	6,44E+01	1,05E+02	6,61E+01	-4,94E-01	-2,14E+00	6,60E-01
-9,02E-01	5,73E+01	1,02E+02	5,80E+01	-5,36E-01	-2,19E+00	6,37E-01
-9,50E-01	5,08E+01	9,84E+01	5,08E+01	-5,53E-01	-2,18E+00	6,12E-01
-1,00E+00	4,77E+01	9,64E+01	4,74E+01	-5,55E-01	-2,15E+00	5,99E-01

Tabela C2: Valores das distribuições das tensões residuais nas direções X, Y, Z, XY, XZ e YZ, resultante da modelagem numérica do processo de JCG de 30 granalhas usando o modelo de cobertura de 13-impactos por ciclo, para o raio de cobertura de 0,5 mm.

Y	σ_x	σ_y	σ_z	σ_{xy}	σ_{xz}	σ_{yz}
0,00E+00	-5,56E+02	-5,60E+00	-5,61E+02	2,72E-01	1,98E-01	-1,68E+00
-1,00E-02	-6,00E+02	-8,49E+00	-6,02E+02	1,12E-01	-3,08E-01	-3,59E+00
-2,04E-02	-6,70E+02	-1,38E+01	-6,70E+02	6,69E-03	-9,64E-01	-5,48E+00
-3,13E-02	-7,20E+02	-1,93E+01	-7,23E+02	3,06E-01	-1,14E+00	-7,03E+00
-4,26E-02	-7,64E+02	-2,51E+01	-7,67E+02	6,69E-01	-9,61E-01	-1,04E+01
-5,44E-02	-7,97E+02	-3,04E+01	-8,00E+02	9,28E-01	-5,98E-01	-1,28E+01
-6,67E-02	-8,17E+02	-3,50E+01	-8,19E+02	1,19E+00	-3,98E-01	-1,29E+01
-7,95E-02	-8,23E+02	-3,88E+01	-8,24E+02	1,40E+00	-3,81E-01	-1,18E+01
-9,29E-02	-8,17E+02	-4,16E+01	-8,17E+02	1,53E+00	-4,70E-01	-1,04E+01
-1,07E-01	-7,95E+02	-4,34E+01	-7,95E+02	1,55E+00	-5,74E-01	-9,23E+00
-1,21E-01	-7,58E+02	-4,39E+01	-7,59E+02	1,45E+00	-6,55E-01	-8,35E+00
-1,36E-01	-7,08E+02	-4,31E+01	-7,09E+02	1,24E+00	-6,88E-01	-7,80E+00
-1,52E-01	-6,44E+02	-4,08E+01	-6,45E+02	9,13E-01	-6,53E-01	-7,63E+00
-1,69E-01	-5,69E+02	-3,71E+01	-5,71E+02	4,99E-01	-5,57E-01	-7,91E+00
-1,86E-01	-4,84E+02	-3,19E+01	-4,86E+02	2,58E-02	-4,03E-01	-8,45E+00
-2,04E-01	-3,93E+02	-2,54E+01	-3,95E+02	-4,62E-01	-1,92E-01	-9,00E+00
-2,22E-01	-2,99E+02	-1,76E+01	-3,01E+02	-9,20E-01	6,29E-02	-9,27E+00
-2,42E-01	-2,06E+02	-9,04E+00	-2,08E+02	-1,32E+00	3,28E-01	-8,97E+00
-2,62E-01	-1,20E+02	-8,77E-02	-1,23E+02	-1,64E+00	5,47E-01	-8,33E+00
-2,83E-01	-4,70E+01	8,76E+00	-4,96E+01	-1,89E+00	6,69E-01	-7,92E+00
-3,05E-01	1,34E+01	1,72E+01	1,11E+01	-2,04E+00	6,87E-01	-7,88E+00
-3,27E-01	6,16E+01	2,48E+01	5,95E+01	-2,06E+00	6,42E-01	-8,02E+00
-3,51E-01	9,69E+01	3,14E+01	9,52E+01	-1,98E+00	5,72E-01	-8,17E+00
-3,76E-01	1,24E+02	3,72E+01	1,22E+02	-1,82E+00	4,92E-01	-8,10E+00
-4,02E-01	1,43E+02	4,23E+01	1,42E+02	-1,60E+00	4,11E-01	-7,71E+00
-4,29E-01	1,54E+02	4,69E+01	1,53E+02	-1,35E+00	3,29E-01	-6,97E+00
-4,57E-01	1,53E+02	5,12E+01	1,52E+02	-1,10E+00	2,48E-01	-5,94E+00
-4,86E-01	1,45E+02	5,51E+01	1,44E+02	-8,73E-01	1,76E-01	-4,84E+00
-5,17E-01	1,36E+02	5,87E+01	1,35E+02	-6,72E-01	1,14E-01	-3,84E+00
-5,48E-01	1,26E+02	6,19E+01	1,26E+02	-5,03E-01	6,22E-02	-2,97E+00
-5,82E-01	1,17E+02	6,48E+01	1,17E+02	-3,61E-01	2,08E-02	-2,22E+00
-6,16E-01	1,09E+02	6,73E+01	1,08E+02	-2,44E-01	-1,13E-02	-1,58E+00

-6,52E-01	1,00E+02	6,93E+01	9,97E+01	-1,49E-01	-3,50E-02	-1,05E+00
-6,90E-01	9,22E+01	7,08E+01	9,17E+01	-7,10E-02	-5,15E-02	-6,06E-01
-7,29E-01	8,45E+01	7,19E+01	8,41E+01	-8,36E-03	-6,18E-02	-2,38E-01
-7,69E-01	7,73E+01	7,25E+01	7,69E+01	4,19E-02	-6,72E-02	6,34E-02
-8,12E-01	7,05E+01	7,27E+01	7,01E+01	8,18E-02	-6,83E-02	3,10E-01
-8,56E-01	6,42E+01	7,24E+01	6,38E+01	1,13E-01	-6,57E-02	5,14E-01
-9,02E-01	5,84E+01	7,16E+01	5,80E+01	1,37E-01	-5,97E-02	6,89E-01
-9,50E-01	5,31E+01	7,03E+01	5,27E+01	1,55E-01	-4,98E-02	8,48E-01
-1,00E+00	5,06E+01	6,95E+01	5,02E+01	1,62E-01	-4,38E-02	9,26E-01

Tabela C3: Valores das distribuições das tensões residuais nas direções X, Y, Z, XY, XZ e YZ, resultante da modelagem numérica do processo de JCG de 30 granalhas usando o modelo de cobertura de 30-impactos por ciclo, para o raio de cobertura de 0,5 mm.

Y	σ_x	σ_y	σ_z	σ_{xy}	σ_{xz}	σ_{yz}
0,00E+00	-5,53E+02	-4,96E+00	-5,69E+02	-1,41E+00	-1,32E+00	-1,75E+01
-1,14E-02	-6,29E+02	-5,90E+00	-6,40E+02	-5,17E-01	-1,06E+00	-2,20E+01
-2,34E-02	-7,88E+02	-8,04E+00	-7,92E+02	2,48E+00	-4,43E-01	-2,72E+01
-3,60E-02	-9,25E+02	-1,07E+01	-9,30E+02	5,98E+00	-3,18E-01	-2,76E+01
-4,91E-02	-1,01E+03	-1,27E+01	-1,02E+03	8,18E+00	-6,41E-01	-2,66E+01
-6,29E-02	-1,06E+03	-1,32E+01	-1,08E+03	9,39E+00	-7,76E-01	-2,48E+01
-7,74E-02	-1,09E+03	-1,31E+01	-1,10E+03	9,90E+00	-8,88E-01	-2,27E+01
-9,26E-02	-1,09E+03	-1,26E+01	-1,10E+03	9,74E+00	-1,15E+00	-2,08E+01
-1,09E-01	-1,07E+03	-1,18E+01	-1,07E+03	9,08E+00	-1,64E+00	-1,90E+01
-1,25E-01	-1,01E+03	-1,05E+01	-9,98E+02	8,22E+00	-2,35E+00	-1,65E+01
-1,43E-01	-9,25E+02	-8,59E+00	-8,95E+02	7,32E+00	-3,25E+00	-1,31E+01
-1,61E-01	-8,03E+02	-5,66E+00	-7,62E+02	6,42E+00	-4,34E+00	-9,53E+00
-1,80E-01	-6,58E+02	-1,59E+00	-6,10E+02	5,48E+00	-5,53E+00	-6,19E+00
-2,00E-01	-5,01E+02	3,60E+00	-4,48E+02	4,44E+00	-6,62E+00	-3,00E+00
-2,22E-01	-3,44E+02	9,89E+00	-2,89E+02	3,26E+00	-7,43E+00	-2,04E-01
-2,44E-01	-1,97E+02	1,72E+01	-1,43E+02	1,91E+00	-7,84E+00	1,97E+00
-2,67E-01	-7,24E+01	2,52E+01	-2,23E+01	5,51E-01	-7,77E+00	3,47E+00
-2,91E-01	2,52E+01	3,33E+01	6,89E+01	-5,48E-01	-7,29E+00	4,34E+00
-3,17E-01	9,59E+01	4,07E+01	1,33E+02	-1,25E+00	-6,63E+00	4,73E+00
-3,44E-01	1,41E+02	4,75E+01	1,71E+02	-1,63E+00	-5,90E+00	4,70E+00
-3,72E-01	1,68E+02	5,35E+01	1,93E+02	-1,81E+00	-5,06E+00	4,45E+00
-4,01E-01	1,84E+02	5,90E+01	2,04E+02	-1,80E+00	-4,13E+00	4,23E+00
-4,32E-01	1,88E+02	6,41E+01	2,04E+02	-1,69E+00	-3,18E+00	3,92E+00
-4,64E-01	1,80E+02	6,87E+01	1,93E+02	-1,55E+00	-2,31E+00	3,47E+00
-4,98E-01	1,69E+02	7,29E+01	1,79E+02	-1,39E+00	-1,56E+00	2,99E+00
-5,34E-01	1,57E+02	7,66E+01	1,65E+02	-1,23E+00	-9,50E-01	2,55E+00
-5,71E-01	1,45E+02	7,99E+01	1,51E+02	-1,08E+00	-4,54E-01	2,15E+00
-6,10E-01	1,34E+02	8,26E+01	1,39E+02	-9,26E-01	-6,02E-02	1,79E+00

-6,51E-01	1,24E+02	8,48E+01	1,27E+02	-7,86E-01	2,48E-01	1,47E+00
-6,94E-01	1,14E+02	8,64E+01	1,15E+02	-6,55E-01	4,81E-01	1,18E+00
-7,40E-01	1,04E+02	8,74E+01	1,04E+02	-5,33E-01	6,52E-01	9,34E-01
-7,87E-01	9,46E+01	8,78E+01	9,45E+01	-4,20E-01	7,70E-01	7,16E-01
-8,36E-01	8,60E+01	8,76E+01	8,52E+01	-3,14E-01	8,41E-01	5,29E-01
-8,88E-01	7,79E+01	8,67E+01	7,66E+01	-2,14E-01	8,74E-01	3,71E-01
-9,43E-01	7,05E+01	8,52E+01	6,88E+01	-1,13E-01	8,72E-01	2,39E-01
-1,00E+00	6,70E+01	8,44E+01	6,50E+01	-6,13E-02	8,62E-01	1,79E-01

APÊNDICE D. PROGRAMAS DE MATLAB

- Programa para manipulação das tensões residuais resultantes da modelagem numérica do processo de Jateamento Com granalha.

```
clear all
close all
clc

% Dados de entrada -----

stress=[%Node Number      X Location (mm) Y Location (mm) Z Location
(mm) Vector Stress ()];

% Processamento -----

dlmwrite('stress.out',stress, ';')
save my_stress.out stress -ASCII

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%-----0.1-----%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

m=length(stress)
stressnv = zeros(1,10)
k=0;
for j=1:m
    if stress(j,2)>=-0.1 && stress(j,2)<=0.1 && stress(j,4)>=-0.1 &&
stress(j,4)<=0.1
        k=k+1;
        stressnv(k,:)=stress(j,:);
    end
end
dlmwrite('stressnv.out',stressnv, ';')
save my_stressnv.out stressnv -ASCII

stressnvOrd=sortrows(stressnv,-3);
dlmwrite('stressnvOrd.out', stressnvOrd, ';')
save my_stressnvOrd.out stressnvOrd -ASCII

mnv=length(stressnv)
sum=stressnvOrd(1,5:10);
Rstress=zeros(1,1);
k=1;
j=0;
p=0;
for i=1:mnv-1
    if stressnvOrd(i,3)==stressnvOrd(i+1,3)
        k=k+1;
        sum=sum+stressnvOrd(i+1,5:10);
    else
        k;
        i
        j=j+1;
        Rstress(j,1)=stressnvOrd(i,3);
        Rstress(j,2:7)=sum/k;
        sum=stressnvOrd(i+1,5:10);
        k=1;
        p=i;
    end
end
```

```

        end
    end
    p
    k=0;
    sum=zeros(1,6);
    for l=p+1:mnv
        k=k+1;
        sum=sum+stressnvOrd(1,5:10);
    end
    Rstress(j+1,1)=stressnvOrd(p+1,3);
    Rstress(j+1,2:7)=sum/k;
    n=length(Rstress);
    dlmwrite(' Rstress.out', Rstress, ';')
    save my_Rstress.out Rstress -ASCII

    pt=36;
    xf=1.5
    xq1 = 0:.001:xf;
    p = pchip(-Rstress(:,1),Rstress(:,2),xq1);
    s = spline(-Rstress(:,1),Rstress(:,2),xq1);

    %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%--1--%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

    stressnv5 = zeros(1,10)
    k=0;
    for j=1:m
        if stress(j,2)>=-1 && stress(j,2)<=1 && stress(j,4)>=-1 &&
stress(j,4)<=1
            k=k+1;
            stressnv5(k,:)=stress(j,:);
        end
    end
    dlmwrite('stressnv5.out',stressnv5, ';')
    save my_stressnv5.out stressnv5 -ASCII

    stressnvOrd5=sortrows(stressnv5,-3);
    dlmwrite('stressnvOrd5.out', stressnvOrd5, ';')
    save my_stressnvOrd5.out stressnvOrd5 -ASCII

    mnv=length(stressnv5)
    sum=stressnvOrd5(1,5:10);
    Rstress5=zeros(1,1);
    k=1;
    j=0;
    p=0;
    for i=1:mnv-1
        if stressnvOrd5(i,3)==stressnvOrd5(i+1,3)
            k=k+1;
            sum=sum+stressnvOrd5(i+1,5:10);
        else
            k;
            i
            j=j+1;
            Rstress5(j,1)=stressnvOrd5(i,3);
            Rstress5(j,2:7)=sum/k;
            sum=stressnvOrd5(i+1,5:10);
            k=1;
            p=i;
        end
    end
end

```

```

p
k=0;
sum=zeros(1,6);
for l=p+1:mnv
    k=k+1;
    sum=sum+stressnvOrd5(l,5:10);
end
Rstress5(j+1,1)=stressnvOrd5(p+1,3);
Rstress5(j+1,2:7)=sum/k;
n=length(Rstress5);
dlmwrite(' Rstress5.out', Rstress5, ';')
save my_Rstress5.out Rstress5 -ASCII
p5 = pchip(-Rstress5(:,1),Rstress5(:,2),xq1);
s5 = spline(-Rstress5(:,1),Rstress5(:,2),xq1);

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
xf=0.8
figure
t=8;
p1=2;
p2=1;
plot(Rstress(1:pt,p1),Rstress(1:pt,p2),'-sr')

plot(Rstress(1:pt,p1),Rstress(1:pt,p2),'-sr',...
     'MarkerEdgeColor','r',...
     'MarkerFaceColor','r',...
     'MarkerSize',t)
hold on
plot(Rstress5(1:pt,p1),Rstress5(1:pt,p2),'-py',...
     'MarkerEdgeColor','y',...
     'MarkerFaceColor','y',...
     'MarkerSize',t)

plot([-2000 500],[0 0],'k','LineWidth',1.5)
plot([0 0],[-xf 0],'k','LineWidth',1.5)

set(gca,'FontSize',11);
%axis square
legend1 = legend('raio de 0,1 mm','raio de 0,3 mm','raio de 0,5
mm','raio de 0,7 mm','raio de 1 mm','Location','SouthWest')
set(legend1,'FontSize',12,'FontName','Arial')
ylabel('Profundidade (mm)','FontSize',16,'FontName','Arial')
xlabel('Tensão Residual
\sigma_x(MPa)','FontSize',16,'FontName','Arial')
grid on
annotation('textbox',...
    [0.15,0.5,0.1,0.01],...
    'String',{'30g-13p V=40,01m/s Chapa 30x30x5 (mm)'},...
    'FontSize',12,...
    'FontName','Arial',...
    'FitBoxToText','on',...
    'LineStyle','none');
print -djpeg -r600 SPx_30g13p.jpg

```

- Programa para a análise da propagação de trinca por fadiga usando o parâmetro ΔK .

```

clear all
close all
clc

% Dados de entrada -----

Dados=[% Dados experimentais]
Forca=[% Dados experimentais]
% Dados numericas
data=[%Da   a   K1max   Jmax]

dlmwrite('dados_a_K_J_CP03',data, ';')
save my_dados_a_K_J_CP03.out data -ASCII

Kmax=data(:,3);
a=data(:,2);
da=data(:,1);

% propriedades mecanicas

Kic = 157.863506
R = 0.100000

%PARÂMETROS DA CURVA dadn-DK -----
Kic = 157.864
B = 2.114e-11
n = 2.78
C = 4.291e-9
m = 2.608

% Processamento -----

Nexp=dados(:,1);
aexp=Forca(:,2).*(10^(-3));
daexp=Forca(:,3).*(10^(-3));
dadNexp = dados(:,2).*(10^(-3));
DKexp= dados(:,3).*(sqrt(10^(-3)));
DKnum=(1-R)*Kmax.*(sqrt(10^(-3)));
a=a*(10^(-3))

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%%Verificação dos parametros
dadNf_Paris=B*DKnum.^n
l=length(DKnum);
dadNf_Forman=zeros(1,1);
for i=1:l
    dadNf_Forman(i)=(C*(DKnum(i))^m)/(((1-R))*Kic-DKnum(i));
end
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%%Calculo da vida N
l=length(DKnum);
Nc=zeros(1,2);
Ni=0

```

```

Ni2=0
for i=1:l
    da=a(i+1)-a(i);
    Nc(i,1) = Life_func_P(DKnum(i),B,n,da,Ni);
    Nc(i,2) = Life_func_F(Kic,R,DKnum(i),C,m,da,Ni2);
    Ni=Nc(i,1);
    Ni2=Nc(i,2);
end
Nc
Nf_Paris=Nc(:,1);
Nf_Forman=Nc(:,2);

% Visualização dos resultados -----
figure (1)
t=6
l=2
axes('FontSize',14)
plot(log10(DKexp),log10(dadNexp),'bo','LineWidth',2)
hold on

plot(log10(DKnum),log10(dadNf_Paris),'r>','LineWidth',1,'MarkerFaceColor','w','MarkerSize',t)
plot(log10(DKnum),log10(dadNf_Forman),'gs','MarkerFaceColor','w','MarkerSize',t)
legend('Exp','Lei de Paris','Lei de Forman','Location','SouthEast')
xlabel('log(\delta K [Mpa(m)^{0.5}])')
ylabel('log(da/dN [m/ciclo])')
print -djpeg -r600 dadN_DK_num.jpg

figure (2)
axes('FontSize',14)
plot(DJexp,aexp,'bo','LineWidth',2)
hold on
plot(DKnum,a,'r<','LineWidth',1,'MarkerFaceColor','w','MarkerSize',t)
legend('a_{Exp} - \delta K_{exp}','a_{num} - \delta K_{num}','Location','SouthEast')
xlabel('\delta K (Mpa(m)^{0.5})')
ylabel('a (m)')
print -djpeg -r600 a_DK_num.jpg

figure (3)
axes('FontSize',14)
plot(DKexp,Nexp,'bo','LineWidth',2)
hold on

plot(DKnum,Nf_Paris,'r<','LineWidth',1,'MarkerFaceColor','w','MarkerSize',t)
plot(DKnum,Nf_Forman,'gs','MarkerFaceColor','w','MarkerSize',t)
legend('Exp','Lei de Paris','Lei de Forman','Location','SouthEast')
xlabel('\delta K (Mpa(m)^{0.5})')
ylabel('N (ciclo)')
print -djpeg -r600 N_DK_num.jpg

figure (4)
axes('FontSize',14)
plot(Nexp,aexp,'bo','LineWidth',2)
hold on
plot(Nf_Paris,a,'r>','LineWidth',1,'MarkerFaceColor','w','MarkerSize',t)

```

```

plot(Nf_Forman,a,'gd','LineWidth',1,'MarkerFaceColor','w','MarkerSize'
,t)
legend('Exp','Lei de Paris','Lei de Forman','Location','SouthEast')
xlabel('N      (cíclo)')
ylabel('a (m)')
print -dJpeg -r600 a_N_num.Jpg

```

- Programa para a análise da propagação de trinca por fadiga usando o parâmetro ΔJ .

```

clear all
close all
clc

```

```

% Dados de entrada -----

```

```

Dados=[% Dados experimentais]
Forca=[% Dados experimentais]
% Dados numericas
data=[%Da   a   KImax   Jmax]

dlmwrite('dados_a_K_J_CP03',data, ';')
save my_dados_a_K_J_CP03.out data -ASCII
v=(0.3)
E=183700
R=0.1
Jmax=data(:,4).*(10^(-3));
K= data(:,3).*(sqrt(10^(-3)))
h=length(data(:,2))
a=data(:,2)-0.05.*ones(h,1);
a(1)=data(1,2)
da=0.3

```

```

% propriedades mecanicas

```

```

Jic = 0.123
B = 5.109e-4
n = 1.391
C = 5.62e-5
m = 1.406
R = 0.100000

```

```

% Processamento -----

```

```

v=(0.3)
E=183700
Nexp=dados(:,1);
aexp=Forca(:,2).*(10^(-3));
daexp=Forca(:,3).*(10^(-3));
dadNexp = dados(:,2).*(10^(-3));
DKexp= dados(:,3).*(sqrt(10^(-3)));
DJexp= ((1-v^2)*(DKexp.^2))/E
DJnum= ((1-R)^2)*Jmax
da=da*(10^(-3))
a=a*(10^(-3))

```



```

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%%%Verificação dos parametros
dadNf_Dowling=B*DJnum.^n
l=length(DJnum);
dadNf_Forman=zeros(1,1);
for i=1:l
    dadNf_Rozumek(i)=(C*(DJnum(i))^m)/((1-R)^2)*Jic-DJnum(i);
end
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%%%Calculo da vida N
l=length(DJnum);
Nc=zeros(1,2);
Ni=0
Ni2=0
for i=1:l
    da=0.000250
    Nc(i,1) = Life_func_D(DJnum(i),B,n,da,Ni);
    Nc(i,2) = Life_func_RZ(Jic,R,DJnum(i),C,m,da,Ni2);
    Ni=Nc(i,1);
    Ni2=Nc(i,2);
end
Nc
Nf_Dowling=Nc(:,1);
Nf_Rozumek=Nc(:,2);

```