

UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO  
CENTRO TECNOLÓGICO  
PROGRAMA DE PÓS GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA  
MECÂNICA

MAYSA SANTOS PACHECO DE OLIVEIRA

AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO DOS AÇOS AISI 1020 E DE  
RODA FORJADA AAR CLASSE C FRENTE AO SHAKEDOWN A  
PARTIR DE ENSAIOS DE INDENTAÇÕES SUCESSIVAS.

Vitória-ES

2021

MAYSA SANTOS PACHECO DE OLIVEIRA

AValiação DO COMPORTAMENTO DOS AÇOS AISI 1020 E DE RODA FORJADA AAR  
CLASSE C FRENTE AO SHAKEDOWN A PARTIR DE ENSAIOS DE INDENTAÇÕES  
SUCESSIVAS.

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica do Centro Tecnológico da Universidade Federal do Espírito Santo, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica, na área de concentração Ciência e Engenharia de Materiais.

Orientador: Prof. Dr. Cherlio Scandian.  
Coorientador: Prof. Dr. Roberto Martins de Souza.

Vitória-ES

2021

MAYSA SANTOS PACHECO DE OLIVEIRA

AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO DOS AÇOS AISI 1020 E DE RODA AAR CLASSE C  
FORJADO FRENTE AO SHAKEDOWN A PARTIR DE ENSAIOS DE INDENTAÇÕES  
SUCESSIVAS.

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica do Centro Tecnológico da Universidade Federal do Espírito Santo, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica, na área de concentração Ciência e Engenharia de Materiais.

Aprovado em 24 de fevereiro de 2021.

COMISSÃO EXAMINADORA:

---

Prof. Dr. Cherlio Scandian - Orientador  
Universidade Federal do Espírito Santo

---

Prof. Dr. Roberto Martins de Souza - Coorientador  
Universidade de São Paulo

---

Prof. Dr. Alfredo Gay Neto - Examinador externo  
Universidade de São Paulo

---

Prof. Dr. Newton Kiyoshi Fukumasu - Examinador externo  
Universidade de São Paulo

---

Prof. Dr. Nathan Strey - Examinador externo  
Universidade Federal do Espírito Santo

*À mim mesma por ter vencido diversas batalhas.*

# Agradecimentos

A Deus e a espiritualidade por sempre estarem comigo e me dando força mesmo quando achei que não teria.

À minha família por me apoiar em tudo o que eu faço. Meu pai e minha mãe por não duvidarem de mim nenhum segundo. Aos meus irmãos Joyce e Pedro por sempre perguntarem como tudo estava e me darem carona.

Ao professor Cherlio Scandian por me ensinar tanto, por acreditar na minha capacidade e, também, por saber lidar com as minhas limitações.

Ao professor Roberto Martins de Souza pelos ensinamentos, as reuniões semanais e me receber tão bem em seu laboratório.

Ao técnico do laboratório TRICORRMAT, Carlos Alberto Rosa Neto, por toda ajuda, amizade e amparo.

Aos alunos de iniciações científica Thomaz Gomes e Leonardo Xavier por me auxiliarem nos ensaios e pelas conversas intelectuais sobre o tema.

Aos alunos do LFS – POLI-USP por sempre me receberem de portas abertas e por me auxiliarem na utilização do software ABAQUS. Especialmente à Pâmella Jureves por me receber em sua casa e me fazer companhia e ao Newton Fukumasu por sanar minhas dúvidas quando solicitado.

Aos membros do LabTDF pela amizade, por me aguentarem tagarelado o dia todo e por ouvirem minhas aflições.

Aos membros do TRICORRMAT pela companhia ao longo dos anos e o auxílio prestado.

Às minhas amigas, Kianne Ramos, Thais Lauer, Natália Oliveira, Bárbara Nascimento, Larissa Nobre e Naiara Loureiro, por me apoiarem em tudo nessa vida, pelo amor incondicional e os longos anos de amizade.

À Isadora Figueiredo por me incentivar, ouvir e animar nessa reta final.

À empresa Vale S. A. pela oportunidade em participar do projeto Cátedra Roda-Trilho.

# Resumo

Com o intuito de entender os fenômenos decorrentes de carregamento cíclico, como o *shakedown* elástico, o *shakedown* plástico ou o *ratchetting*, foram realizados ensaios de indentações sucessivas. Utilizaram-se duas cargas normais distintas 62,5 e 187,5 kgf e a metodologia consistiu em ensaios repetidos de dureza Brinell até 80 ciclos em aço de roda forjada AAR classe C e em aço AISI 1020. Esse último possui uma ampla literatura sobre os fenômenos estudados. Para a reprodução dos fenômenos experimentais, desenvolveram-se análises numéricas com o software de elementos finitos ABAQUS, selecionando-se o modelo de encruamento cinemático não-linear de Chaboche. Uma análise da influência das quantidades de encruamento  $C$  e  $\gamma$ , em relação a uma área de contato estipulada pelo autor, permitiu a obtenção desses parâmetros finais de encruamento de forma eficiente. As curvas numéricas obtidas, para os dois materiais estudados, foram verificadas na reprodução de outra gama de ensaios de indentações sucessivas até 40 ciclos. Os resultados numéricos na forma de curvas da área de contato em função do número de ciclos, em comparação às curvas experimentais, tiveram um erro máximo de 15%.

**Palavras-chave:** carregamento cíclico; shakedown; ratchetting; modelos de encruamento; ensaio de indentações sucessivas; simulações numéricas.

# Abstract

In order to understand the cyclic loading phenomena, such as elastic shakedown, plastic shakedown or ratchetting, successive indentation tests were carried out. Two normal loads were used, 62.5 and 187.5 kgf, and the methodology consisted of repeated Brinell hardness tests up to 80 cycles on forged wheel AAR Class C and AISI 1020 steels, for which more cyclic hardening data is available in the literature. Aiming to reproduce the experimental results, the finite element software ABAQUS and the Chaboche nonlinear kinematic hardening rule have been chosen. An analysis of  $C_e$   $\gamma$  influences, with an author stipulated area, allowed an efficient estimation of the final hardening parameters. The numerical curves were verified aiming to reproduce another set of successive indentations tests up to 40 cycles. The numerical results, in terms of contact area as a function of the number of cycles, presented relative errors below 15%, in comparison with experimental data.

**Keywords:** cyclic loading; shakedown; ratchetting; hardening model; successive indentations; finite element simulation.

# Lista de Siglas

- UFES – Universidade Federal do Espírito Santo
- POLI - USP – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo
- TRICORRMAT – Laboratório de Tribologia, Corrosão e Materiais da Universidade Federal do Espírito Santo
- LabTDF – Laboratório de Tribologia e Dinâmica de Ferrovias da Universidade Federal do Espírito Santo
- HCF – Fadiga de alto ciclo
- LCF – Fadiga de baixo ciclo
- AF – Modelo de encruamento cinemático proposto por Armstrong e Frederick (1966)
- AKO – Modelo de encruamento cinemático proposto por Abdel-Karim e Ohno (2000)
- MAKOC – Modificação do modelo AKO
- CH3 – Modelo de encruamento cinemático decomposto de Chaboche com três *backstress* não-lineares
- N1-L1 – Modelo de encruamento cinemático decomposto de Chaboche com uma *backstress* não-linear e outra linear
- N3-L1 – Modelo de encruamento cinemático decomposto de Chaboche com três *backstress* não-lineares e uma linear
- C-H4T – modelo de encruamento cinemático modificado de Chaboche com quatro *backstress* não-lineares e uma fator limite
- GA – Algoritmo genético
- AS – Análise de sensibilidade
- N3-L0 S.O.GA – Modelo de encruamento cinemático decomposto de Chaboche com três *backstress* não-lineares e nenhuma linear com a otimização mono-objeto do algoritmo genético (GA)
- N3-L0 M.O.GA – Modelo de encruamento cinemático decomposto de Chaboche com três *backstress* não-lineares e nenhuma linear com a otimização multiobjetos do algoritmo genético (GA)
- CSMs – Materiais ciclicamente estáveis
- CIKH – Modelo de encruamento combinado entre modelo cinemático não-linear e isotrópico
- CIKH GA – Modelo de encruamento combinado entre modelo cinemático não-linear e isotrópico com a otimização do algoritmo genético.
- N2-L0 GA – Modelo de encruamento cinemático decomposto de Chaboche com duas *backstress*

não-linear e nenhuma linear com a otimização do algoritmo genético (GA)

N2-L0 SA – Modelo de encruamento cinemático decomposto de Chaboche com duas *backstress* não-linear e nenhuma linear com a otimização da análise de sensibilidade (SA)

AKO GA – Modelo de encruamento proposto por Abdel-Karim e Ohno (2000) com a otimização do algoritmo genético (GA)

AKO SA – Modelo de encruamento proposto por Abdel-Karim e Ohno (2000) com a otimização da análise de sensibilidade (SA)

U71Mn – Aço utilizado na fabricação de trilhos ferroviários (0,65%C; 0,70%Si; 0,85%Mn)

SA333 – Aço de baixa temperatura utilizado na fabricação de tubos (0,30%C; 0,40%Mn; 0,025%P; 0,025%S)

C-Mn – Aço manganês austenítico (1,0%C; 10%Mn)

TA16 – Liga de cobre fundido utilizada na fabricação de terminais de pressão mecânicos

AA7075 – Liga de alumínio (6,2%Zn; 2,0%Mg; 1,7%Cu)

SAE 4740 – Liga de cobre utilizado na indústria de minério e de construção civil

R7T – Aço utilizado na fabricação de rodas ferroviárias (0,38%Zn; 0,82%Mn; 0,49%Si; 0,24%Cr)

ASTM E10-18 – Norma da American Society for Testing and Materials para o ensaio de dureza Brinell

ABNT NBR ISO 6506-1:2019 – Norma da Associação Brasileira de Normas Técnicas para o ensaio de dureza Brinell

ARR M-107/M-208 – Norma da Association of American Railroads para rodas ferroviárias

$Al_2O_3$  – Alumina

WC-Co – Carbetto de tungstênio

PEEQ – Deformação plástica equivalente

# Lista de Símbolos

- $\Delta\sigma$  variação de tensão
- $\Delta\varepsilon$  variação de deformação
- $\sigma_Y$  tensão de escoamento a deformação plástica zero
- R variável isotrópica para encruamento isotrópico ou raio da esfera para teoria de Hertz
- Q, b parâmetros do material em encruamento isotrópico
- p deformação plástica acumulada
- $\varepsilon^p$  deformação plástica
- $C_0$  estado inicial de anisotropia a deformação plástica zero
- $X$  *backstress* ou força de recuo
- $d\mu$  derivada de um fator multiplicador
- $\sigma$  tensão
- $X_l$  centro da superfície l do encruamento multilinear ou *backstress* do encruamento cinemático não-linear
- $R_l$  tamanho da superfície l do encruamento multilinear
- $C_i, \gamma_i$  parâmetros de encruamento cinemático não-linear
- A área de contato para o cálculo de pressão ou área projetada ou real de indentação para cálculo da dureza
- P pressão de contato média
- $F_N$  força normal ou de indentação
- a raio da área de contato
- h profundidade de penetração
- H dureza
- E módulo de elasticidade
- HB dureza Brinell
- HBW dureza Brinell com indentador de carbeto de tungstênio
- d diâmetro da indentação
- D diâmetro da esfera
- $\sigma_y$  tensão de escoamento calculada pela dureza Vickers
- n coeficiente de encruamento
- m coeficiente de Meyer

$H_v$  dureza Vickers

U1, U2 e UR3 representação dos graus de liberdade nos eixos x, y e rotação em z, respectivamente

$A_{num}$  área de contato obtida pelas simulações numéricas

$A_{exp}$  área da calota obtida experimentalmente

# Lista de Figuras

2.1	Fenômeno de encruamento cíclico: (a) deformação controlada; (b) tensão controlada. Fonte: LEMAITRE e CHABOCHE, 2017. Nota: Adaptada. . . . .	4
2.2	Fenômeno de relaxamento cíclico: (a) deformação controlada; (b) tensão controlada. Fonte: LEMAITRE e CHABOCHE, 2017. Nota: Adaptada. . . . .	4
2.3	Fenômenos de (a) Shakedown; (b) Ratchetting; (c) Não Relaxação da tensão média – plasticidade cíclica; (d) Relaxação da tensão média. Fonte: LEMAITRE e CHABOCHE, 1994. Nota: Adaptada. . . . .	5
2.4	Diferentes formas de resposta ao carregamento cíclico: (a) perfeitamente elástica, (b) shakedown, (c) plasticidade cíclica, (d) ratchetting. Fonte: WILLIAMS, 2005. Nota: Adaptada. . . . .	6
2.5	Três tipos possíveis de comportamento de ratchetting. Fonte: PAUL, 2019. Nota: Adaptada. . . . .	7
2.6	Encruamento anisotrópico (rotação da superfície) sobreposto ao encruamento cinemático (translação) e um amolecimento isotrópico (redução) para o aço 1Cr-1/2Mo-1/4V. O número 1 indica a superfície de escoamento inicial e o número 2 a superfície subsequente. Fonte: LEMAITRE E CHABOCHE, 1990. Nota: Adaptada. . . . .	9
2.7	Encruamento Isotrópico: representação no espaço tensorial e no tração-compressão. Fonte: LEMAITRE E CHABOCHE, 1990. Nota: Adaptada. . . . .	10
2.8	Efeito Bauschinger. Fonte: LEMAITRE E CHABOCHE, 1990. Nota: Adaptada. . . . .	10
2.9	Encruamento cinemático: representação no espaço tensorial e em tração-compressão. . . . .	11
2.10	Regra de encruamento cinemático multilinear. Fonte: ABDEL-KARIM, 2005. . . . .	13
2.11	Encruamento cinemático não linear: a) tridimensional; b) tração-compressão. Fonte: LEMAITRE E CHABOCHE, 1990. Nota: Adaptada. . . . .	14
2.12	Relação cíclica tensão-deformação e o comportamento de ratchetting. Fonte: KOO et al., 2019. Nota: Adaptada. . . . .	15
2.13	Efeito dos parâmetros de encruamento cinemáticos (a) $C$ e (b) $\gamma$ nos dados $\delta\varepsilon-N$ . Fonte: KOO et al., 2019. Nota: Adaptada. . . . .	15
2.14	Efeito de $\gamma_3$ na precisão na caracterização de deformações axiais em picos de tensão positiva em ensaios assimétricos com controle de tensão. Fonte: RAMEZANSEFAT E SHAH-BEYK, 2015. Nota: Adaptada. . . . .	16
2.15	Influência do parâmetro $\gamma_2$ na resposta do ratchetting do modelo de Chaboche ( $l = 2$ ). Fonte: HALAMA et al., 2012. . . . .	17

2.16	Superposição do encruamento isotrópico em R (1), em C (2) e em $\gamma$ (3). Fonte: LEMAITRE E CHABOCHE, 1990. . . . .	19
2.17	Esquema dos artigos analisados para os aços de baixo carbono e seus respectivos pontos principais. Fonte: AUTOR. . . . .	20
2.18	Esquema dos artigos analisados para os aços de roda e seus respectivos pontos principais. Fonte: AUTOR. . . . .	21
2.19	Comparação das previsões do ratchetting uniaxial com o experimental. Fonte: HALAMA et al., 2012. . . . .	25
2.20	Comparação do ratchetting multiaxial com o experimental. Fonte: HALAMA et al., 2012.	26
2.21	Representação esquemática do comportamento de Masing. Fonte: HALAMA et al., 2015. Nota: Adaptada. . . . .	28
2.22	Esquema de distribuição de tensão para o contato elástico entre uma esfera e um plano devido a uma carga normal externa. Fonte: ZUM GAHR, 1987. . . . .	29
2.23	Indentação de uma semi-espaço elastoplástico por uma esfera rígida. Linhas pontilhadas: contornos da tensão de escoamento. Fonte: JOHNSON, 1985 apud HARDY et al., 1971. . . . .	30
2.24	Representação esquemática da distribuição de pressão na área de contato e abaixo dela. Contato elástico, elastoplástico e plástico entre uma esfera e uma superfície plana. Fonte: ZUM GAHR, 1987. . . . .	31
2.25	Campo Boussinesq para as tensões normais principais. A) Trajetórias das tensões, vista superior do semi-espaço e vista lateral. B) Contornos, vista lateral. Note as linhas pontilhadas, o mínimo em 11 e zero em 22. Poisson = 0,25. Fonte: LAWN, 1993. . . . .	32
2.26	Ilustração do mecanismo de indentação por compressão proposto por Mulhearn (1959). A linha contínua circular é o contorno elastoplástico. As linhas pontilhadas indicam diversas cascas plásticas hipotéticas e as setas indicam as direções da deformação das cascas. Fonte: SAMUELS, 1986. Nota: Adaptada. . . . .	34
2.27	Deformação plástica e sua força associada para geometria esfera-plano. Fonte: ISRAELA-CHVILI, 2011. Nota: Adaptada. . . . .	35
3.1	Desenho esquemático com a posição de retirada dos discos nas rodas classe C forjadas (fora de escala). Fonte: ALMEIDA, 2017. . . . .	37
3.2	Desenho esquemático dos discos utilizados nos ensaios. Dimensões em mm. Fonte: ALMEIDA, 2017 apud FALQUETO, 2015. . . . .	37
3.3	Tamanho final de uma amostra do aço AISI 1020. Fonte: AUTOR. . . . .	37
3.4	Geometria utilizada no software de elementos finitos ABAQUS. Fonte: AUTOR. . . . .	41
3.5	Análise de convergência de malha para o aço AISI 1020 e carga 187,5 kgf. Fonte: AUTOR.	42
4.1	Curvas experimentais diâmetro médio da calota-número de ciclos da carga 62,5 kgf até 80 ciclos para os aços AISI 1020 e de roda forjada classe C. Fonte: AUTOR. . . . .	44
4.2	Curvas experimentais diâmetro médio da calota-número de ciclos da carga 187,5 kgf até 80 ciclos para os aços AISI 1020 e de roda forjada classe C. Fonte: AUTOR. . . . .	45

4.3	Curvas experimentais diâmetro médio da calota-número de ciclos da carga 62,5 kgf até 40 ciclos para os aços AISI 1020 e de roda forjada classe C. Fonte: AUTOR . . . . .	45
4.4	Curvas experimentais diâmetro médio da calota-número de ciclos da carga 187,5 kgf até 40 ciclos para os aços AISI 1020 e de roda forjada classe C. Fonte: AUTOR . . . . .	46
4.5	Comparação dos resultados experimentais, para a carga 62,5 kgf, até 40 e 80 ciclos para os aços AISI 1020 e de roda forjada Classe C. Fonte: AUTOR. Fonte: AUTOR. . . . .	46
4.6	Comparação dos resultados experimentais, para a carga 187,5 kgf, até 40 e 80 ciclos para os aços AISI 1020 e de roda forjada Classe C. Fonte: AUTOR. . . . .	47
4.7	Influência de $C_1$ : Curva área de contato do 1° ciclo vs. $C_1$ para uma área arbitrária do aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Fonte: AUTOR. . . . .	48
4.8	Influência de $C_1$ : Curvas área de contato vs. número de ciclos para uma área arbitrária do aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Fonte: AUTOR. . . . .	48
4.9	Influência de $\gamma_1$ : Curva área de contato do 1° ciclo vs. $\gamma_1$ para uma área arbitrária do aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Fonte: AUTOR. . . . .	49
4.10	Influência de $\gamma_1$ : Curvas área de contato vs. número de ciclos para uma área arbitrária do aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Fonte: AUTOR. . . . .	49
4.11	Comparação dos resultados experimentais e numéricos para 187,5 Kgf das curvas área vs. número de ciclos para o aço AISI 1020. $C_1=12.500$ MPa; $\gamma_1=88,5$ e $C_2=1.241,1$ MPa; $\gamma_2=0$ . Fonte: AUTOR. . . . .	50
4.12	Curva PEEQ vs. Número de ciclos. Fonte: AUTOR. . . . .	51
4.13	Validação dos parâmetros pela comparação dos resultados experimentais e numéricos para 187,5 Kgf até 40 ciclos das curvas área vs. número de ciclos para o aço AISI 1020. $C_1=12.500$ MPa; $\gamma_1=88,5$ e $C_2=1.241,1$ MPa; $\gamma_2=0$ . Fonte: AUTOR. . . . .	52
4.14	Comparação dos resultados experimentais e numéricos para 62,5 Kgf das curvas área vs. número de ciclos para o aço AISI 1020. $C_1=12.500$ MPa; $\gamma_1=88,5$ e $C_2=1.241,1$ MPa; $\gamma_2=0$ . Fonte: AUTOR. . . . .	53
4.15	Curva PEEQ vs. Número de ciclos. Fonte: AUTOR. . . . .	53
4.16	Validação dos parâmetros pela comparação dos resultados experimentais e numéricos para 62,5 Kgf até 40 ciclos das curvas área vs. número de ciclos para o aço AISI 1020. $C_1=12.500$ MPa; $\gamma_1=88,5$ e $C_2=1.241,1$ MPa; $\gamma_2=0$ . Fonte: AUTOR. . . . .	54
4.17	Comparação dos resultados experimentais e numéricos para 187,5 Kgf das curvas área vs. número de ciclos para o aço de roda forjada Classe C. $C_1=40.810$ MPa; $\gamma_1=87$ e $C_2=5.000$ MPa; $\gamma_2=0$ . Fonte: AUTOR. . . . .	55
4.18	Alternativas para o estudo do uso de duas <i>backstress</i> não-lineares. Na legenda os valores estão dispostos da seguinte forma: $C_1-\gamma_1- C_2-\gamma_2$ ; ABAQUS consiste na curva que melhor caracterizou a curva experimental e ENSAIO consiste na curva gerada em laboratório. Fonte: AUTOR. . . . .	56
4.19	Curva PEEQ vs. Número de ciclos. Fonte: AUTOR. . . . .	57

4.20	Validação dos parâmetros pela comparação dos resultados experimentais e numéricos para 187,5 kgf até 40 ciclos das curvas área vs. número de ciclos para o aço de roda forjada Classe C. $C_1=40.810$ MPa; $\gamma_1=67$ e $C_2=5.000$ MPa; $\gamma_2=0$ . Fonte: AUTOR. . . . .	58
4.21	Comparação dos resultados experimentais e numéricos para 62,5 kgf das curvas área vs. número de ciclos para o aço de roda forjada Classe C. $C_1=40.810$ MPa; $\gamma_1=87$ e $C_2=5.000$ MPa; $\gamma_2=0$ . Fonte: AUTOR. . . . .	59
4.22	Validação dos parâmetros pela comparação dos resultados experimentais e numéricos para 62,5 kgf até 40 ciclos das curvas área vs. número de ciclos para o aço de roda forjada Classe C. $C_1=40.810$ MPa; $\gamma_1=67$ e $C_2=5.000$ MPa; $\gamma_2=0$ . Fonte: AUTOR. . . . .	59
4.23	Curva PEEQ vs. Número de ciclos. Fonte: AUTOR. . . . .	60
7.1	Microestrutura do aço AISI 1020 com aumento de 200X. Atacado com Nital 2% por 25s. Fonte: AUTOR. . . . .	68
7.2	Microestrutura do aço AISI 1020 com aumento de 500X. Atacado com Nital 2% por 25s. Fonte: AUTOR. . . . .	69
7.3	Microestrutura do aço de roda forjada Classe C com aumento de 200X. Atacado com Nital 2% por 12s. Fonte: AUTOR. . . . .	69
7.4	Microestrutura do aço de roda forjada Classe C com aumento de 500X. Atacado com Nital 2% por 12s. Fonte: AUTOR. . . . .	70
7.5	Calota em aço AISI 1020 após 1 ciclo com carga de 62,5 kgf. Fonte: AUTOR. . . . .	71
7.6	Calota em aço AISI 1020 após 40 ciclos com carga de 62,5 kgf. Fonte: AUTOR. . . . .	71
7.7	Calota em aço de roda forjada classe C após 1 ciclo com carga de 62,5 kgf. Fonte: AUTOR.	72
7.8	Calota em aço de roda forjada classe C após 40 ciclos com carga de 62,5 kgf. Fonte: AUTOR.	72
7.9	Calota em aço AISI 1020 após 1 ciclo com carga de 187,5 kgf. Fonte: AUTOR. . . . .	73
7.10	Calota em aço AISI 1020 após 40 ciclos com carga de 187,5 kgf. Fonte: AUTOR. . . . .	73
7.11	Calota em aço de roda forjada classe C após 1 ciclo com carga de 187,5 kgf. Fonte: AUTOR.	74
7.12	Calota em aço de roda forjada classe C após 40 ciclos com carga de 187,5 kgf. Fonte: AUTOR. . . . .	74
7.13	Influência de $C_2$ : Curva área de contato do 1° ciclo vs. $C_2$ para uma área arbitrária do aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Fonte: AUTOR. . . . .	75
7.14	Influência de $C_2$ : Curva área de contato vs. número de ciclos para uma área arbitrária do aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Fonte: AUTOR. . . . .	75
7.15	Influência de $\gamma_2$ : Curva área de contato do 1° ciclo vs. $\gamma_2$ para uma área arbitrária do aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Fonte: AUTOR. . . . .	76
7.16	Influência de $\gamma_2$ : Curva área de contato vs. número de ciclos para uma área arbitrária do aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Fonte: AUTOR. . . . .	76
7.17	Influência de $C_3$ : Curva área de contato do 1° ciclo vs. $C_3$ para uma área arbitrária do aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Fonte: AUTOR. . . . .	77

7.18	Influência de $C_3$ : Curva área de contato vs. número de ciclos para uma área arbitrária do aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Fonte: AUTOR. . . . .	77
7.19	Influência de $\gamma_3$ : Curva área de contato do 1° ciclo vs. $\gamma_3$ para uma área arbitrária do aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Fonte: AUTOR. . . . .	78
7.20	Influência de $\gamma_3$ : Curva área de contato vs. número de ciclos para uma área arbitrária do aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Fonte: AUTOR. . . . .	78

# Lista de Tabelas

2.1	Diferentes critérios de escoamento e encruamento. . . . .	8
2.2	Validade dos diferentes modelos. . . . .	20
2.3	Resumo das justificativas para a pouca efetividade dos modelos. . . . .	28
3.1	Parâmetros de Rugosidade . . . . .	36
3.2	Composição Roda Ferroviária Classe C. . . . .	38
3.3	Pressão de contato de Hertz entre o indetador e amostra, onde $d_1$ é o diâmetro da calota após o primeiro ciclo de ensaio. . . . .	38
3.4	Ensaio realizados. . . . .	39
3.5	Dureza Brinell e Vickers. . . . .	40
3.6	Propriedades Mecânicas inseridas no software. . . . .	41
3.7	Dados do software escolhidos. . . . .	42
3.8	Simulações realizadas. . . . .	43
4.1	Comparação dos Parâmetros. . . . .	51
4.2	Comparação dos Parâmetros. . . . .	56
7.1	Erros relativos para o aço AISI 1020 até 80 ciclos. . . . .	79
7.2	Erros relativos para o aço AISI 1020 até 40 ciclos. . . . .	79
7.3	Erros relativos para o aço de roda forjada Classe C até 80 ciclos. . . . .	80
7.4	Erros relativos para o aço de roda forjada Classe C até 40 ciclos. . . . .	80
7.5	Parâmetros encontrados na literatura para o aço AISI 1020. . . . .	81
7.6	Continuação da tabela de parâmetros encontrados na literatura para o aço AISI 1020. . . . .	82
7.7	Parâmetros encontrados na literatura para o aço de roda forjada Classe C. . . . .	83

# Sumário

Agradecimentos	v
Resumo	vi
Abstract	vii
Lista de Siglas	viii
Lista de Símbolos	x
Lista de Figuras	xvi
Lista de Tabelas	xvii
<b>1 INTRODUÇÃO</b>	<b>1</b>
<b>2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b>	<b>3</b>
2.1 CARREGAMENTO CÍCLICO E O SHAKEDOWN	3
2.2 CRITÉRIOS DE ESCOAMENTO	8
2.3 MODELOS DE ENCRUAMENTO	8
2.3.1 Encruamento Isotrópico	8
2.3.2 Efeito Bauschinger	9
2.3.3 Encruamento Cinemático	10
2.3.4 Encruamento Combinado	18
2.3.5 Classificação dos diferentes modelos	19
2.4 O ESTUDO DO CARREGAMENTO CÍCLICO AO LONGO DOS ANOS	20
2.4.1 Aço de baixo carbono	20
2.4.2 Aço de roda ferroviária classe C forjada	24
2.5 CONTATO ENTRE UMA ESFERA E UM PLANO	29
2.5.1 Campo de tensões no contato	31
2.5.2 Ensaio de dureza Brinell	32
<b>3 MATERIAIS E MÉTODOS</b>	<b>36</b>
3.1 MATERIAIS	36

3.1.1	Amostras . . . . .	36
3.2	MÉTODOS . . . . .	38
3.2.1	Ensaio de Indentações Sucessivas . . . . .	38
3.2.2	Microscopia Óptica . . . . .	39
3.2.3	Cálculo da Área da Calota . . . . .	39
3.2.4	Determinação da Tensão de Escoamento . . . . .	40
3.2.5	Simulações Numéricas no Software ABAQUS . . . . .	40
3.2.6	Cálculo do Erro Relativo . . . . .	43
<b>4</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÃO</b>	<b>44</b>
4.1	INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS C E $\gamma$ . . . . .	47
4.2	AÇO AISI 1020 PARA CARGA DE 187,5 kgf . . . . .	49
4.3	AÇO AISI 1020 PARA CARGA DE 62,5 kgf . . . . .	52
4.4	AÇO FORJADO DE RODA CLASSE C PARA A CARGA 187,5 kgf . . . . .	54
4.5	AÇO FORJADO DE RODA CLASSE C PARA A CARGA 62,5 kgf . . . . .	58
<b>5</b>	<b>CONCLUSÃO</b>	<b>62</b>
<b>6</b>	<b>SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS</b>	<b>63</b>
	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b>	<b>64</b>
<b>7</b>	<b>APÊNDICE A</b>	<b>68</b>
7.1	IMAGENS METALOGRÁFICAS . . . . .	68
7.2	IMAGENS DE CALOTAS OBTIDAS POR MEIO DE ENSAIOS DE INDENTAÇÕES SUCESSIVAS . . . . .	70
7.3	GRÁFICOS DA INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS C E $\gamma$ . . . . .	75
7.4	TABELAS DE ERROS RELATIVOS . . . . .	79
7.5	TABELAS DOS PARÂMETROS C E $\gamma$ UTILIZADOS NA LITERATURA . . . . .	81

# Capítulo 1

## INTRODUÇÃO

A deformação plástica cíclica em estruturas e componentes de engenharia é o maior fator limitante de vida sob fadiga em instalações industriais (PAUL, 2019). Concentradores de tensão locais como inclusões, defeitos, não homogeneidade do material, descontinuidades geométricas, rugosidade superficial etc. podem ser a causa de deformação plástica cíclica local. Uma vez que trincas por fadiga são iniciadas na região localmente deformada, elas irão crescer e contribuir para a falha prematura dos componentes. Diferentes formas de deformação plástica cíclica podem ser observadas nos materiais como, por exemplo, fadiga de baixo ciclo (LCF), shakedown e ratchetting. O ratchetting, acúmulo de deformação plástica, dificulta a previsão de nucleação de trincas de fadiga, já que o material pode falhar tanto por fadiga quanto pela acumulação crítica de deformação plástica unidirecional (falha por ratchetting) (HALAMA et al., 2012; PAUL, 2019).

No contato roda-trilho não é diferente. O acúmulo de deformação plástica, devido aos contatos repetitivos da roda e do trilho, contribui para o escoamento do material e surgimento de trincas no contato. Nas rodas, por exemplo, as tensões de contato podem criar fadiga de contato de rolamento (RCF) na camada superficial como, também, em posições subsuperficiais. Portanto, existe a necessidade de aprimoramentos contínuos no entendimento do comportamento do contato roda-trilho sob carregamento cíclico (JIANG e SEHITOGLU, 1996; REZAIEE-PAJAND e SINAIE, 2009; MAHMOUDI et al., 2011; HALAMA et al., 2012; CERMAL et al., 2015).

As indústrias ferroviárias economizam consideravelmente com o adiamento da reposição dos trilhos até o possível surgimento de danos. Isso é possível pelo fato do trilho ser o elemento mais caro de uma estrutura de pista. Por exemplo, para as ferrovias da Vale, o trilho e a roda representam os segundo e terceiro itens de consumo de maior custo, ficando atrás apenas do combustível. Em muitas outras ferrovias, o trilho está entre a mão-de-obra e o combustível como o item mais caro. Fica evidente, dessa forma, que para o sucesso do transporte ferroviário, a boa performance da interface roda-trilho é de suma importância (IHHA, 2001; LEWIS e OLOFSSON, 2009; ALMEIDA, 2017).

Para o entendimento dos fenômenos da teoria da plasticidade, normalmente, utilizam-se ensaios laboratoriais para a tentativa das suas reproduções. Todavia, as medições experimentais sempre carregam um nível de incerteza e, quanto maior a complexibilidade do fenômeno, maior é o valor desta. Além

disso, um número muito grande de experimentos seria necessário para se obter um bom conhecimento e entendimento dos diferentes fenômenos ocasionados pela deformação plástica cíclica. O modelamento numérico e a simulação podem reduzir o número de experimentos e dar uma outra visão ao problema. Para uma modelagem de elementos finitos precisa, é necessária uma boa representação do comportamento do material. Por isso, paralelamente aos experimentos, vários modelos de encruamento têm sido desenvolvidos para prever a resposta cíclica dos materiais usando a teoria da plasticidade. Estes modelos descrevem o comportamento dos materiais usando inúmeras constantes e parâmetros. A combinação desses parâmetros individuais nos modelos determina se os resultados observados e previstos estão de acordo. Segundo algumas pesquisas, o modelo de Chaboche é um dos mais apropriados para simular o ratchetting que ocorre no contato roda-trilho (REZAIEE-PAJAND e SINAIE, 2009; MAHMOUDI et al., 2011; CERMAL et al., 2015).

Com base no contexto exposto nos parágrafos acima, esse trabalho apresenta estudos dos fenômenos decorrentes do carregamento cíclico, reproduzindo esse tipo de carregamento por intermédio de ensaios de indentações sucessivas. Com o intuito de obter os parâmetros que caracterizam ciclicamente os materiais estudados, as curvas experimentais foram reproduzidas em simulação numérica usando-se o método dos elementos finitos, com o software ABAQUS e utilizando o modelo de encruamento de Chaboche.

O trabalho foi estruturado da seguinte maneira: O capítulo 2 consiste em uma revisão bibliográfica sobre os fenômenos ligados ao carregamento cíclico e um resumo de diferentes tipos de modelos de encruamento. Já o capítulo 3 aborda os materiais e a metodologia escolhidos. No capítulo 4 serão apresentados os resultados obtidos e respectivas discussões com base na literatura. Os capítulos 5 e 6 são destinados às conclusões e as sugestões para trabalhos futuros, respectivamente.

## Capítulo 2

# REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 CARREGAMENTO CÍCLICO E O SHAKEDOWN

Em carregamentos cíclicos de tração-compressão, metais e suas ligas podem apresentar comportamentos diferentes em termos de escoamento ao longo dos ciclos. O estado inicial, a temperatura e o material influenciam na existência do encruamento ou relaxação cíclica, definidos a seguir (LEMAITRE E CHABOCHE, 2017).

Segundo os mesmos autores, em ensaios cíclicos com controle da variação de tensão ( $\Delta\sigma$ ), a relaxação ocorre quando há um acréscimo da variação de deformação ( $\Delta\varepsilon$ ) e encruamento quando  $\Delta\varepsilon$  decresce. O inverso ocorre em ensaios com a variação de deformação ( $\Delta\varepsilon$ ) controlada, isto é, se existe o decréscimo de  $\Delta\sigma$ , o material relaxa e o aumento de  $\Delta\sigma$  indica encruamento. A Figura 2.1 e a Figura 2.2 ilustram esses fenômenos.

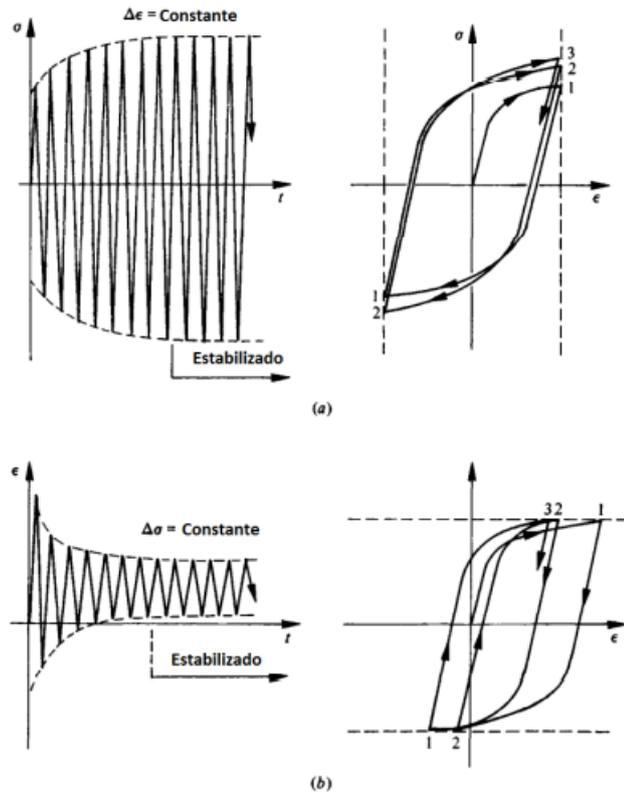


Figura 2.1: Fenômeno de encruamento cíclico: (a) deformação controlada; (b) tensão controlada. Fonte: LEMAITRE e CHABOCHE, 2017. Nota: Adaptada.

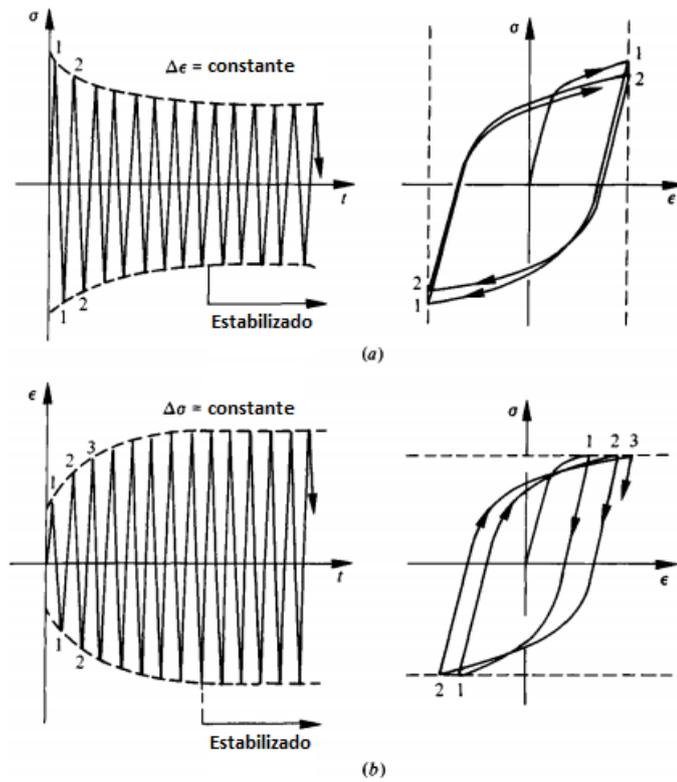


Figura 2.2: Fenômeno de relaxamento cíclico: (a) deformação controlada; (b) tensão controlada. Fonte: LEMAITRE e CHABOCHE, 2017. Nota: Adaptada.

O shakedown ou o ratchetting podem ocorrer, por exemplo, em ensaios não simétricos com tensão controlada, sendo o último com mais frequência que o primeiro. O shakedown foi definido por Kappor e Johnson (1991) como um processo em que uma estrutura, carregada ciclicamente, deforma plasticamente na primeira aplicação de carga  $e$ , posteriormente, atinge um estado estacionário cíclico, no qual sua resposta é perfeitamente elástica. Por sua vez, o ratchetting, no âmbito do comportamento mecânico dos materiais, é um acúmulo progressivo de deformação plástica, que ocorre durante o carregamento cíclico na presença de uma tensão média (Ramezansefat e Shahbeyk, 2015). Os dois fenômenos estão ilustrados na Figura 2.3 (a) e (b).

Correspondentemente, em ensaios com deformação controlada, têm-se os fenômenos de relaxação e não relaxação da tensão média – Figura 2.3 (c) e (d).

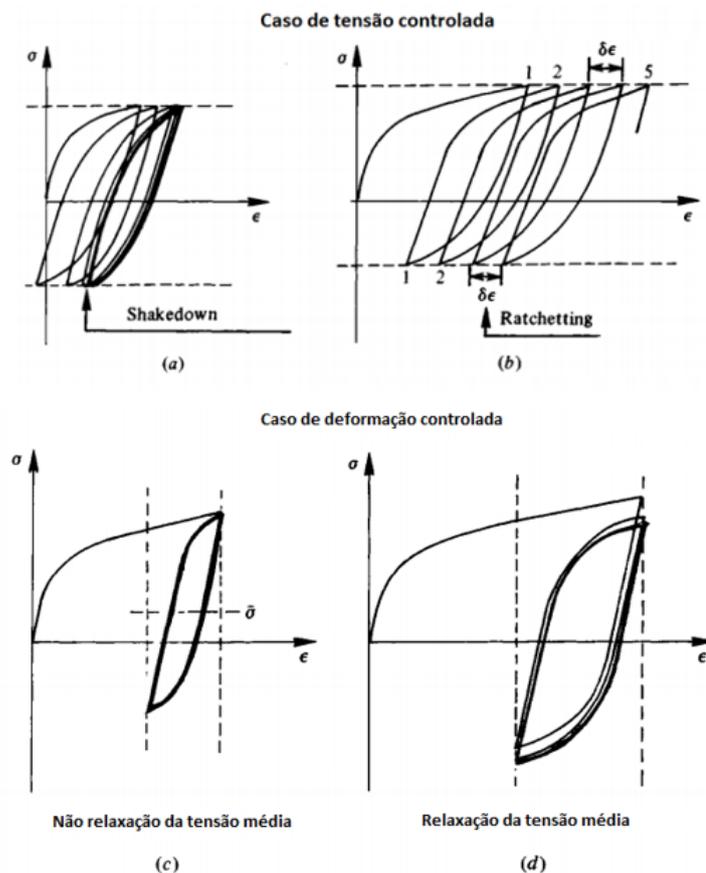


Figura 2.3: Fenômenos de (a) Shakedown; (b) Ratchetting; (c) Não Relaxação da tensão média – plasticidade cíclica; (d) Relaxação da tensão média. Fonte: LEMAITRE e CHABOCHE, 1994. Nota: Adaptada.

Para se melhor entender esses comportamentos de encruamento do material sob carregamento cíclico, Williams (2005) os ilustrou em gráficos tensão- deformação - Figura 2.4.

O autor explica que se o carregamento for suficientemente pequeno, ao ponto de nenhum elemento do material atingir o escoamento, então a resposta da estrutura será inteiramente elástica (Figura 2.4a). Acima do limite elástico, o escoamento plástico ocorrerá pelo menos na primeira aplicação de carga. De qualquer forma, devido a alguns fatores, o estado estacionário cíclico pode ser totalmente elástico e a região entrará no shakedown elástico (Figura 2.4b). Quando isso acontece, o material pode falhar

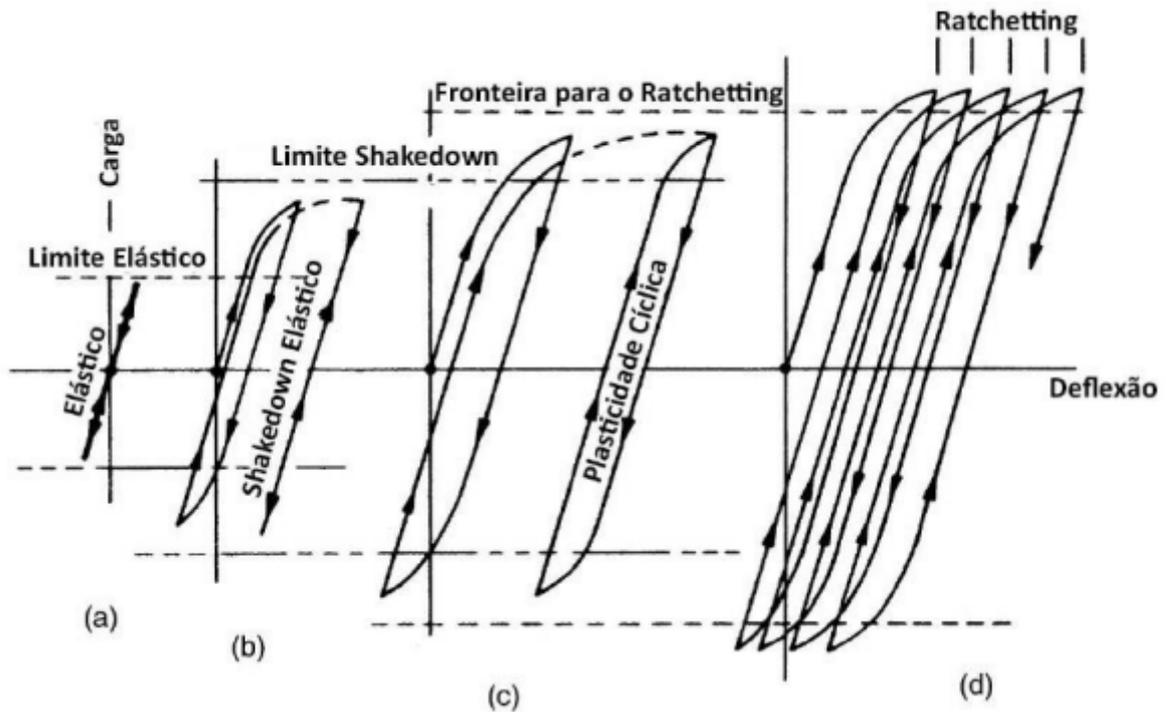


Figura 2.4: Diferentes formas de resposta ao carregamento cíclico: (a) perfeitamente elástica, (b) shakedown, (c) plasticidade cíclica, (d) ratchetting. Fonte: WILLIAMS, 2005. Nota: Adaptada.

por fadiga de alto ciclo (HCF). Contudo, em cargas mais altas, cada ciclo de carregamento leva regiões do componente a se deformar tanto elasticamente quanto plasticamente, excedendo o limite shakedown. Nesses casos, se o estado estacionário de deformação cíclica resultar em um ciclo fechado e sem crescimento líquido de deformação plástica, o shakedown plástico (ou plasticidade cíclica) será atingido (Figura 2.4c). Dessa forma, existe deformação plástica positiva na primeira metade do ciclo de carregamento seguida de deformação negativa de igual magnitude na segunda metade, fazendo com que a deformação plástica líquida no ciclo seja zero (ABDEL-KARIM, 2005). Estruturas exibindo shakedown plástico tendem a falhar em um número finito de ciclos de carregamento por fadiga de baixo ciclo (LCF). Todavia, sob algumas circunstâncias, cada ciclo de carregamento pode gerar componentes de deformação irreversíveis ocasionando a plasticidade incremental – ratchetting (Figura 2.4d) (ABDEL-KARIM, 2005; WILLIAMS, 2005; PAUL, 2019).

Uma outra maneira de representar os fenômenos descritos até aqui são os gráficos de deformação em função do número de ciclos. Rübél (1996) afirmou que quando uma estrutura está sujeita ao carregamento cíclico, sua deformação média pode aumentar em uma etapa inicial (ratchetting transiente) e pode começar a decrescer posteriormente, alcançando um estado de saturação, o shakedown elástico ou plástico. Essa situação é denominada ratchetting finito. De maneira similar, Jiang e Sehitoglu (1996) afirmaram que uma mudança transiente na resposta tensão-deformação pode ocorrer quando a magnitude do carregamento muda durante o experimento. Essas mudanças podem levar a um decréscimo ou aceleração da taxa de ratchetting.

Paul (2019) abordou três possíveis tipos de comportamento de ratchetting que um material

pode exibir. São eles (i) decréscimo da taxa de deformação levando a um shakedown elástico/plástico onde nenhum acúmulo de deformação é observado (ratchetting finito de Hübel); (ii) taxa de deformação constante, levando a um acúmulo de deformação contínuo (estacionário de Hübel) e (iii) uma taxa de deformação crescente, que leva a um grande acúmulo de deformação causando instabilidade e estrição (*necking*). Os diferentes tipos de ratchetting podem ser observados na Figura 2.5.

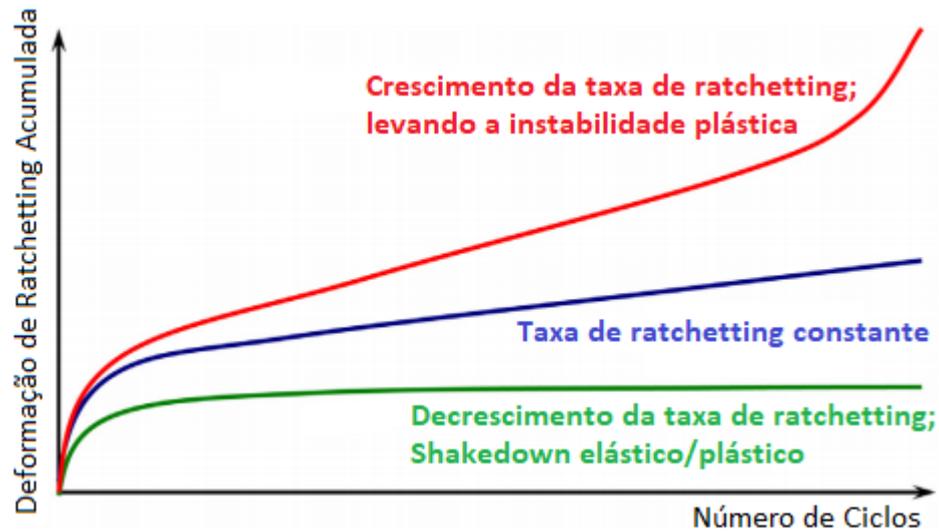


Figura 2.5: Três tipos possíveis de comportamento de ratchetting. Fonte: PAUL, 2019. Nota: Adaptada.

A diferença no âmbito físico entre plasticidade cíclica e ratchetting é explicada por Ponter et al. (1984) ao analisarem um cilindro, em um estado plano de deformação e contato linear, rolando sobre um semi-espaco elástico e perfeitamente plástico: qualquer mecanismo de plasticidade incremental precisa envolver uma zona plástica que se estende para a superfície livre, de forma que um segmento do material abaixo do contato possa ser deslocado continuamente em relação às regiões adjacentes. Isto é, os planos da superfície são cisalhados plasticamente e o material da subsuperfície permanece elástico. Se a zona de deformação plástica é contínua e fica contida abaixo da superfície, o estado estacionário deve ser o de deformação plástica alternada sem crescimento incremental, isto é, shakedown plástico.

Ponter et al. (1984) e Kapoor e Johnson (1991) também explanam que a primeira passagem de carga excedendo o limite elástico tende a gerar três fatores que inibem a deformação plástica nos ciclos subsequentes gerando o shakedown elástico:

- a) Tensões residuais, induzidas pela deformação plástica inicial, agem de forma que o escoamento subsequente seja menos provável;
- b) Encruamento do material que aumenta o limite elástico;
- c) Mudanças na geometria de contato, devido à deformação plástica inicial, podem torná-la mais conforme e, conseqüentemente, podem reduzir o nível das tensões aplicadas.

Apesar do shakedown apresentar essas três grandes influências, neste estudo focou-se na relevância do encruamento na tentativa de reprodução deste fenômeno.

## 2.2 CRITÉRIOS DE ESCOAMENTO

Lemaitre e Chaboche (1990) definem o critério de escoamento como uma generalização da tensão de escoamento para o caso multiaxial. Portanto, o critério estabelece um domínio no espaço tensorial, uma superfície de escoamento ou de carregamento, que determina as condições do início do escoamento como resultado. No geral, como consequência de deformações permanentes, a superfície de escoamento pode mudar de formato, de tamanho ou se movimentar. É importante destacar a diferença entre critérios de escoamento e de encruamento. O primeiro se refere a um estado de tensões e o segundo à sua evolução. As terminologias isotrópico e anisotrópico descrevem ambos os aspectos, enquanto o termo cinemático é aplicado somente na ideia de evolução. Portanto, pode-se falar de um encruamento isotrópico para um critério inicialmente anisotrópico. Diferentes critérios de plasticidade e regras de escoamento podem ser vistos na Tabela 2.1 (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990; ABDEL-KARIM, 2005).

Tabela 2.1: Diferentes critérios de escoamento e encruamento.

Critério de Escoamento	Critério de Encruamento
Isotrópico	Isotrópico
Isotrópico	Cinemático
Anisotrópico	Isotrópico
Anisotrópico	Cinemático
Isotrópico	Isotrópico + Cinemático + Anisotrópico
Anisotrópico	Isotrópico + Cinemático + Anisotrópico

Fonte: LEMAITRE E CHABOCHE, 1990. Nota: Adaptada.

## 2.3 MODELOS DE ENCRUAMENTO

Modelos de encruamento são relações matemáticas que descrevem a resposta tensão-deformação de um material sujeito a um carregamento externo. Portanto, uma regra de encruamento é aquela que especifica as mudanças das condições de escoamento de um material no regime elastoplástico (JIANG E SEHITOGLU, 1996). Em geral, existem três regras de encruamento que podem ser usadas para a análise plástica de estruturas: encruamento isotrópico, cinemático e anisotrópico (ABDEL-KARIM, 2005; MAHMOUDI ET AL., 2011).

De forma resumida, o encruamento anisotrópico implica na rotação do critério de escoamento. Por exemplo, no plano das tensões principais, isso resulta em uma mudança da excentricidade na elipse de von Mises ou a rotação dos seus eixos, Figura 2.6. Experimentos mostram que a deformação da superfície de escoamento pode ocorrer pela aparição de ‘quinas’ ou ‘rebarbas’, além da sua rotação e expansão/contração uniforme. Como esse tipo de anisotropia não será utilizada neste estudo e sua modelagem é muito complexa, serão detalhados somente os casos de encruamento isotrópico e cinemático (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990).

### 2.3.1 Encruamento Isotrópico

Apesar de a maioria dos materiais apresentarem uma anisotropia, muitas vezes induzida pelo

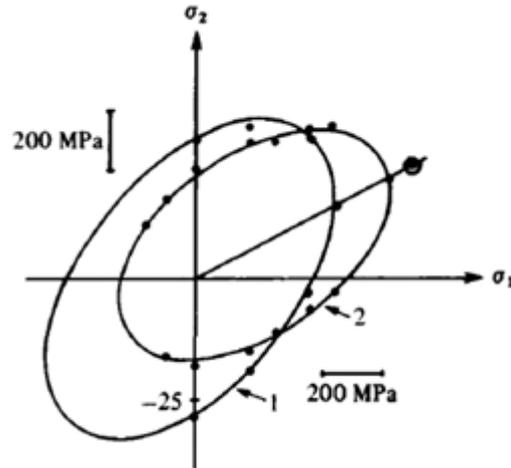


Figura 2.6: Encruamento anisotrópico (rotação da superfície) sobreposto ao encruamento cinemático (translação) e um amolecimento isotrópico (redução) para o aço 1Cr-1/2Mo-1/4V. O número 1 indica a superfície de escoamento inicial e o número 2 a superfície subsequente. Fonte: LEMAITRE E CHABOCHE, 1990. Nota: Adaptada.

encruamento, a representação do encruamento isotrópico é frequentemente usada. Isso se deve à sua simplicidade e sua boa representação em casos de carregamentos proporcionais – as direções principais da tensão mantendo-se constantes no espaço tensorial durante o carregamento (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990).

A regra de encruamento isotrópico determina que a superfície de escoamento expande/contrai uniformemente em relação à origem do espaço tensorial, enquanto o seu centro permanece o mesmo. A Figura 2.7 mostra, esquematicamente, a evolução do critério no espaço tensorial e a curva tensão-deformação plástica correspondente em tração e compressão (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990; ABDEL-KARIM, 2005).

Um material é considerado pela hipótese de encruamento isotrópico se seus limites do domínio elástico forem dependentes apenas de um parâmetro escalar, isto é, a evolução da superfície de carregamento é governada somente por essa variável. Nesse caso, o tamanho da superfície de escoamento é expresso pelo valor inicial  $\sigma_Y$  e pela variável isotrópica  $R$ , que é usualmente dependente da deformação plástica acumulada (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990; HALAMA et al., 2012).

$$dR = b(Q - R)dp \quad (2.1)$$

$dR$  é o incremento da variável isotrópica  $R$ ,  $Q$  e  $b$  são parâmetros do material e  $dp$  é o incremento da deformação plástica acumulada.

### 2.3.2 Efeito Bauschinger

Na maioria dos materiais, a deformação plástica que ocorre em uma direção afetará a resposta plástica subsequente em outra direção. Assim, por exemplo, o efeito Bauschinger se manifesta quando uma amostra é sujeita a um ensaio de tração seguido por um de compressão. Na tração, se houver

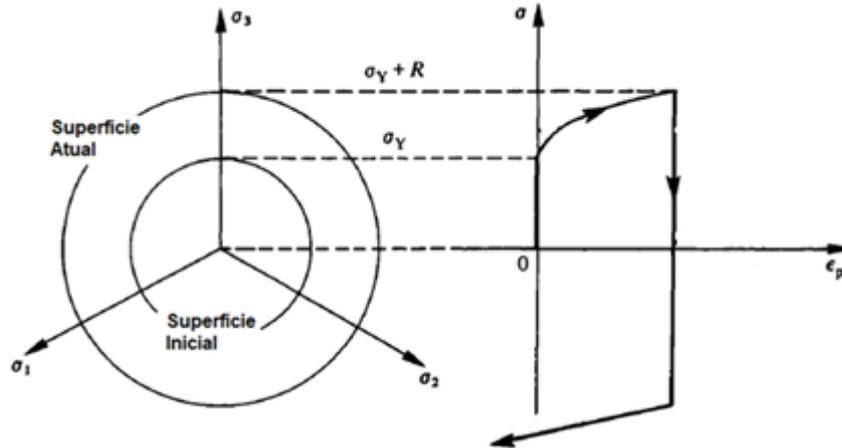


Figura 2.7: Encruamento Isotrópico: representação no espaço tensorial e no tração-compressão. Fonte: LEMAITRE E CHABOCHE, 1990. Nota: Adaptada.

deformação plástica, o empilhamento de discordâncias produz uma tensão de recuo (*backstress*) que se opõe a tensão aplicada no plano de deslizamento (DIETER, 1988). Quando descarregado e novamente carregado no sentido contrário, as *backstress* auxiliam o movimento das discordâncias já que a direção do deslizamento é revertida. Dessa forma, discordâncias de sinais opostos podem ser criadas, atraindo e aniquilando as originadas na primeira direção de deslizamento. O efeito final é o amolecimento do material durante o carregamento em sentido oposto. Portanto, frequentemente, após uma tração inicial, o material encrua em tração (aumento do limite de escoamento) e amolece em compressão. A Figura 2.8 mostra a menor tensão de escoamento em compressão em comparação à que seria observada se o ensaio de compressão fosse realizado primeiro (DIETER, 1988; MEYERS e CHAWLA, 2009).

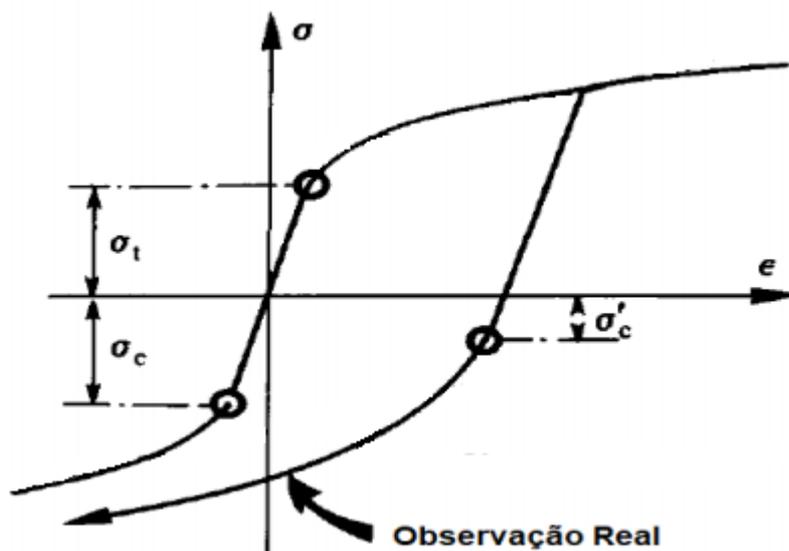


Figura 2.8: Efeito Bauschinger. Fonte: LEMAITRE E CHABOCHE, 1990. Nota: Adaptada.

### 2.3.3 Encruamento Cinemático

No encruamento cinemático os domínios elásticos mantêm seu tamanho constante, mas se movem

por translação no espaço tensorial. O centro do domínio elástico representa a *backstress*. Essa consiste em uma tensão de longo alcance produzida pelo empilhamento de discordâncias. Esse acúmulo ocorre nos contornos de grão devido às deformações geradas pela tração nos materiais. As *backstresses* são direcionais e compensam algumas das tensões cisalhantes aplicadas, tornando o material mais resistente a maiores tensões. Estas, também, são frequentemente associadas ao efeito Bauschinger, por terem a mesma origem física, e ao encruamento. Apesar de serem pequenas em metais homogêneos, elas se tornam significativas em materiais heterogêneos (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990; ZHU E WU, 2019).

O encruamento cinemático, em comparação com o isotrópico, é o que mais se aproxima do comportamento real dos materiais e que representa uma primeira aproximação do efeito Bauschinger. Ao ser utilizado pelas equações constitutivas, juntamente com o critério de Von Mises, é capaz de descrever o ratchetting. No geral, o encruamento cinemático pode ser categorizado em três tipos: linear, multilinear e não linear (ABDEL-KARIM, 2005; REZAIIEE-PAJAND E SINAIE, 2009; MAHMOUDI ET AL., 2011).

### Encruamento Cinemático Linear

A Figura 2.9 mostra um esquema do movimento da superfície de escoamento no espaço tensorial e seu modelamento correspondente em tração-compressão no diagrama tensão-deformação (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990).

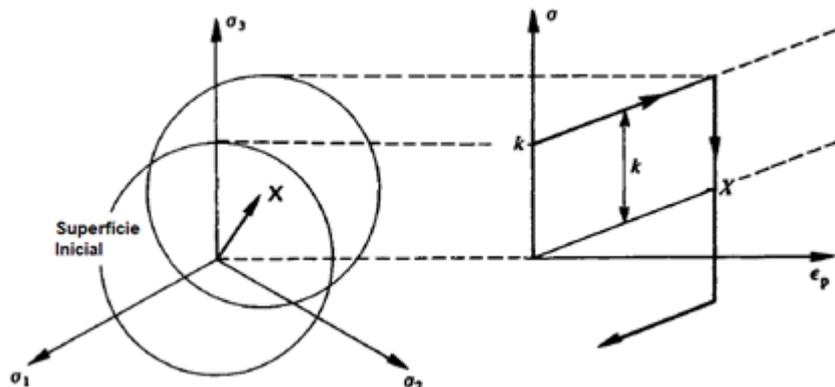


Figura 2.9: Encruamento cinemático: representação no espaço tensorial e em tração-compressão.

### Regra de encruamento cinemático de Prager

Prager propôs uma regra de encruamento cinemático baseada na seguinte expressão (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990; BARI E HASSAN, 2000):

$$d\mathbf{X} = C_0 d\boldsymbol{\varepsilon}^p \quad (2.2)$$

Onde  $d\boldsymbol{\varepsilon}^p$  representa o incremento da deformação plástica,  $C_0$  descreve o estado inicial de anisotropia no estado de zero deformação plástica (módulo de encruamento) e  $d\mathbf{X}$  é o incremento da *backstress*.

Em particular, se a superfície de carregamento é descrita pelo critério de Von Mises, pode-se expressar a lei de encruamento cinemático pela seguinte forma:

$$d\mathbf{X} = \frac{2}{3}C_0d\varepsilon^p \quad (2.3)$$

Onde  $C_0$  é constante.

A linearidade da lei do encruamento de Prager oferece vantagens na construção de algoritmos de análises numéricas mais estáveis e menos demorados. Por outro lado, no caso de carregamentos cíclicos, o efeito Bauschinger é representado qualitativamente e falha em produzir qualquer acumulação de deformação plástica na presença de tensão média, isto é, o ratchetting não é descrito (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990; REZAIEE-PAJAND e SINAIE, 2009).

### Equação de Prager-Ziegler

A modificação de Ziegler da lei de Prager consiste em:

$$d\mathbf{X} = (\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{X})d\mu \quad (2.4)$$

em que  $d\mu$  é a derivada de um fator multiplicador e  $\boldsymbol{\sigma}$  é a tensão na superfície de escoamento.

O uso do tensor  $(\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{X})$  permite se levar em conta a influência da tensão hidrostática na evolução da variável interna cinemática. Como Prager, Ziegler não descreve o ratchetting para carregamentos uniaxiais e tende ao shakedown plástico para um carregamento biaxial (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990; HALAMA et al., 2012).

### Encruamento Multilinear

O encruamento cinemático geralmente decorre de tensões geradas em agregados policristalinos pelas incompatibilidades das deformações plásticas locais de um grão para o outro. Portanto, alternativas para melhorar o modelo de encruamento linear foram desenvolvidas introduzindo a não linearidade pela superposição de vários modelos elementares correspondendo aos diferentes grãos. Dessa forma, o modelo multilinear pode ser generalizado introduzindo o encruamento linear e/ou cinemático em cada elemento, isto é, cada superfície representaria uma regra de encruamento, Figura 2.10 (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990; REZAIEE-PAJAND E SINAIE, 2009; HALAMA et al., 2012). Os modelos multilineares, em carregamento uniaxiais, dividem a curva tensão-deformação em muitos segmentos lineares. Quando um número suficiente de segmentos é escolhido, as simulações são satisfatórias.

Infelizmente, como no modelo cinemático linear, os modelos multilineares não têm capacidade de reproduzir o ratchetting para carregamentos uniaxiais (BARI E HASSAN, 2000; REZAIEE-PAJAND E SINAIE, 2009).

### Formulação de Mroz

A formulação de Mroz é a generalização do modelo multilinear para o caso multiaxial. Ela consiste em um certo número de superfícies no espaço tensorial inseridas umas nas outras com transformações cinemáticas e/ou isotrópicas.  $\mathbf{X}_l$  e  $R_l$  são, respectivamente, o centro e o tamanho de cada superfície  $l$  e obedecem ao critério de von Mises (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990).

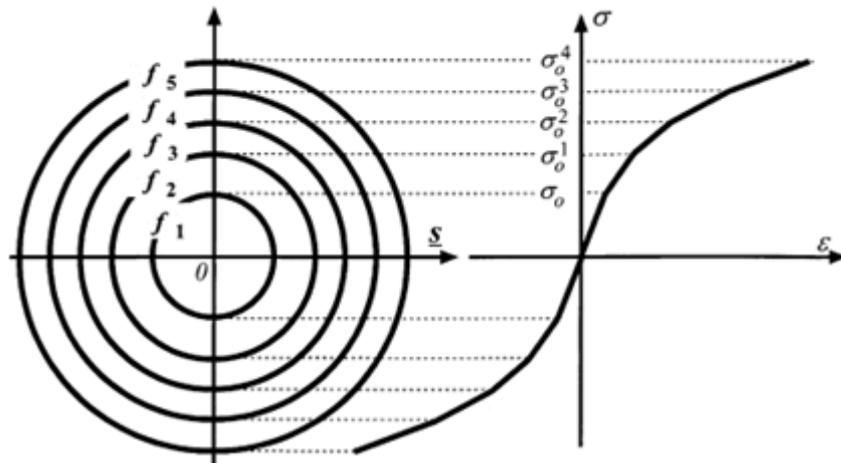


Figura 2.10: Regra de encruamento cinemático multilinear. Fonte: ABDEL-KARIM, 2005.

$$d\mathbf{X}_l = (\sigma_{l+1} - \sigma)d\mu \quad (2.5)$$

Como na formulação de Ziegler, o módulo de encruamento pode depender de  $\sigma$ .

Iniciando com um estado de tensão localizado no domínio elástico (menor superfície), o escoamento sucessivo ocorrerá em cada superfície, Figura 2.10. Em oposição às regras cinemáticas lineares, essa regra consegue caracterizar o ratchetting com taxa de deformação constante em carregamentos multiaxiais (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990; ABDEL-KARIM, 2005).

### Encruamento Cinemático Não-Linear

O modelo de encruamento cinemático linear, anteriormente descrito, não pode ser utilizado para descrever corretamente os efeitos do ratchetting. Além disso, promove somente uma descrição básica do efeito Bauschinger. Essa seção irá mostrar como contornar essa situação pela introdução da não linearidade no encruamento cinemático (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990).

### Modelo de Armstrong e Frederick (AF)

O modelo mais conhecido de encruamento cinemático não linear foi proposto por Armstrong e Frederick (1966). A deficiência dos modelos anteriores é eliminada pela introdução de um termo de recuperação que, associado ao efeito de memória de deformação, faz ser possível a previsão do acúmulo de deformação plástica. A sua formulação utiliza somente o critério de von Mises (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990; JIANG E SEHITOGU, 1996; BARI E HASSAN, 2000; REZAIIEE-PAJAND e SINAIE, 2009).

$$d\mathbf{X} = \frac{2}{3}C d\varepsilon^p - \gamma \mathbf{X} dp \quad (2.6)$$

Onde  $dp$  é o incremento da deformação plástica acumulada e  $C$  e  $\gamma$  são os parâmetros de encruamento. O parâmetro  $C$  é o módulo de encruamento cinemático e  $\gamma$  determina a taxa que  $C$  decresce com

o aumento de deformação plástica. Assume-se, geralmente, o tensor  $\mathbf{X}$  como sendo nulo no estado inicial (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990).

A representação do modelo pode ser observada na Figura 2.11.

Um das características a serem notadas é que esse modelo é um caso particular do modelo de Mroz de duas superfícies. A vantagem da formulação presente é que com somente duas superfícies é possível descrever a não linearidade do encruamento de forma contínua (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990).

Conceitualmente, o modelo de Armstrong-Frederick foi um avanço na representação das respostas de plasticidade para carregamentos cíclicos, mas ainda não é robusto o suficiente para prever as repostas de ratchetting (BARI E HASSAN, 2000; REZAIIEE-PAJAND E SINAIE, 2009).

Os próximos modelos a serem descritos se basearam no modelo de AF e, por isso, diferem somente quanto ao termo de recuperação.

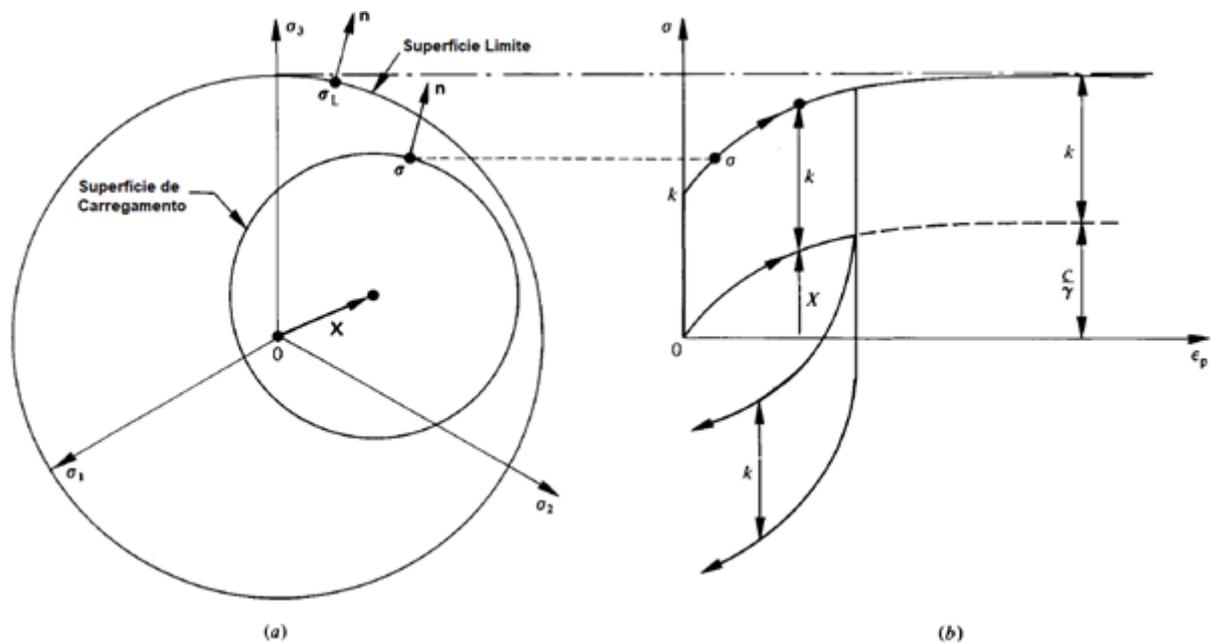


Figura 2.11: Encruamento cinemático não linear: a) tridimensional; b) tração-compressão. Fonte: LEMAITRE E CHABOCHE, 1990. Nota: Adaptada.

### Modelo Decomposto de Chaboche

Apesar das melhorias geradas pelo modelo cinemático não linear em relação ao modelo linear, ele promove uma descrição inadequada quando a faixa de deformação é significativa. É fácil contornar essa deficiência pela superposição de vários modelos análogos (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990):

$$\mathbf{X} = \sum_l \mathbf{X}_l \quad (2.7)$$

Dessa forma, a regra é expressa por uma expansão em série de *backstress* (JIANG E SEHITOGLU, 1996). Cada uma das variáveis cinemáticas  $\mathbf{X}_l$  é independente e obedece a regra de evolução:

$$d\mathbf{X}_l = \frac{2}{3}C d\boldsymbol{\varepsilon}^p - \gamma \mathbf{X}_l dp \quad (2.8)$$

Aumentando o número de *backstress*, o modelo de Chaboche é capaz de simular previsões mais precisas do ratchetting que o modelo de AF. No entanto, superestima tanto o ratchetting uniaxial quanto o multiaxial, sendo o último com mais sobrevalorização (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990; REZAIIEE-PAJAND E SINAIE, 2009).

Lemaitre e Chaboche (1990) afirmaram que o encruamento pode ser representado tanto pelo crescimento de  $C$  ou pelo decréscimo de  $\gamma$ . Esse comportamento foi confirmado por Koo et al. (2019) que constataram o aumento da taxa de ratchetting ( $\delta\varepsilon$ ) com o decréscimo de  $C$  e o crescimento de  $\gamma$  e a permanência dessa reação ao longo dos ciclos. As Figura 2.12 e Figura 2.13 demonstram esses fatores.

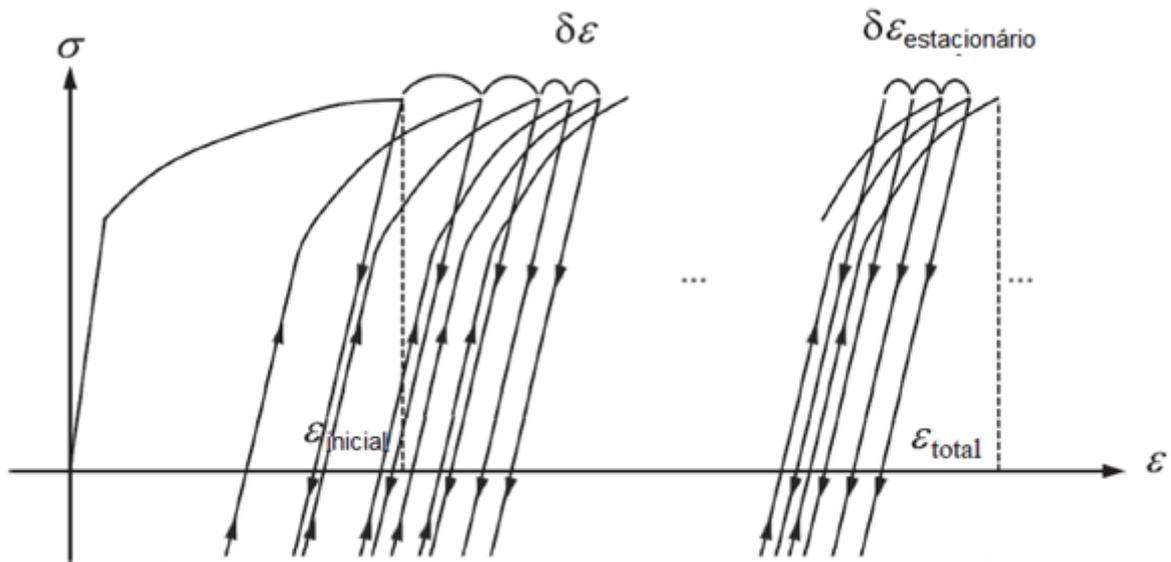


Figura 2.12: Relação cíclica tensão-deformação e o comportamento de ratchetting. Fonte: KOO et al., 2019. Nota: Adaptada.

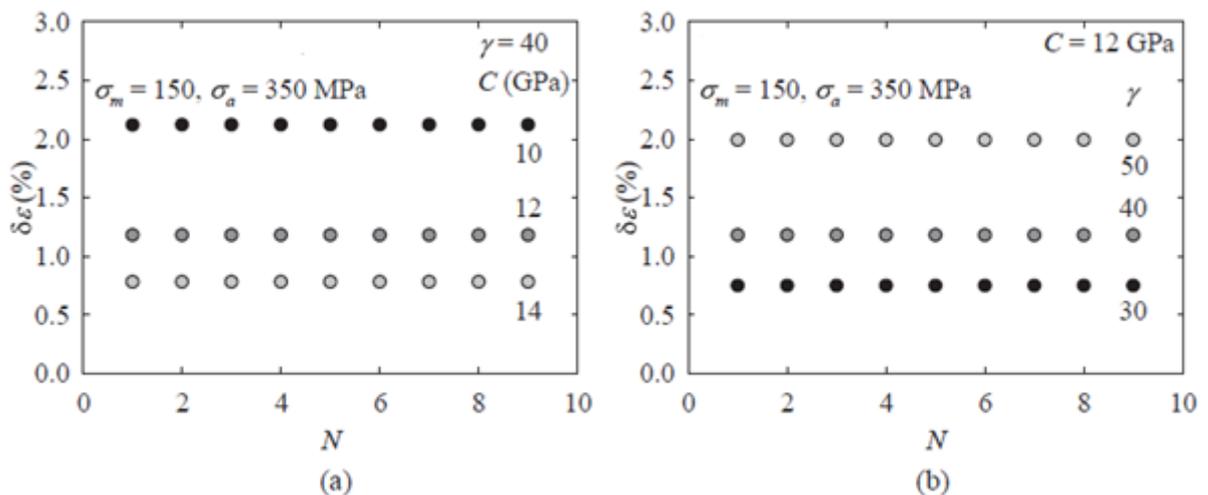


Figura 2.13: Efeito dos parâmetros de encruamento cinemáticos (a)  $C$  e (b)  $\gamma$  nos dados  $\delta\varepsilon$ - $N$ . Fonte: KOO et al., 2019. Nota: Adaptada.

Chaboche propôs o uso de três componentes decompostas para se obter uma previsão de ratchetting aceitável. Cada uma cobre uma faixa de deformação: Um alto módulo inicial no começo do escoamento ( $\mathbf{X}_1$ ), uma parte transiente não linear ( $\mathbf{X}_2$ ) e uma parte do módulo constante na extensão para altas deformações ( $\mathbf{X}_3$ ). No primeiro termo, é empregado um alto módulo inicial para rápida estabilização, o segundo e terceiro termos são usados para modelar a parte transiente e a parte linear final, respectivamente.

Esse modelo costuma superestimar a deformação de ratchetting nos ciclos iniciais e o uso de  $(\gamma_3 = 0)(\gamma \ll C)$  é indicado para grandes deformações, o que leva um efeito de ratchetting menos pronunciado, já que a deformação de ratchetting reduz com o aumento dos ciclos e a estrutura gradualmente se aproxima do shakedown elástico/plástico. O shakedown é causado principalmente pela incorporação da regra de encruamento cinemático linear ( $\gamma_3 = 0$ ) juntamente com as regras não lineares. Dessa forma, ele ocorre somente nos casos em que  $\gamma_3$  é nulo, caso contrário, o modelo descreve uma taxa de ratchetting constante (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990; BARI E HASSAN, 2000; ABDEL-KARIM, 2005; REZAIEE-PAJAND E SINAIE, 2009; MAHMOUDI ET AL., 2011; HALAMA et al., 2012).

Mesmo atingindo o shakedown elástico/plástico, esse modelo superestima a taxa de ratchetting uniaxial nos primeiros ciclos e nos casos multiaxiais (ABDEL-KARIM, 2005). Esse comportamento fica evidente na Figura 2.14.

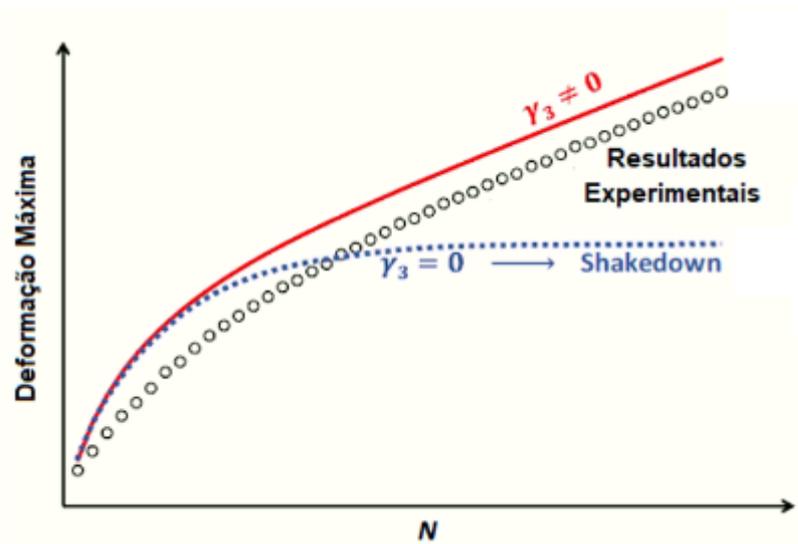


Figura 2.14: Efeito de  $\gamma_3$  na precisão na caracterização de deformações axiais em picos de tensão positiva em ensaios assimétricos com controle de tensão. Fonte: RAMEZANSEFAT E SHAHBEEK, 2015. Nota: Adaptada.

Aqui é importante ressaltar que não é evidente qual tipo de shakedown, elástico ou plástico, o uso de uma *backstress* linear acarreta. Bari e Hassan (2000), Abdel-Karim (2005) e Ramezansfat e Shahbeyk (2015) evidenciam que o uso de  $\gamma_3 = 0$  descreve o shakedown, porém não explicitam qual deles. Já Halama et al. (2012) explicitamente afirmam que é o shakedown plástico que ocorre, Figura 2.15. Por outro lado, tanto Hübel (1996) quanto Paul (2019), ao distinguirem os tipos existentes de ratchetting, exemplificam a curva deformação em função do número de ciclos constante como uma possível ocorrência de ambos os tipos de shakedown. Todos os autores embasaram suas afirmações com um gráfico deformação em função

do número de ciclos, como o da Figura 2.13. É possível notar que não existe o crescimento de deformação plástica ao longo dos ciclos. Quando ocorre o shakedown elástico somente deformação elástica existe ao decorrer dos ciclos. No caso plástico, a deformação plástica líquida no ciclo é nula. Em ambos os casos, a deformação é constante com o aumento dos ciclos, o que corrobora com a explicação dada por Hübel (1996) e Paul (2019) e a torna a mais plausível.

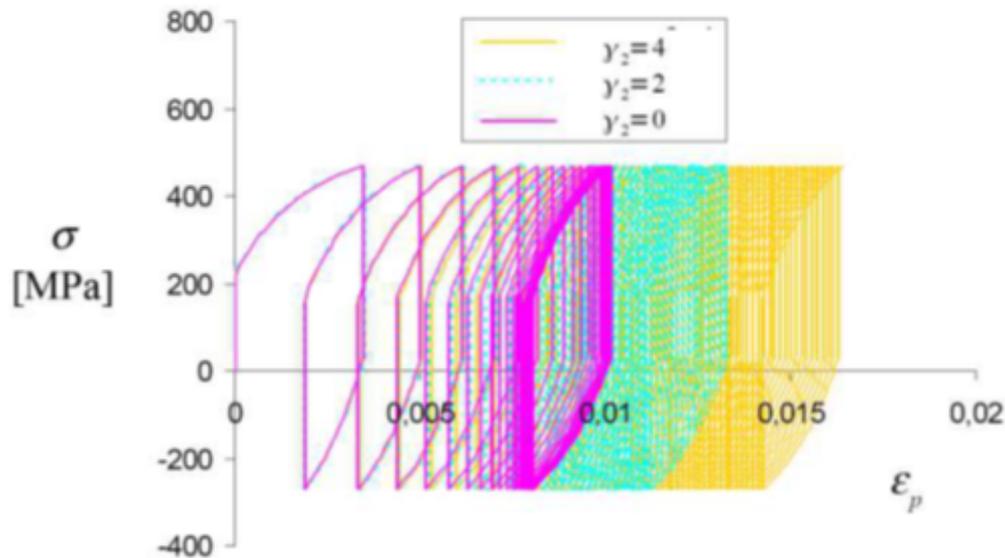


Figura 2.15: Influência do parâmetro  $\gamma_2$  na resposta do ratchetting do modelo de Chaboche ( $l = 2$ ). Fonte: HALAMA et al., 2012.

Para muitos materiais, o comportamento de shakedown não corresponde à realidade. Esse problema pode ser contornado com a escolha adequada de  $\gamma_3$ , durante a modelagem numérica, o que poderia levar à obtenção de um ratchetting constante. Dessa forma, Chaboche sugeriu a determinação de um pequeno valor para  $\gamma_3$ , mantendo os demais parâmetros iguais, para melhorar a previsão de ratchetting. Quanto maior é  $\gamma_3$ , mais rapidamente o estado estacionário do ratchetting (taxa de ratchetting constante) será alcançado (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990; BARI E HASSAN, 2000; REZAIIEE-PAJAND E SI-NAIE, 2009; MAHMOUDI ET AL., 2011; HALAMA et al., 2012).

Percebendo as deficiências do modelo, Lemaitre e Chaboche (1990) adicionaram uma quarta regra de encruamento como um conceito de “limite”. Essa nova regra cresce linearmente até um certo nível de tensão ‘limite’ e, subsequentemente, encrua de acordo com a regra de AF. Apesar do modelo ainda superestimar o comportamento do ratchetting, ele mostrou resultados um pouco melhores que os obtidos com o modelo de Chaboche com apenas três termos decompostos (JIANG E SEHITOGU, 1996; MAHMOUDI ET AL., 2011).

### Outros Modelos

Depois de Chaboche, foram desenvolvidas muitas equações para melhor descrever o ratchetting na categoria de encruamento cinemático não linear, mas a maioria consiste na superposição de *backstress*. Os modelos mais progressivos consideram distorção da superfície de escoamento, tornando possível modelar a anisotropia induzida por deformações plásticas prévias. Para uma descrição correta do ratchetting, tanto

em carregamentos proporcionais e não proporcionais, muitos autores introduziram um parâmetro de não proporcionalidade que permite a descrição simultânea de ratchetting uni e multiaxial. Uma melhora significativa também é possível com o uso de superfícies de memória (HALAMA et al., 2012).

Ohno e Wang (1991 apud Jiang e Sehitoglu, 1996) propuseram, como Chaboche, um conceito de limite. Porém, apesar de simular o ratchetting satisfatoriamente, este modelo possui a mesma dependência em relação à última regra decomposta (ABDEL-KARIM, 2005).

Ainda com o intuito de melhorar as simulações de ratchetting uniaxial e multiaxial, diversos autores propuseram modificações dos modelos de Chaboche e Ohno-Wang: Jiang e Sehitoglu (1996), Abdelkarim e Ohno (2000), Bari e Hassan (2002), entre outros (REZAIEE-PAJAND e SINAIE, 2009).

A modificação de Abdel-Karim e Ohno (AKO) (2000) é uma combinação entre a regra AF e a de Ohno e Wang. Esse modelo pode caracterizar ratchetting com taxa constante desde que  $\gamma_i \neq 0$ . Se  $\gamma_i = 0$ , o shakedown completo ocorre. Outra desvantagem é não exprimir resultados corretos para o ratchetting multiaxial, se calibrado por ensaios ratchetting uniaxial ou vice-versa (ABDEL-KARIM, 2005; CERMAK et al., 2015b). Uma explicação prévia dos demais modelos não será relevante para este estudo.

### 2.3.4 Encruamento Combinado

O comportamento da maioria dos materiais metálicos pode ser descrito pela superposição do encruamento isotrópico com o cinemático. Essa superposição resulta em uma modificação do domínio elástico pela translação junto com uma expansão uniforme. Geralmente, o encruamento combinado é usado para prever o comportamento de plasticidade cíclica (shakedown plástico) de materiais encruados ciclicamente. Já o modelo cinemático isolado é comumente utilizado para modelar materiais ciclicamente estáveis. Para esse tipo de materiais, estudos experimentais indicaram que o encruamento/amolecimento cíclico tendem a cessar depois de um certo número de ciclos e o tamanho da superfície de escoamento estabiliza. (MORROW, 1965; JHANSALE, 1975; TUEGEL, 1987; ISHIKAWA E SASAKI, 1988 apud RAHMAN et al., 2008).

No entanto, o ratchetting pode persistir com o carregamento cíclico após a estabilização do material. Portanto, o encruamento cinemático é considerado a razão primária para a resposta de ratchetting, enquanto o encruamento isotrópico influencia, na maioria das vezes, na mudança da taxa de ratchetting durante os ciclos iniciais. Desse modo, o efeito do encruamento isotrópico é negligenciado pela maioria dos autores por duas razões principais: (i) a componente cinemática é considerada suficiente para simular os fenômenos, principalmente o ratchetting, de materiais ciclicamente estáveis; (ii) a estimativa inicial dos componentes isotrópicos não pode ser baseada nos ensaios tipicamente utilizados (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990; RAHMAN et al. 2008; NATH et al., 2019a).

As variáveis de estado usadas para descrever o encruamento isotrópico são a deformação plástica acumulada  $p$  e sua força termodinâmica associada  $R$ , que representa a mudança do tamanho do domínio elástico. A evolução de  $R$  sendo uma função de  $p$  representa o progresso do encruamento: para efeitos cíclicos essa evolução é lenta e pode ocorrer tanto com crescimento (encruamento cíclico) quanto com decréscimo (amolecimento cíclico) (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990; HALAMA et al., 2012):

$$dR = b(Q - R)dp \quad (2.9)$$

Onde  $b$  e  $Q$  são constantes.  $Q$  é um valor assintótico que corresponde a um regime de ciclos estabilizados e  $db$  indica o incremento da velocidade dessa estabilização.

A regra de encruamento isotrópico pode ser aplicada à variável cinemática pela introdução de funções de deformação plástica acumulada, por exemplo (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990):

$$d\mathbf{X} = \frac{2}{3}C(p)d\varepsilon^p - \gamma(p)\mathbf{X}dp \quad (2.10)$$

Dessa forma, o encruamento cíclico pode ser representado tanto pelo crescimento da função  $C(p)$  ou pelo decrescimento da função  $\gamma(p)$ . Essas duas variações, como também o caso quando  $R$  é uma variável, são representadas na Figura 2.16 (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990).

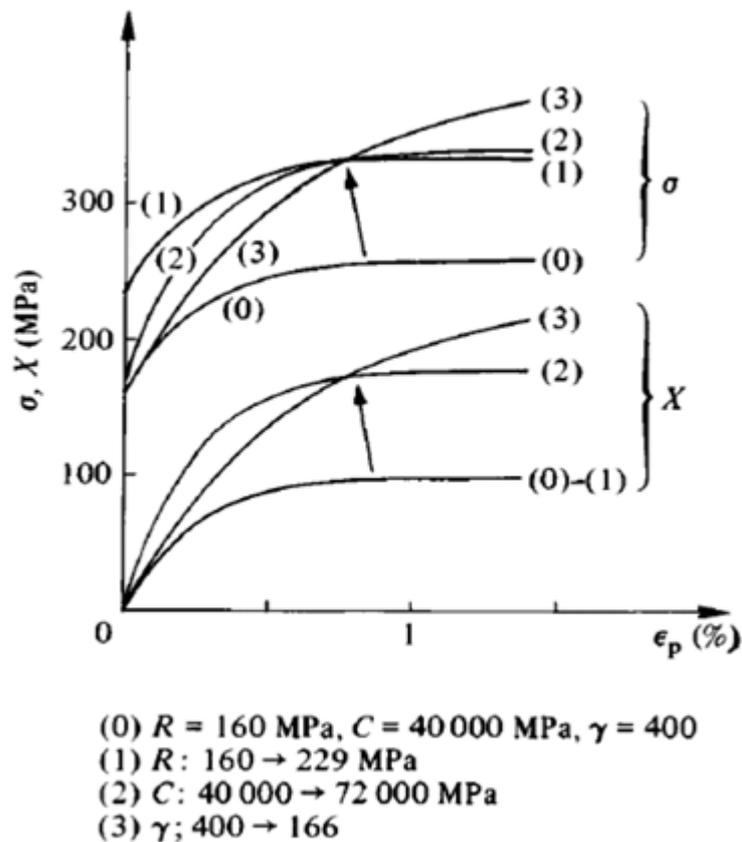


Figura 2.16: Superposição do encruamento isotrópico em  $R$  (1), em  $C$  (2) e em  $\gamma$  (3). Fonte: LEMAITRE E CHABOCHE, 1990.

### 2.3.5 Classificação dos diferentes modelos

Os domínios de validade dos diferentes modelos citados são listados na Tabela 2.2, juntamente com os fenômenos que estes reproduzem (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990).

Tabela 2.2: Validade dos diferentes modelos.

Modelos	Encruamento		Efeito		Encruamento/ Amolecimento Cíclico	Ratchetting
	Monotônico	Bauschinger				
Isotrópico	X	-			X	-
Cinemático Linear	X	X			-	-
Mroz	X	X			X	_*
Cinemático Não-Linear	X	X			-	X
Cinemático + Isotrópico	X	X			X	X

Fonte: LEMAITRE E CHABOCHE, 1990. Nota: Adaptada. \*\_para carregamentos multiaxiais é capaz de caracterizar ratchetting com taxa de deformação constante (ABDEL-KARIM, 2005).

## 2.4 O ESTUDO DO CARREGAMENTO CÍCLICO AO LONGO DOS ANOS

Os fenômenos de encruamento cíclico, principalmente a reprodução do Ratchetting, foram amplamente estudados ao longo dos anos. A maioria dos artigos aqui abordados testa a reprodutibilidade desses fenômenos por meio da comparação entre dados experimentais e resultados gerados por modelos de encruamento. As análises abordadas nesta seção estão relacionadas aos materiais estudados neste trabalho: aço de baixo carbono – AISI 1020 e aço de roda ferroviária Classe C – forjada. Esquemas dos artigos analisados podem ser observados nas Figura 2.17 e Figura 2.18.

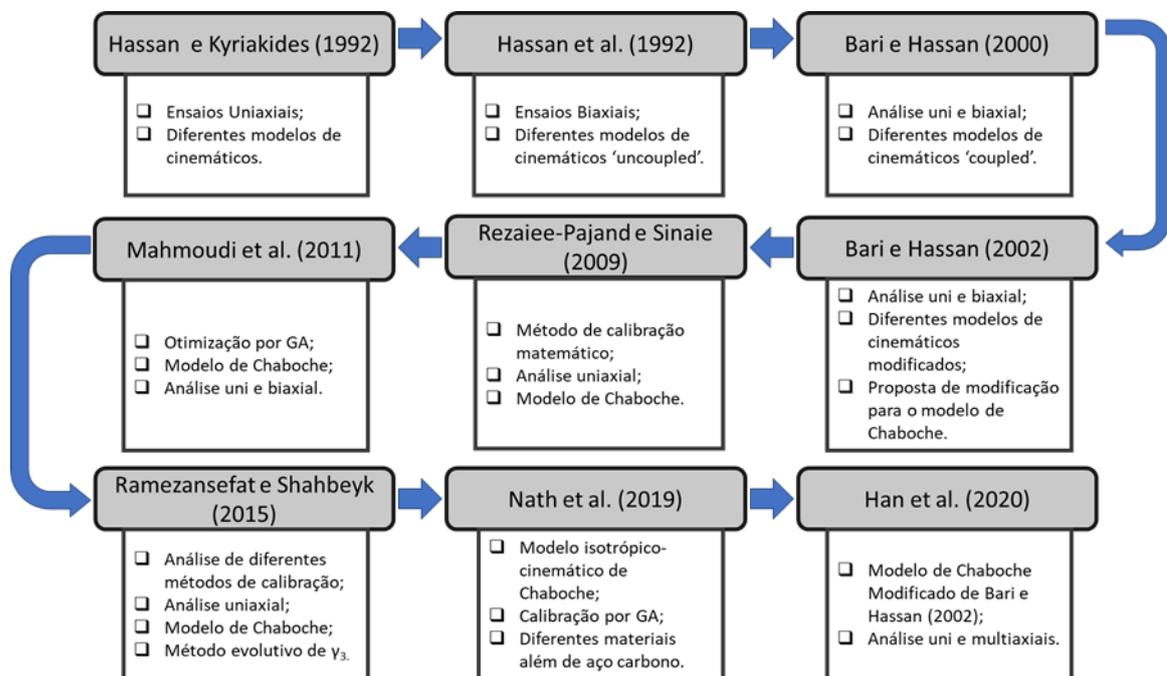


Figura 2.17: Esquema dos artigos analisados para os aços de baixo carbono e seus respectivos pontos principais. Fonte: AUTOR.

### 2.4.1 Aço de baixo carbono

Hassan e Kyriakides (1992) analisaram o comportamento dos aços carbono AISI 1020 e 1026 sob o efeito de carregamento cíclico uniaxial. Os ensaios experimentais mostraram que a variação da tensão

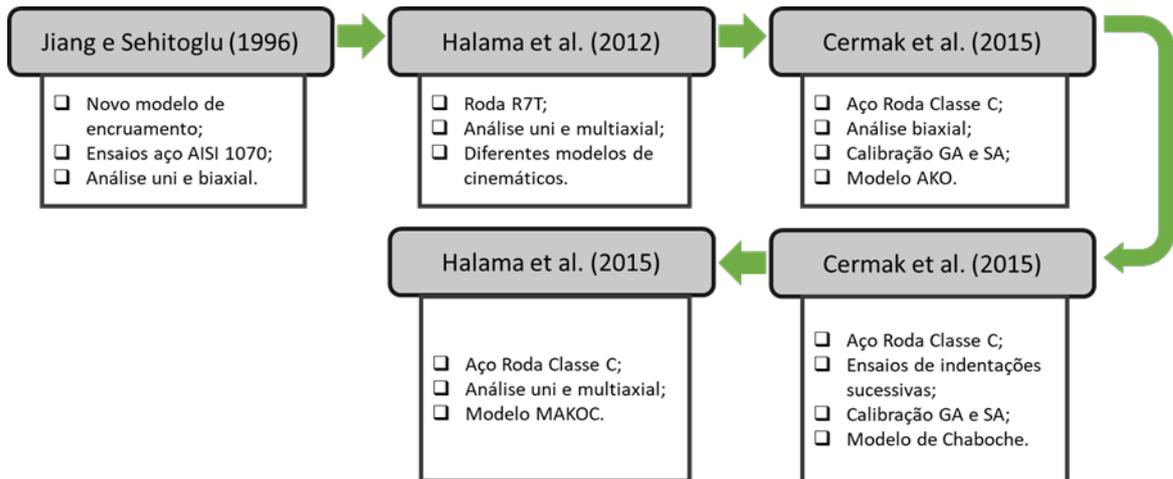


Figura 2.18: Esquema dos artigos analisados para os aços de roda e seus respectivos pontos principais. Fonte: AUTOR.

média ou da amplitude de tensão afetam a taxa de ratchetting. Um aumento de qualquer uma destas quantidades resulta em um rápido acúmulo de deformação. Os autores também realizaram uma análise de diferentes modelos de encruamento, todos cinemáticos e calibrados a partir dos mesmos ensaios, e evidenciaram a influência da escolha do modelo de encruamento na reprodução dos fenômenos de plasticidade. Todos os modelos analisados obtiveram respostas diferentes para os mesmos experimentos com maior ou menor compatibilidade. Os autores ressaltaram que os modelos de escoamento utilizados foram simplificados e que a forma de calibrar o modelo de encruamento para obtenção dos parâmetros também tem influência na eficiência dos resultados.

Os resultados experimentais desses autores foram amplamente utilizados pela comunidade acadêmica para a análise de modelos de encruamento e dos fenômenos da plasticidade, como evidenciado nos trabalhos de Bari e Hassan (2000), Bari e Hassan (2002), Rezaiee-Pajand e Sinaie (2009), Mahmoudi et al. (2011), Ramezansfat e Shahbeyk (2015), Nath et al. (2019a), dentre outros.

Hassan et al. (1992) também analisaram o comportamento do aço carbono AISI 1026, porém sob carregamento cíclico multiaxial. Foram estudados dois históricos de carregamento biaxial diferentes em tubos de paredes finas, que evidenciaram a influência de uma pressão interna e da amplitude de deformação aplicada na resposta de ratchetting axial e circunferencial do material. Utilizando dois dos modelos de encruamento utilizados na análise uniaxial por Hassan e Kyriakides (1992), os autores analisaram diferentes regras de encruamento quanto à capacidade de reprodução dos resultados experimentais.

Vale salientar aqui que os modelos estudados por esses autores são chamados de *'uncoupled'*, isto é, as regras de escoamento e de encruamento são separadas. Tipicamente, nesses modelos, existindo um incremento de tensão, o incremento de deformação é calculado pela regra de escoamento. Uma vez que os incrementos são determinados, a regra de encruamento é usada para avaliar o movimento da superfície de escoamento. Apesar dessa abordagem envolver interações entre a regra de escoamento e de encruamento, a ordem é mantida, o que permite a separação das regras. Portanto, esses modelos possuem um 'grau de liberdade' extra, quando comparados àqueles que ligam diretamente a regra de escoamento e a regra de encruamento. AF, Bower, Chaboche e Mroz são exemplos de modelos *'coupled'*. Nos dois modelos

escolhidos pelos autores, diferentes regras de encruamento puderam ser implementadas nos cálculos e essa flexibilidade foi explorada.

Os autores observaram que a diferença de reprodutibilidade dos ensaios (taxa de ratchetting) está diretamente ligada à regra de encruamento adotada e não necessariamente aos modelos de encruamento, já que eles tiveram resultados parecidos para uma mesma regra de encruamento. Os modelos reproduziram os componentes principais da resposta experimental, mas descreveram erroneamente as taxas de ratchetting. Hassan et al. (1992) alegaram que essa discrepância foi devido à simplicidade das regras de encruamento adotadas, pelas quais a superfície de escoamento mantinha seu formato e tamanho durante o histórico de carregamento. Os autores informaram, ainda, que o desempenho poderia ser melhorado se os modelos incluíssem a mudança nos ciclos de histerese introduzidas no carregamento cíclico experimental.

Já Bari e Hassan (2000) estudaram modelos de encruamento ‘*coupled*’ em relação à resposta ao ratchetting de aço ao carbono para carregamento uniaxiais (Hassan e Kyriakides, 1992) e biaxiais (Hassan et al., 1992). Os parâmetros de cada modelo foram determinados usando experimentos estabilizados de aço carbono. O mesmo conjunto de parâmetros foi utilizado para simular as respostas uniaxiais e multiaxiais. Assim como Hassan e Kyriakides (1992), os autores enfatizaram a importância da correta calibração dos modelos e, também, a necessidade da incorporação da mudança do formato da superfície de escoamento ao longo do carregamento nos modelos de encruamento existentes, como defendido por Hassan et al. (1992). Os autores também demonstraram que a maioria dos modelos existentes não é capaz de prever o comportamento de ratchetting quando o carregamento biaxial e multiaxial ocorre.

Bari e Hassan (2002) estudaram os modelos cinemáticos de diferentes autores para avaliar suas respostas sobre carregamentos cíclicos multiaxiais. Os autores afirmaram que as simulações de carregamento multiaxial dependem significativamente das regras de encruamento adotadas. Dessa forma, modelos *coupled*, com calibração dos parâmetros por respostas de carregamento uniaxial, geram simulações pouco satisfatórias para casos multiaxiais. Para contornar esse problema, muitos pesquisadores adicionaram termos e parâmetros multiaxiais em regras de encruamento. Nesta linha, os autores analisaram diversos desses modelos modificados, baseados ou em Chaboche ou em Ohno e Wang, usando diferentes respostas de ratchetting dos ensaios de Hassan e Kyriakides (1992) e Hassan et al. (1992) para os aços carbono AISI 1026 e 1018. Os autores constataram que nenhuma modificação analisada é genérica o suficiente para simular os ensaios biaxiais considerados. Portanto, propuseram uma nova modificação do modelo cinemático de Chaboche com adição de um parâmetro dependente do carregamento multiaxial, que se mostrou capaz de simular as respostas de ratchetting analisadas. Porém, afirmaram que mais estudos eram necessários para validar a generalidade do modelo.

Os autores defenderam também a incorporação da mudança do formato da superfície de escoamento nos modelos, para se obter simulações de ratchetting generalizadas. Rezaiee-Pajand e Sinaie (2009) realizaram uma abordagem matemática para a determinação dos parâmetros de encruamento de Chaboche. Para o desenvolvimento do procedimento matemático, o modelo de AF foi inicialmente estudado.

Diferentemente da maioria das técnicas de calibração, onde uma abordagem de tentativa-erro é empregada para encaixar os resultados de simulação com os dados experimentais, o método matemático

proposto pelos autores determinou os parâmetros diretamente dos experimentos de ratchetting uniaxial. Para analisarem a eficácia da metodologia de calibração proposta, os autores utilizaram os ensaios realizados por Hassan e Kyriakides (1992), conduzidos em aço carbono AISI 1026 e 1020, juntamente com modelos de encruamento de Chaboche com diferentes quantidades e tipos de *backstress*. De forma sucinta, os autores evidenciaram a importância da calibração nos resultados obtidos pelos modelos de encruamento analisados e indicaram que, se as constantes do material forem determinadas matematicamente, a precisão do modelo original de Chaboche é maior.

Mahmoudi et al. (2011) se basearam nas equações matemáticas de Rezaiee-Pajand e Sinaie (2009) e desenvolveram uma abordagem numérica utilizando um algoritmo genético (GA) para aprimorar a determinação dos parâmetros decompostos do modelo de encruamento cinemático de Chaboche. Portanto, o intuito era otimizar os problemas não lineares e melhorar a previsão de ratchetting para o caso de carregamento uni e biaxial, como também as simulações do ciclo de histerese. Os autores concluíram que a determinação dos parâmetros de Chaboche por um procedimento de otimização pode promover melhores resultados para o caso de carregamento uniaxial em comparação com outras técnicas que adicionam um componente extra no modelo, três *backstress* com a quarta sendo um fator limitante (C-H4T) e três *backstress* não lineares com a quarta sendo linear (N3-L1). Porém, para casos multiaxiais, a eficiência não se mostrou a mesma.

Ramezansafat e Shahbeyk (2015) avaliaram os procedimentos de calibração existentes para a regra de encruamento cinemático não linear decomposta de Chaboche. Os autores analisaram os métodos propostos por Bari e Hassan (2000), Rezaiee-Pajand e Sinaie (2009) e o de Mahmoudi et al. (2001), para caracterizar os ensaios uniaxiais no aço carbono 1026 realizados por Hassan e Kyriakides (1992). Resumidamente, para os autores, os artigos de Rezaiee-Pajand e Sinaie (2009) e Mahmoudi et al. (2011) negligenciam aspectos físicos, como os históricos de pré-deformação das amostras, e não apresentam bons resultados fora das regiões de calibração, tornando a metodologia de Bari e Hassan (2000) a única fisicamente confiável. Com o intuito de melhorar a calibração de Bari e Hassan (2000), os autores propuseram substituir a metodologia de tentativa e erro, usada para encontrar  $C_2$  e  $\gamma_2$ , por uma com maior embasamento matemático. O novo método de calibração se mostrou melhor que o original, principalmente na parte inicial das curvas de ratchetting. Mesmo utilizando o método de calibração mais adequado possível, a regra de Chaboche foi incapaz de prever satisfatoriamente as taxas de ratchetting constantes observadas nos ensaios não simétricos sobre controle de tensão com diferentes tensões médias. Sabendo disso, os autores propuseram uma modificação da regra para melhorar os resultados dos ciclos finais. A modificação consistiu em um valor de  $\gamma_3$  evolutivo, isto é, um valor diferente para cada cenário de carregamento. A modificação proposta, juntamente com o método de calibração, foi capaz de reproduzir os ensaios em aço 1020 e 1026 de Hassan e Kyriakides (1992).

Nath et al. (2019a) estudaram a aplicabilidade geral do modelo de encruamento isotrópico-cinemático de Chaboche (CIKH) para simulações de ratchetting uniaxial para materiais ciclicamente estáveis (CSMs). Esses materiais são normalmente analisados usando somente modelos de encruamento cinemáticos ou versões modificadas. Os autores alegam que essas versões não são generalizadas, o que impede sua aplicabilidade em diferentes cenários de carregamento, como por exemplo, em variações da

tensão média. Portanto, os autores propuseram uma abordagem para a determinação dos parâmetros do CIKH que é capaz de prever o comportamento da plasticidade de forma generalizada. As primeiras estimativas foram obtidas por ensaios simétricos de deformação controlada e depois otimizadas pela técnica de algoritmo genético (GA). Os materiais analisados foram os aços 1026, U71Mn e SA333 C-Mn. Aqui serão resumidas somente as análises relacionadas ao aço carbono 1026. As estimativas dos parâmetros foram baseadas nos ensaios de Hassan e Kyrakides (1992) e, de forma geral, a introdução de uma componente de encruamento isotrópico se mostrou capaz de melhorar a precisão da caracterização do ratchetting.

Outro artigo dos mesmos autores, Nath et al. (2019b), usou a mesma metodologia do anterior para simular a resposta de CSMs para carregamento tanto monotônicos como para diferentes carregamentos cíclicos. Os autores analisaram os materiais 1026, SA333, TA16 e AA 7075 e obtiveram resultados e conclusões similares à do artigo anterior. As análises realizadas para o aço 1026 foram idênticas.

Han et al. (2020) estudaram o modelo de encruamento cinemático modificado de Chaboche, usando simulações pelo método dos elementos finitos no software ABAQUS. O modelo estudado foi proposto por Bari e Hassan (2002) e foi implementado na subrotina do software. Para validar o código numérico, primeiramente, os autores analisaram o modelo de forma analítica para carregamentos cíclicos uniaxiais e compararam com resultados numéricos. Em ambas as soluções obtiveram respostas idênticas para curvas tensão-deformação plásticas. Em seguida, uma análise de ratchetting biaxial foi realizada e, também, se mostrou consistente com as de Bari e Hassan (2002). Como exemplo numérico, indentações esféricas sucessivas foram simuladas para estudar o carregamento cíclico multiaxial e tanto o encruamento isotrópico como o cinemático modificado foram analisados. O primeiro não foi capaz de simular a resposta multiaxial, já o segundo se mostrou eficiente. Portanto, confirmou-se que o modelo de encruamento isotrópico não é capaz de simular respostas de ratchetting multiaxiais e o modelo estudado caracteriza tanto o comportamento biaxial quanto o multiaxial.

#### **2.4.2 Aço de roda ferroviária classe C forjada**

Jiang e Sehitoglu (1996a) afirmaram que os modelos de plasticidade existentes, apesar de reconhecerem que a direção do ratchetting depende fortemente da trajetória de carregamento, da amplitude de tensão e das tensões médias, eram incapazes de capturar os diferentes comportamentos desse fenômeno. A taxa de ratchetting prevista geralmente era muito maior que os resultados experimentais e as regras de encruamento não correlacionavam com os dados ensaiados para carregamentos cíclicos não proporcionais. As discrepâncias se devem ao fato de a direção de translação da superfície de escoamento experimental ser diferente da superfície de escoamento para carregamentos não proporcionais. Sabendo as limitações dos modelos de encruamento, os autores propuseram um novo modelo. Resumidamente, a grande diferença do modelo desenvolvido e o já proposto por Ohno-Wang é a habilidade do novo modelo prever uma taxa de ratchetting constante para carregamentos não proporcionais.

Ainda no mesmo ano, Jiang e Sehitoglu (1996b) avaliaram a capacidade do modelo desenvolvido por eles quanto à reprodução do comportamento do aço AISI 1070 com estrutura perlítica. Dois ensaios foram realizados com carregamentos uni e biaxiais. A plasticidade cíclica para o aço 1070 é pequena e,

portanto, foi negligenciada. Na ausência da plasticidade cíclica, o novo modelo pode prever: decréscimo da taxa de ratchetting a longo prazo, taxa de ratchetting de constante a nula (sem ratchetting) para carregamentos proporcionais e não proporcionais. O modelo reproduziu adequadamente o comportamento de ratchetting axial. Na direção de cisalhamento, a compatibilidade dos experimentos e da simulação não foi tão próxima como na direção axial. Essa diferença acontece porque a tensão de cisalhamento foi assumida como homogênea, apesar do pequeno gradiente na direção radial da amostra.

Halama et al. (2012) compararam a modelagem de ratchetting do aço de roda R7T para carregamento uni e multiaxiais pelos modelos de encruamento de Chaboche, AF e AKO. O modelo de Chaboche escolhido foi o combinado cinemático-isotrópico, com duas *backstress*, que é capaz de prever satisfatoriamente a acumulação de deformação plástica (ratchetting) para carregamentos uni e multiaxiais, mesmo quando esse for não proporcional. Apesar desta característica, e do fato de tanto o modelo de Chaboche quanto o modelo de AF possuírem partes isotrópicas que permitiram observar o amolecimento dos ciclos iniciais, o modelo AKO obteve uma previsão de ratchetting melhor. Estes resultados podem ser observados nos gráficos a seguir (Figura 2.19 e Figura 2.20).

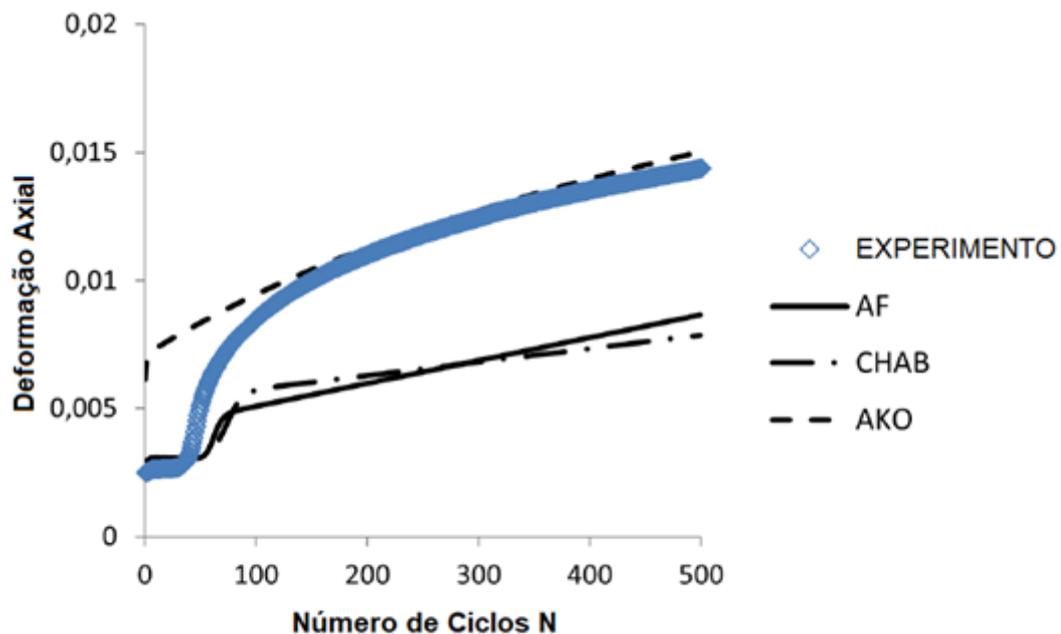


Figura 2.19: Comparação das previsões do ratchetting uniaxial com o experimental. Fonte: HALAMA et al., 2012.

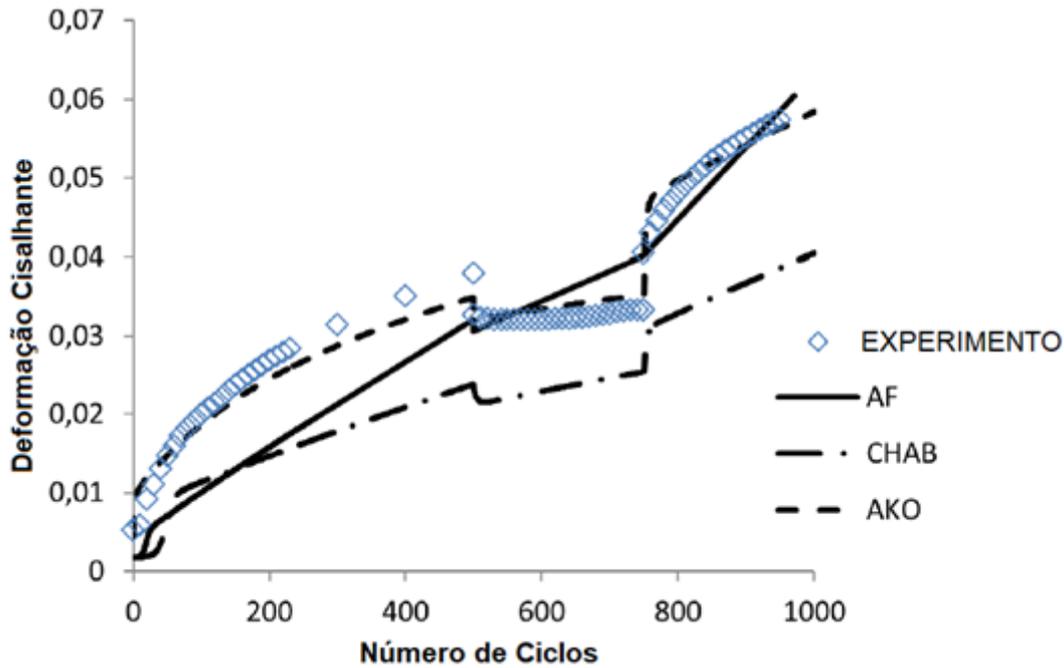


Figura 2.20: Comparação do ratchetting multiaxial com o experimental. Fonte: HALAMA et al., 2012.

Cermak et al. (2015b) estudaram o efeito de quatro variáveis do modelo de encruamento cíclico de AbdelKarim-Ohno (AKO), na reprodução por elementos finitos do comportamento experimental de amostras de aço de roda Classe C, por meio de duas formulações matemáticas: análise de sensibilidade (AS) e algoritmo genético (GA). Os ensaios de ratchetting biaxial e de fadiga sobre carregamento não proporcional foram realizados até 20 ciclos. Ressalta-se que o modelo de encruamento escolhido (AKO) não é comumente encontrado em softwares de elementos finitos, portanto os autores o inseriram na subrotina do software ANSYS. Foram fixados o uso de cinco *backstresses* e as demais variáveis, como por exemplo a tensão de escoamento, foram analisadas e escolhidas por intermédio dos métodos matemáticos escolhidos, GA e AS. A metodologia por algoritmo genético (GA) necessitou de mais interações que a análise de sensibilidade (AS). Porém, o maior erro em relação ao resultado experimental foi 0,73%, e para o AS foi de 1,5%. Portanto, ambos os métodos se mostraram eficientes em encontrar precisamente as constantes necessárias para a reprodução dos resultados experimentais pelo modelo AKO com a precisão desejada.

Em outro artigo do mesmo ano, Cermak et al. (2015a) utilizaram os mesmos métodos matemáticos, algoritmo genético (GA) e análise de sensibilidade (AS), para novamente identificar os parâmetros do modelo de encruamento, para depois reproduzir, por elementos finitos no software ANSYS, o comportamento experimental do aço de roda Classe C. Diferentemente do artigo comentado anteriormente, o modelo cinemático escolhido foi o de Chaboche e foram realizados ensaios de indentações sobre carregamento cíclico (10 ciclos) em uma máquina de ensaio de tração universal. Para caracterizar o material de forma satisfatória foram necessárias somente duas *backstress*. A análise matemática identificou seis variáveis ao todo: a tensão de escoamento, os quatro parâmetros de encruamento e a rigidez do indentador. Os autores estabeleceram que os resultados seriam satisfatórios se a diferença entre o experimental e o calculado fosse menor que 1%. Novamente, ambos os métodos foram capazes de reproduzir os resultados

experimentais, porém o GA necessitou de menor número de interações para um erro máximo de 0,75%, contra 1,0% da análise AS. Os melhores valores encontrados para os parâmetros de encruamento estão na Tabela 7.7 do Apêndice A.

Observa-se por meio dos dois artigos de Cermak, et al. (2015a e 2015b) que a combinação da metodologia matemática para encontrar os parâmetros, independente do modelo de encruamento utilizado, gera resultados mais precisos do que aqueles por tentativa e erro. Isso já fora apontado por Mahmoudi et al. (2011) para o caso do aço carbono 1026 sob carregamento cíclico uniaxial, conforme mencionado no tópico anterior (seção 2.5.1).

Halama et al. (2015) afirmaram que para uma descrição correta do comportamento de um material sob carregamento cíclico é necessária uma grande quantidade de ensaios de fadiga e um modelo de encruamento robusto com vários parâmetros. Esta necessidade é evidenciada principalmente em casos de carregamento com controle de tensão e com tensão média não nula com a presença de ratchetting. Dessa forma, o estudo dos autores foca no comportamento tensão-deformação do aço de roda Classe C no domínio plástico cíclico e sua reprodução em simulações por elementos finitos no software ANSYS. Os autores ressaltaram ainda que os modelos de encruamento inclusos em programas de elementos finitos, como o de Besseling e o de Chaboche, não descrevem corretamente esse fenômeno sobre carregamentos uniaxiais e multiaxiais simultaneamente, além de serem incapazes de caracterizar o encruamento não proporcional, o comportamento não Masing e diversos outros efeitos do encruamento cíclico. Uma representação esquemática do comportamento Masing pode ser observada na Figura 2.21 e esse comportamento indica uma microestrutura estável no processo de fadiga, do ponto de vista microscópico. A maioria dos aços não apresentam esse comportamento. Os autores superaram esse e os demais problemas implementando modelos de plasticidade cíclica mais complexos no código de elementos finitos. Portanto, o modelo de encruamento MAKOC, uma modificação do modelo cinemático de AbdelKarim-Ohno, que conta com a adição de um modelo isotrópico e uma superfície de memória, foi aplicado nas simulações. A regra de encruamento isotrópico foi empregada, por ser capaz de capturar o efeito do encruamento não proporcional. O modelo de MAKOC foi capaz de realizar uma boa previsão para os ratchetting uni e multiaxial.

Nesta seção fica evidente que a efetividade da reprodução dos fenômenos do encruamento cíclico é fortemente dependente do modelo e regra de encruamento adotados, além da forma como os parâmetros são calibrados e otimizados. A quantidade de *backstress* e o seu tipo também têm forte influência na caracterização dos materiais quando o modelo de Chaboche é empregado. Outro fator apontado por muitos autores é a descrição incorreta da superfície de encruamento pelos modelos, já que a maioria deles negligencia a mudança do seu formato devido à anisotropia presente nos materiais. Ademais, muitos softwares não apresentam modelos de encruamento mais complexos, capazes de caracterizar corretamente o comportamento dos materiais. A Tabela 2.3 apresenta um resumo das justificativas indicadas pelos autores aqui citados para a pouca efetividade dos modelos.

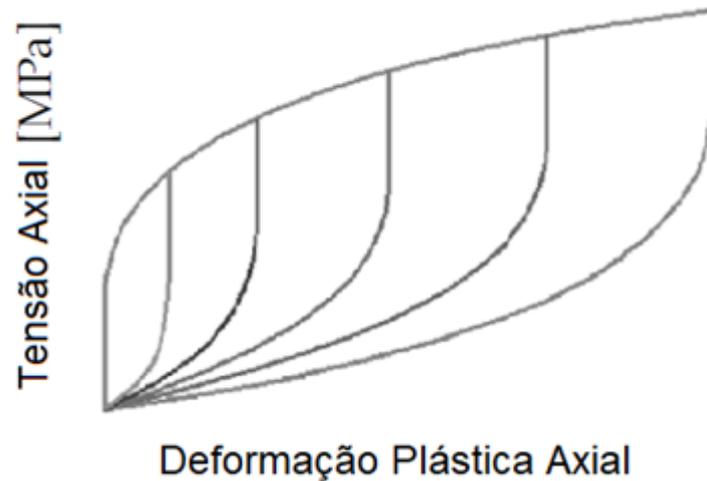


Figura 2.21: Representação esquemática do comportamento de Masing. Fonte: HALAMA et al., 2015. Nota: Adaptada.

Tabela 2.3: Resumo das justificativas para a pouca efetividade dos modelos.

Autores	Modelo	Estado de Tensões	Calibração Experimental ou Matemática	Regra ou Modelo de Encruamento	Número ou Tipo de <i>backstress</i>	Complexidade do Estado de Tensões
Hassan e Kyriakides (1992)	Cinemático	Uniaxial	X	X		
Hassan et al. (1992)	Cinemático	Multiaxial		X		X
Jiang e Sehitoglu (1996)	Cinemático	Uniaxial e Biaxial		X		
Bari e Hassan (2000)	Cinemático/Chaboche	Uniaxial e Biaxial	X	X	X	X
Rezaiee-Pajand e Sinaie (2009)	Cinemático/Chaboche	Uniaxial	X		X	
Mahmoudi et al. (2011)	Cinemático/Chaboche	Uniaxial e Biaxial	X		X	X
Ramezansfat et al. (2015)	Cinemático/Chaboche	Uniaxial	X	X		
Halama et al. (2012)	Cinemático/Chaboche	Uniaxial e Biaxial		X		
Cermak et al. (2015b)	Cinemático	Biaxial	X			
Cermak et al. (2015a)	Cinemático/Chaboche	Multiaxial	X			
Halama et al. (2015)	Cinemático	Uniaxial e Multiaxial		X		

## 2.5 CONTATO ENTRE UMA ESFERA E UM PLANO

O comportamento elástico dos materiais tem um papel importante no processo da indentação plástica (JOHNSON, 1985). Ao se analisar o contato elástico entre uma esfera e um plano, a teoria de Hertz supõe que o raio de contato  $a$  é pequeno comparado ao raio da esfera ( $a \ll R$ ) e que o contato é sem atrito. Nestas condições, a pressão de contato de Hertz é hemisféricamente distribuída em uma área plana com a máxima tensão cisalhante em uma profundidade abaixo da superfície, já as tensões trativas se concentram na região próxima à superfície e fora do círculo de contato, Figura 2.22 (ZUM GAHR, 1987; BUTT e KAPPL, 2010).

As equações de Hertz determinam que a área de contato ( $A$ ) cresce com um expoente de  $\frac{2}{3}$  com a força de indentação ( $F_N$ ) (ZUM GAHR, 1987; BUTT e KAPPL, 2010). Essa relação, e a da pressão de contato média ( $P$ ), estão apresentadas abaixo:

$$A \sim F_N^{\frac{2}{3}} \quad (2.11)$$

$$P \sim \frac{F_N}{\pi a^2} \quad (2.12)$$

Quando o limite de escoamento é excedido pela primeira vez, a região plástica é pequena e completamente contida pelo material que permanece elástico. Portanto, as deformações plásticas são da mesma ordem de magnitude que as deformações elásticas adjacentes. Nessas circunstâncias, o material deslocado pelo indentedor é acomodado pela expansão elástica do entorno sólido (JOHNSON, 1985).

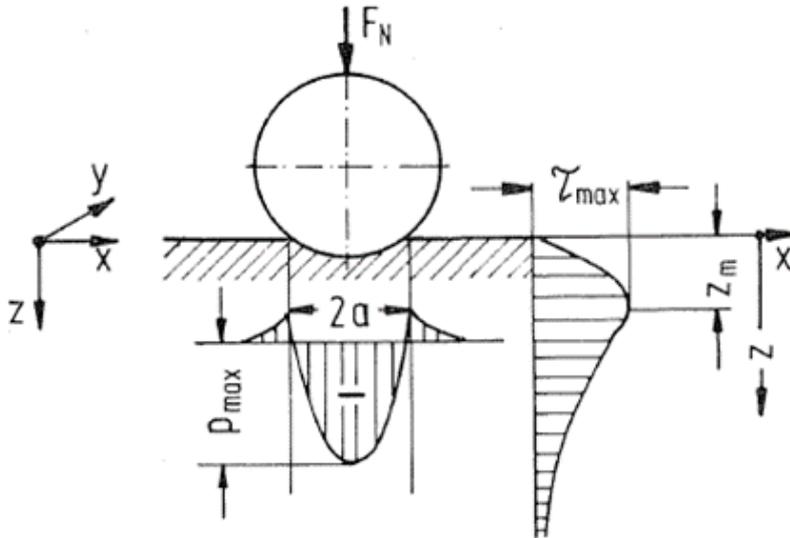


Figura 2.22: Esquema de distribuição de tensão para o contato elástico entre uma esfera e um plano devido a uma carga normal externa. Fonte: ZUM GAHR, 1987.

À medida que a indentação se torna mais severa, pelo aumento da carga externa aplicada pelo indentedor, um crescimento de pressão ocorre abaixo dele para produzir a expansão necessária. Eventualmente, a região plástica expande até a superfície livre e o material deslocado é capaz de se mover

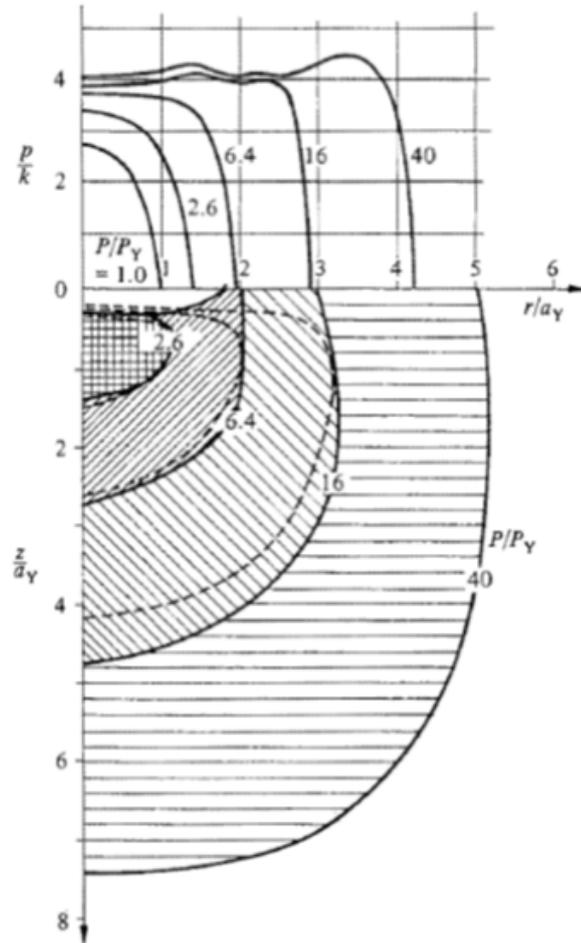


Figura 2.23: Indentação de uma semi-espaço elastoplástico por uma esfera rígida. Linhas pontilhadas: contornos da tensão de escoamento. Fonte: JOHNSON, 1985 apud HARDY et al.,1971.

plasticamente para as regiões laterais do indentador. Espera-se que a região plástica atinja a superfície quando a pressão crescer até um valor crítico. A distribuição de pressão, para carregamentos com diferentes intensidades, está apresentada na Figura 2.23 (JOHNSON, 1985).

O escoamento plástico leva a um achatamento da distribuição de pressão e em altas cargas pode ocorrer um pico em suas bordas. Se ocorrer repetidos carregamentos e descarregamentos, um estado estacionário de shakedown pode ser alcançado, isto é, o contato pode passar a ser quase elástico. Esse estado é resultante das mudanças de geometria de contato, do encruamento, importante no contato plástico em metais, e do desenvolvimento de tensões residuais (JOHNSON, 1985; ZUM GAHR, 1987), como descrito no item 2.2.

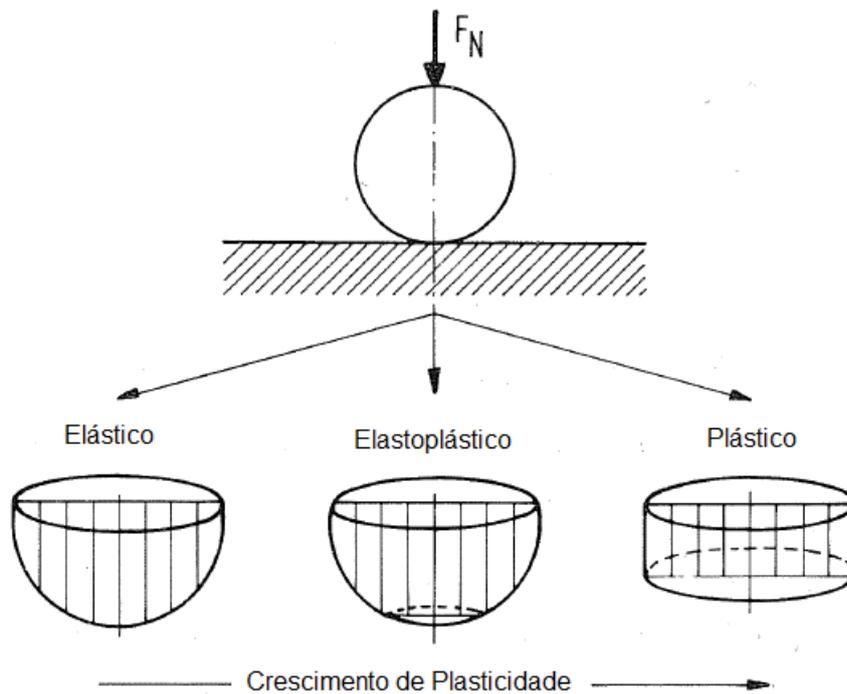


Figura 2.24: Representação esquemática da distribuição de pressão na área de contato e abaixo dela. Contato elástico, elastoplástico e plástico entre uma esfera e uma superfície plana. Fonte: ZUM GAHR, 1987.

### 2.5.1 Campo de tensões no contato

Os campos de tensões de contato são determinados principalmente pelo fator geométrico (formato do indentador) e pela propriedade do material (módulo de elasticidade, dureza e tenacidade) (LAWN, 1993).

Se um semi-espaço elástico linear é submetido a uma carga normal pontual  $F_N$ , o campo de tensões no contato corresponde ao campo axialmente simétrico Boussinesq, Figura 2.25. O contato é acomodado elasticamente ou plasticamente em uma área não nula de dimensão linear  $2a$  para prevenir uma singularidade das tensões. Então, o campo pode ser caracterizado por duas quantidades escalares: uma espacial, a dimensão de contato  $2a$ , e uma de intensidade, pela pressão de contato (Equação 2.28) (LAWN, 1993).

Os gráficos na Figura 2.25 representam as tensões normais principais no campo Boussinesq, em termos de: a) trajetórias (tangentes que determinam a direção); b) contornos (pontos que determinam a magnitude). Essas tensões são definidas de forma que  $\sigma_{11} \geq \sigma_{22} \geq \sigma_{33}$ . Neste caso, em qualquer local da análise  $\sigma_{11}$  é trativa em todos os pontos do campo com o seu máximo na superfície ( $\phi = 0$ ) e ao longo do eixo de contato ( $\phi = \frac{\pi}{2}$ );  $\sigma_{22}$  é trativa na subsuperfície;  $\sigma_{33}$  é compressiva em todos os pontos. As tensões trativas, mesmo que pequenas, são geralmente inevitáveis em campos de contato. Os outros componentes do campo de contato, o cisalhamento e a compressão hidrostática, não são desprezíveis. A intensidade desses componentes excede as tensões trativas, geralmente, por uma ordem de magnitude. Portanto, onde a tração é suprimida (imediatamente abaixo do círculo de contato), o material pode deformar-se irreversivelmente, deixando uma impressão residual plástica (LAWN, 1993).

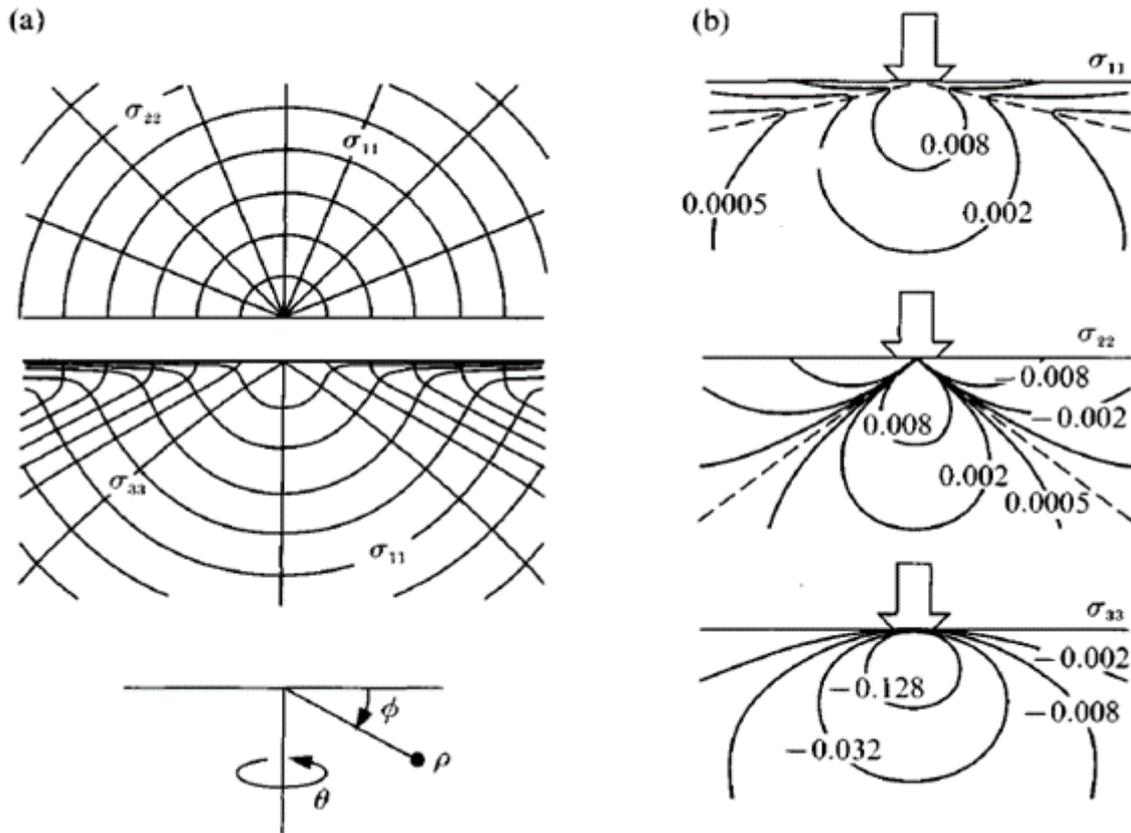


Figura 2.25: Campo Boussinesq para as tensões normais principais. A) Trajetórias das tensões, vista superior do semi-espacia e vista lateral. B) Contornos, vista lateral. Note as linhas pontilhadas, o mínimo em 11 e zero em 22. Poisson = 0,25. Fonte: LAWN, 1993.

De fato, Masaki e Kobayashi (1972), ao analisarem a zona plástica perto do indentedor de um ensaio de dureza Brinell, esfera de carbeto de tungstênio 10 mm sobre um aço SAE4340, observaram que as componentes de tensão eram compressivas e com presença de grandes pressões hidrostáticas. Observaram, ainda, que a pressão sobre a superfície não era uniforme, mas maior no centro do que nas extremidades.

## 2.5.2 Ensaio de dureza Brinell

Em engenharia, *a priori*, dureza é comumente definida como a resistência de um material à indentação. Apesar dos estudos teóricos em relação à dureza, ela não pode ser considerada uma propriedade fundamental de um material. Em vez disso, representa uma medida quantitativa em uma escala arbitrária, ou seja, um ensaio empírico e comparativo da resistência do metal à deformação plástica. Qualquer correlação com um parâmetro mais fundamental, como a tensão de escoamento, somente é válida em uma faixa determinada (DIETER, 1988; CHAWLA ET AL., 2009; DOWLING, 2013).

Dugdale (1958) afirmou que a dureza Vickers, por exemplo, depende criticamente da tensão de escoamento correspondente a deformações até 15% em compressão. Já as características do material em deformações maiores não influenciam a dureza, porque somente um pequeno volume do material é deformado por compressão mais que 15%.

Segundo Cahoon et al. (1979) existem várias expressões, encontradas na literatura, que relacionam a dureza e a tensão de escoamento do material. Todavia, essas expressões variam de acordo com o material analisado. Para materiais trabalhados a frio, Tabor (1951 apud Cahoon et al., 1979) definiu  $\sigma_y = \frac{H}{3}$ , Marcinkowski et al. (1964 apud Cahoon et al., 1979) definem  $\sigma_y \sim \frac{H}{5}$  para ligas recozidas de Fe-Cr e já Speich e Warlimont (1968 apud Cahoon et al., 1979) definem  $\sigma_y \sim \frac{H}{4}$  para ligas de Fe-Ni e martensitas de baixo carbono.

Cahoon et al. (1979) defendem uma generalização da relação de dureza e tensão escoamento para diversos materiais. Eles utilizam a expressão proposta por Tabor (1951 apud Cahoon et al., 1979) multiplicada por um fator que é uma função do coeficiente de encruamento do material. Após a realização de ensaios com diferentes materiais como alumínio, latão, aços macios, ligas bifásicas e aço 1040, os autores chegaram a seguinte relação:

$$\sigma_y = \frac{H}{3}(0, 1^{(m-2)}) \quad (2.13)$$

$$n = m - 2 \quad (2.14)$$

Onde  $\sigma_y$  é a tensão de escoamento,  $H$  é a dureza Vickers,  $m$  é o coeficiente de Meyer e  $n$  é o coeficiente de encruamento.

Os autores demonstraram que os valores de tensão de escoamento calculados pela Equação 2.29 estão de acordo com os adotados pelos pesquisadores citados anteriormente. Já Zhang et al. (2011) afirmam que a expressão  $H_V \approx 3\sigma_y$ , proposta por Tabor (1951 apud Zhang et al., 2011) e amplamente defendida pela comunidade acadêmica, somente é válida para materiais que não encruam, isto é, para materiais idealmente plásticos. Em outras palavras, o encruamento pode ser induzido pela indentação e essa relação seria válida exclusivamente após o encruamento. Além disso, os autores também afirmam que diversas publicações, Boyer e Gall (1985 apud Zhang et al., 2011) e Callister (2009 apud Zhang et al., 2011), utilizam essa relação para determinar o limite de resistência a tração, questionando, dessa forma, o que essa equação realmente representa. Adicionalmente, os autores destacaram que a relação da dureza e o limite de escoamento ou de resistência a tração depende da morfologia da indentação.

Samuels (1986) defende o mecanismo de compressão, explicado abaixo, como o que melhor descreve as evidências experimentais dos ensaios de indentação. Esse mecanismo foi proposto, primeiramente, por Mulhearn (1959 apud Samuels, 1986), para os indentadores não pontiagudos (*blunt*). O modelo propõe que a indentação ocorre por compressão radial das calotas hemisféricas centradas no ponto de indentação, o ponto de primeiro contato (Figura 2.26). A magnitude das deformações decresce progressivamente à medida que o limite elastoplástico é alcançado. As deformações na zona plástica são pequenas exceto nas regiões próximas do indentador, onde a diferença nos padrões de deformação devido à geometria do indentador fica evidente, sendo esta a região hachurada na Figura 2.26. Os padrões para indentadores Vickers e Brinell são idênticos. Portanto, o modelo de compressão sugere que a dureza é uma medida da tensão de escoamento em compressão, especificadamente, a medida das tensões de escoamento do material na zona de encruamento abaixo da indentação.

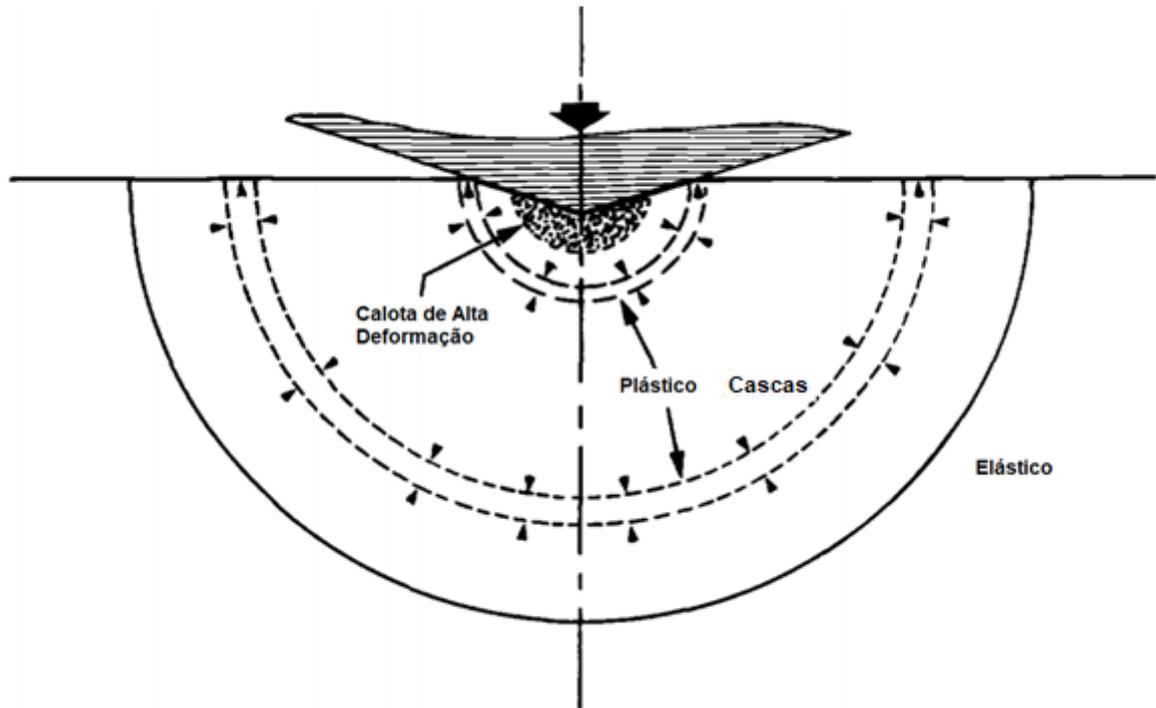


Figura 2.26: Ilustração do mecanismo de indentação por compressão proposto por Mulhearn (1959). A linha contínua circular é o contorno elastoplástico. As linhas pontilhadas indicam diversas cascas plásticas hipotéticas e as setas indicam as direções da deformação das cascas. Fonte: SAMUELS, 1986. Nota: Adaptada.

A relação proposta por Hertz (Equação 2.15) é a relação base de vários métodos de medição de dureza dos materiais,  $H$  (ISRAELACHVILI, 2011):

$$H \sim \frac{F_N}{A} \quad (2.15)$$

Onde  $F_N$  é a carga aplicada e  $A$  pode consistir na área projetada ou na área real da indentação.

Os ensaios de dureza são essencialmente divididos em três classes: nanoindentação, microindentação e macroindentação. O ensaio de dureza Brinell se encaixa na última categoria e consiste na indentação de uma superfície metálica por uma esfera de aço. Devido à diferença de dureza, o material mais macio se deforma plasticamente abaixo do indentador. Nessa condição, a área deformada é permanente, proporcional à carga e independe da profundidade de indentação ou do raio da esfera. Para materiais muito duros, uma esfera de carbeto de tungstênio é utilizada para se minimizar a distorção do indentador. Algumas características da indentação, como o tamanho e a profundidade, são utilizadas como medida de dureza (ISRAELACHVILI, 2011; DOWLING, 2013).

No ensaio Brinell, carregamento é aplicado por um tempo padrão, geralmente de 10 a 15s, de acordo com a norma ASTM E10-18, e o diâmetro da indentação é medido por um microscópio após a remoção da carga (DIETER, 1988; CHAWLA ET AL., 2009).

O número da dureza Brinell ( $HB$ ) é expresso como a carga  $F_N$  dividida pela área superficial da indentação. Este número é calculado pela expressão (DIETER, 1988):

$$HB = \frac{F_N}{\left(\frac{\pi D}{2}\right)(D - \sqrt{D^2 - d^2})} = \frac{F_N}{\pi Dh} \quad (2.16)$$

Onde  $F_N$  é a carga aplicada [Kg],  $D$  é diâmetro da esfera [mm],  $d$  é o diâmetro da indentação [mm] e  $h$  é a profundidade de penetração [mm].

Diferentes esferas produzem diferentes indentações. Se for necessário manter o mesmo valor  $HB$ , independentemente do tamanho da esfera, a carga deve variar de acordo com a relação (CHAWLA ET AL., 2009):

$$\frac{F_N}{D^2} = \text{constante} \quad (2.17)$$

Um problema do ensaio Brinell é que  $HB$  é dependente da carga  $F_N$  para a mesma esfera. No geral,  $HB$  decresce com o aumento da carga.

A zona plástica abaixo da indentação Brinell é cercada de material elástico, que age como uma barreira para o escoamento plástico, Figura 2.27. A extensão circunferencial da calota deformada plasticamente ocorre na superfície livre de carregamento, mas existe uma deflexão para dentro do material da região deformada plasticamente. A superfície livre permanece aproximadamente reta quando carregada. A deflexão ocorre devido ao deslocamento volumétrico da indentação e à sua acomodação pela deformação elástica na amostra. Contudo, uma quantidade significativa de recuperação elástica pode ocorrer durante o carregamento ou descarregamento, produzindo o *pile-up*. O momento no qual o *uplift* ocorre, ainda não foi amplamente esclarecido pela comunidade acadêmica. O volume do *pile-up* em relação ao volume da indentação depende do grau da recuperação elástica, que está relacionada às características de encruamento da amostra. Portanto, a geometria de um ensaio Brinell é axissimétrica em oposição a um plano deformável (SAMUELS, 1986; DIETER, 1988).

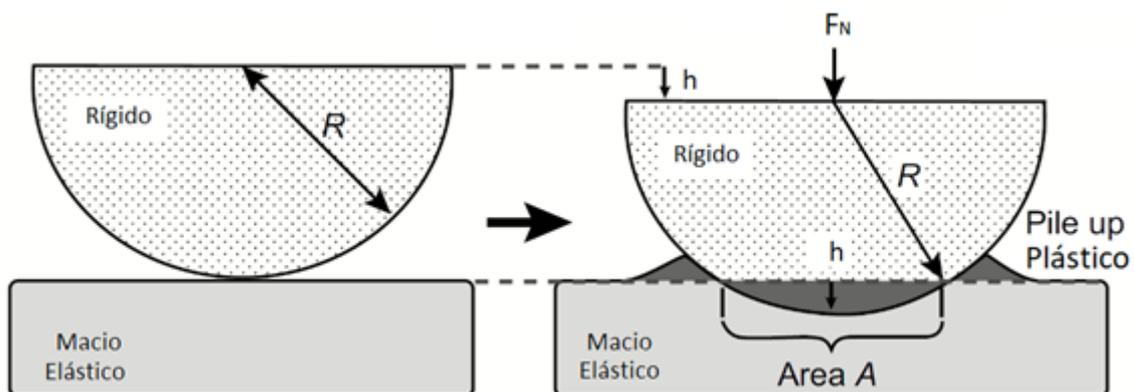


Figura 2.27: Deformação plástica e sua força associada para geometria esfera-plano. Fonte: ISRAELACHVILI, 2011. Nota: Adaptada.

## Capítulo 3

# MATERIAIS E MÉTODOS

### 3.1 MATERIAIS

#### 3.1.1 Amostras

Amostras foram preparadas em dois materiais: AISI 1020 (127 HBW 2,5/62,5) e o aço de roda AAR classe C forjado (323 HBW 2,5/62,5). O primeiro material foi escolhido por ser um aço comumente empregado na indústria metalúrgica. E o segundo por ser um típico aço alto carbono empregado na indústria ferroviária, e que sofre, juntamente ao trilho, um contato clássico de carregamento cíclico. A preparação metalográfica dos corpos de prova foi realizada no Laboratório de Tribologia, Corrosão e Materiais (TRICORRMAT) da Universidade Federal do Espírito Santo (UFES).

As amostras foram extraídas de discos confeccionados a partir dos materiais selecionados. Nas Figura 3.1 e Figura 3.2 podem ser observados tanto a posição de retirada dos discos de roda classe C forjada, como o seu desenho. Foi possível extrair seis amostras de cada disco de cada material. O corte foi realizado em uma cortadeira metalográfica Struers, LABOTOM-3. O tamanho final das amostras pode ser observado na Figura 3.3. Posteriormente, as amostras foram preparadas com lixas de carbeto de silício na sequência P180, P220, P320, P500, P800 e P1200 (FEPA) e, em seguida, polidas em soluções de alumina ( $Al_2O_3$ ) de 1 e 0,3  $\mu m$ . Os parâmetros de rugosidade foram mensurados pelo rugosímetro Taylor Hobson Surtronic 25 e podem ser observados na tabela 3.1.

Tabela 3.1: Parâmetros de Rugosidade

Parâmetros	Cut-Off [mm]	AISI 1020	Desvio Padrão	Roda Forjada Classe C	Desvio Padrão
$R_a$ [ $\mu m$ ]		0,28	0,07	0,06	0,00
$R_{sm}$ [ $\mu m$ ]		116	63	305	56
$R_z$ [ $\mu m$ ]	0,25	1,5	0,4	0,3	0,0
$R_t$ [ $\mu m$ ]		2,3	0,4	0,5	0,1
$R_{sk}$		0,753	0,6183	1,034	0,517

Fonte: AUTOR.

Após identificados, os corpos de prova foram limpos e guardados em um dessecador. As imagens metalográficas dos materiais utilizados se encontram no Apêndice A.

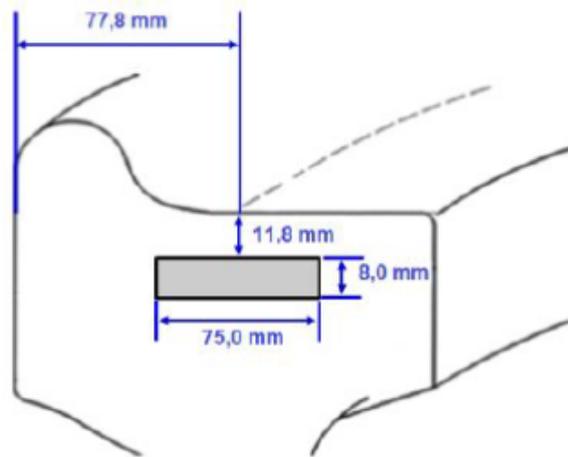


Figura 3.1: Desenho esquemático com a posição de retirada dos discos nas rodas classe C forjadas (fora de escala). Fonte: ALMEIDA, 2017.

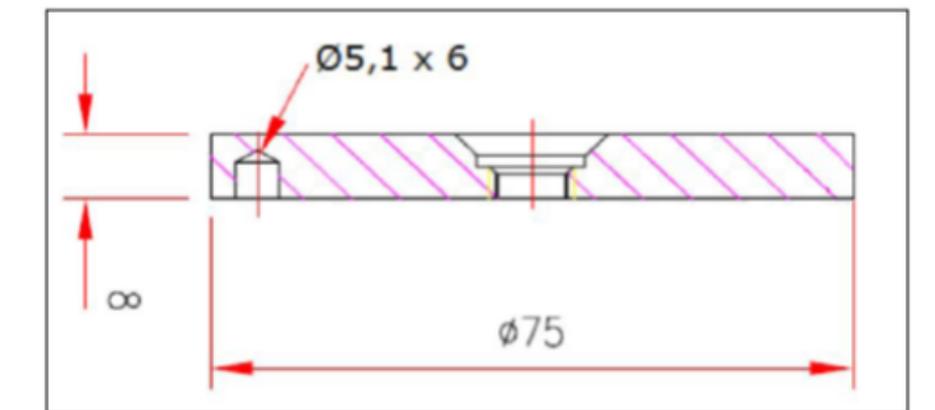


Figura 3.2: Desenho esquemático dos discos utilizados nos ensaios. Dimensões em mm. Fonte: ALMEIDA, 2017 apud FALQUETO, 2015.

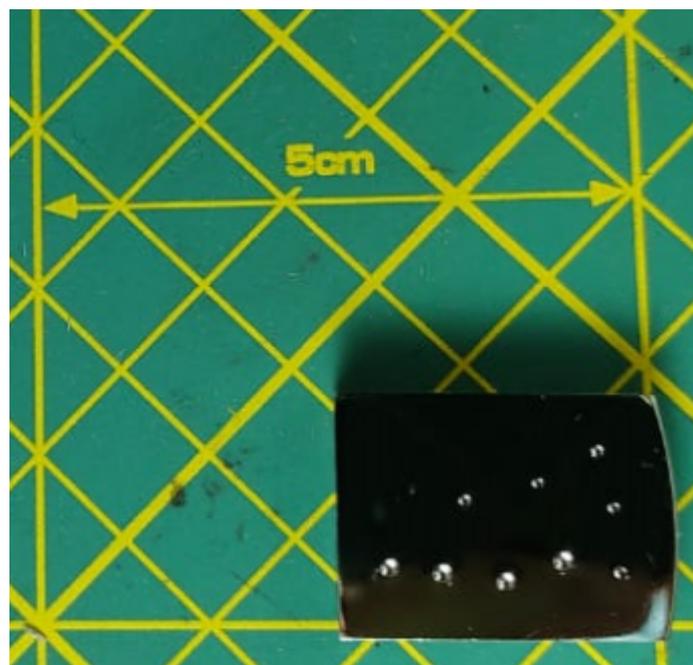


Figura 3.3: Tamanho final de uma amostra do aço AISI 1020. Fonte: AUTOR.

A faixa de dureza de materiais de roda Classe C e sua composição química segundo a Norma AAR M-107/M-208 são mostrados na Tabela 3.2.

Tabela 3.2: Composição Roda Ferroviária Classe C.

Dureza [HB]	Elemento Químico	Concentração [% em peso]
321-363	Carbono	0,67-0,77
	Manganês	0,60-0,90
	Fósforo	máx. 0,030
	Enxofre	0,005-0,040
	Silício	0,15-1,00

Fonte: Norma AAR M-107/M-208. Nota: Adaptada.

## 3.2 MÉTODOS

### 3.2.1 Ensaio de Indentações Sucessivas

Essa metodologia foi escolhida por ser uma forma simplificada de reproduzir o carregamento cíclico, e o fenômeno shakedown, além do ensaio de dureza ser comumente utilizado pela comunidade científica.

O indentador escolhido foi uma esfera de carbetto de tungstênio (WC-Co) com 2,5 mm de diâmetro. Essa decisão se deve ao método de indentações sucessivas aplicado, ensaios de dureza Brinell. Este tipo de dureza, além de ser amplamente empregada, é o utilizado para identificar a faixa de dureza de materiais de roda pela Norma AAR M-107/M-208.

Os ensaios foram aleatorizados, pela função *sequence generator* do website random.org, e realizados no durômetro universal Wolpert, modelo HT 1a, pertencente ao Laboratório TRICORRMAT (UFES). O procedimento dos ensaios baseou-se na norma de dureza Brinell ABNT NBR ISO 6506-1:2019. Antes de cada ensaio, a calibração do equipamento foi verificada por meio do padrão de dureza 181,00 HBW 2,5/187,5. As cargas utilizadas, 62,5 kgf e 187,5 kgf, foram escolhidas por serem as empregadas neste tipo de ensaio de dureza. Além disso, a pressão de contato de Hertz indentador/amostra, seguindo a Equação 2.28, pode ser encontrada na Tabela 3.3.

Tabela 3.3: Pressão de contato de Hertz entre o indentador e amostra, onde  $d_1$  é o diâmetro da calota após o primeiro ciclo de ensaio.

Material	$d_1$ [mm]	Carga [N]	P [GPa]
AISI 1020	0,78	612,9	1,27
	1,29	1.839	1,39
Roda Classe C	0,49	612,9	3,19
	0,82	1.839	3,47

Fonte: AUTOR.

O número de ciclos, isto é, a quantidade de indentações sucessivas variou de 1 a 80 repetições, conforme a Tabela 3.4 abaixo:

Tabela 3.4: Ensaio realizados.

Ensaio de Indentações Sucessivas		
Materiais	Carga[kgf]	Ciclos
		1
		3
		5
		10
AISI 1020 e Roda Classe C Forjada	62,5 e 187,5	20
		30
		40
		60
		80

Fonte: AUTOR.

Além dos ensaios até 80 ciclos, foram realizados ensaios até 40 ciclos utilizando a mesma metodologia experimental. As curvas experimentais obtidas foram empregadas para efeito comparativo com os resultados numéricos obtidos, isto é, para a validação dos parâmetros de encruamento.

Rotina geral de ensaios:

De acordo com a ordem dada pela aleatorização dos ensaios, as amostras eram limpas, por cinco minutos em acetona, na lavadora ultra-sônica digital SoniClean 2PS da Sanders Medical e, em seguida, posicionadas no durômetro universal. Verificando a carga a ser empregada, o início das indentações era realizado. Estas eram efetuadas, de acordo com o número de ciclos, no mesmo local na amostra, isto é, as indentações eram sobrepostas, já que o corpo de prova não era movimentado no decorrer de cada ensaio. Para cada condição ensaiada, três repetições aleatórias foram realizadas. Após o fim de cada ensaio, a área da calota era observada e mensurada em um microscópio óptico. As calotas obtidas em alguns dos ensaios podem ser observadas nas Figuras 7.5 à 7.10 no Apêndice.

### 3.2.2 Microscopia Óptica

Para a medição do diâmetro da calota, utilizou-se o microscópio metalográfico invertido Nikon Eclipse MA200, lente 5X/0.15A, pertencente ao TRICORRMAT (UFES). O *pile-up* e o *sink-in* não foram considerados.

### 3.2.3 Cálculo da Área da Calota

A resposta dos ensaios de indentações sucessivas em laboratório é o diâmetro da calota impressa pelo indentador no corpo de prova, quando este é observado de topo.

Todavia, para a devida comparação com a resposta das simulações numéricas faz-se necessário o cálculo da área da calota.

A área de uma calota é calculada da seguinte forma:

$$A_c = 2\pi Rh \quad (3.1)$$

Onde  $A_c$  é a área da calota,  $R$  é o raio do indentador e  $h$  é a profundidade de penetração, isto é, a altura da calota.

A profundidade de penetração é calculada por meio da Equação 3.2, segundo a norma de dureza Brinell ABNT NBR ISO 6506-1:2019:

$$h = \frac{D}{2} \left( 1 - \sqrt{1 - \frac{d^2}{D^2}} \right) \quad (3.2)$$

Onde  $D$  é o diâmetro da esfera e  $d$  é o diâmetro da impressão.

### 3.2.4 Determinação da Tensão de Escoamento

A tensão de escoamento foi determinada a partir dos ensaios de dureza Brinell realizados nas amostras. Essa medida é necessária para descrever parte do comportamento mecânico dos materiais no software de elementos finitos.

Devido às críticas à formulação de Tabor, a relação proposta por Cahoon et al. (1979) foi a escolhida para se definir a tensão de escoamento neste trabalho.

Como a expressão apresentada relaciona dureza Vickers e a tensão de escoamento, se faz necessário a conversão da dureza Brinell para a dureza Vickers. Ensaios de dureza Vickers foram realizados no durômetro universal Wolpert, modelo HT 1a, pertencente ao Laboratório TRICORRMAT (UFES) e seguindo a norma ABNT NBR ISO 6507-1:2019. Os valores encontrados se encontram na Tabela 3.5. Ressalta-se que os valores encontrados para a dureza Vickers correspondem aos recomendados pelas tabelas de conversão das normas ASTM E140-12b e ISO 18265:2013(E).

Tabela 3.5: Dureza Brinell e Vickers.

Material	Dureza	
	Brinell 2,5/187,5	Vickers 10 Kg
AISI 1020	132	133
Roda Classe C Forjada	344	368

Fonte: AUTOR.

Com os valores da dureza Vickers em mãos, foi possível calcular a tensão de escoamento dos materiais por meio da Equação 2.29. Os valores calculados e os coeficientes de encruamento utilizados no cálculo estão na Tabela 3.6, na próxima seção.

### 3.2.5 Simulações Numéricas no Software ABAQUS

As simulações numéricas foram realizadas no software comercial ABAQUS. Estas, com o intuito de reproduzir os ensaios em laboratório, foram configuradas na análise dinâmica (*explicit*) do software. Esse método *explicit* foi escolhido devido à taxa de deformação plástica existente no cálculo do modelo de encruamento escolhido (Equação 2.22), que por ser uma variação temporal, a análise *standard* não

foi capaz de contabilizá-la. Além disso, essa interface permite simulações com menor tempo de processamento, maiores não linearidades no material e evolução de danos. A geometria escolhida, axissimétrica e bidimensional, para representar os ensaios de indentações sucessivas, pode ser observada na Figura 3.4. O indentador foi considerado como sendo rígido e a amostra um semi-espaço deformável. A interface foi considerada sem atrito e a carga foi considerada concentrada e aplicada no ponto RP, que também foi referenciado na Figura 3.4.

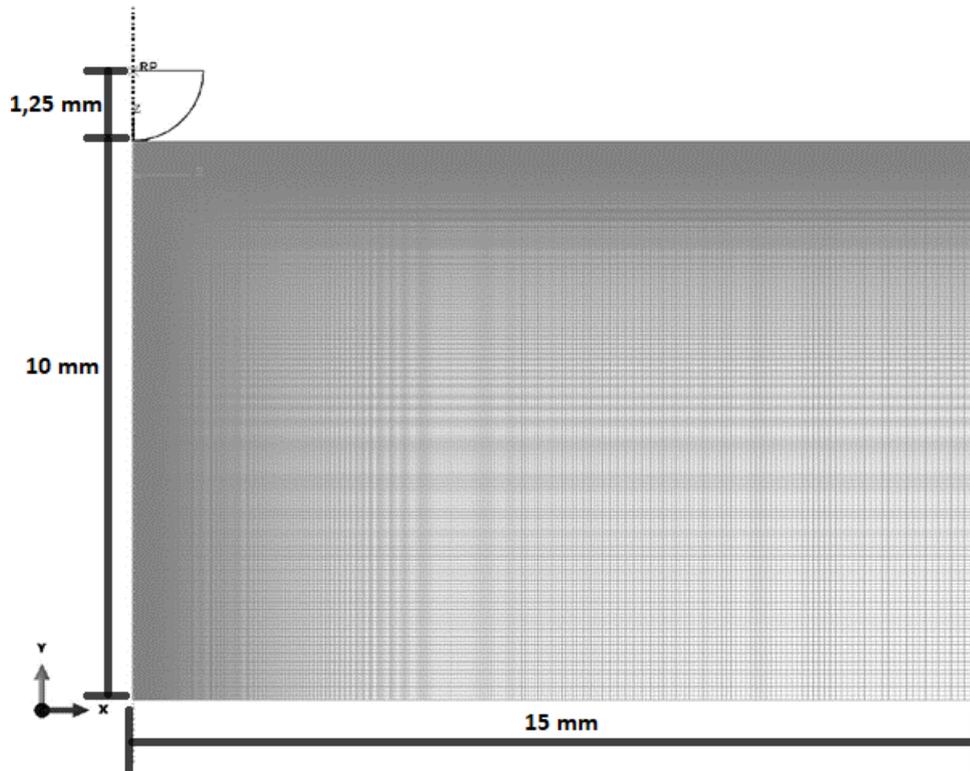


Figura 3.4: Geometria utilizada no software de elementos finitos ABAQUS. Fonte: AUTOR.

Tabela 3.6: Propriedades Mecânicas inseridas no software.

Propriedades Mecânicas	Materiais		
	AISI 1020	Roda Classe C	WC-Co
Densidade [Kg/mm <sup>2</sup> ]	7,87E-06 <sup>(1)</sup>	7,83E-06 <sup>(2)</sup>	1,56E-05 <sup>(3)</sup>
Módulo de Elasticidade [MPa]	205.000 <sup>(1)(10)</sup>	210.000 <sup>(4)(5)</sup>	630.000 <sup>(6)</sup>
Coefficiente de Poisson	0,29 <sup>(1)(10)</sup>	0,28 <sup>(5)</sup>	0,28 <sup>(6)</sup>
Limite de Escoamento [MPa]	244,48	468,00	5.760
Coefficiente de Encruamento	0,25 <sup>(7)</sup>	0,41 <sup>(8)</sup>	-
Momento de Inércia [Kg.mm <sup>2</sup> ]	-	-	7,98E-05 <sup>(9)</sup>

(1) AZO Materials, 2020; (2) Lima et al. (2019); (3) Matwab, 2020; (4) Santos, 2008; (5) Minicucci, 2003; (6) Dias, 2002; (7) Shao et al. (2013); (8) Halama et al. (2015); (9) calculado pelo autor; (10) Dewangan et al. (2019). Fonte: AUTOR.

A malha escolhida, após a sua convergência (Figura 3.5), foi de 250.002 elementos quadráticos (CAX4R), estruturados e com um aumento no seu refino ao se aproximar do contato entre a esfera e a amostra. Dessa forma, existem elementos suficientes no contato para se obter resultados precisos sem comprometer o tempo de processamento das simulações. As simulações duraram cerca de 91.000 segundos para as análises de 80 ciclos e menor carga.

As propriedades mecânicas utilizadas nas simulações, de cada material ensaiado e do indentedor, estão apresentadas na Tabela 3.6. Na Tabela 3.7, pode-se observar as condições de contorno e os parâmetros de *mass scaling* utilizados.

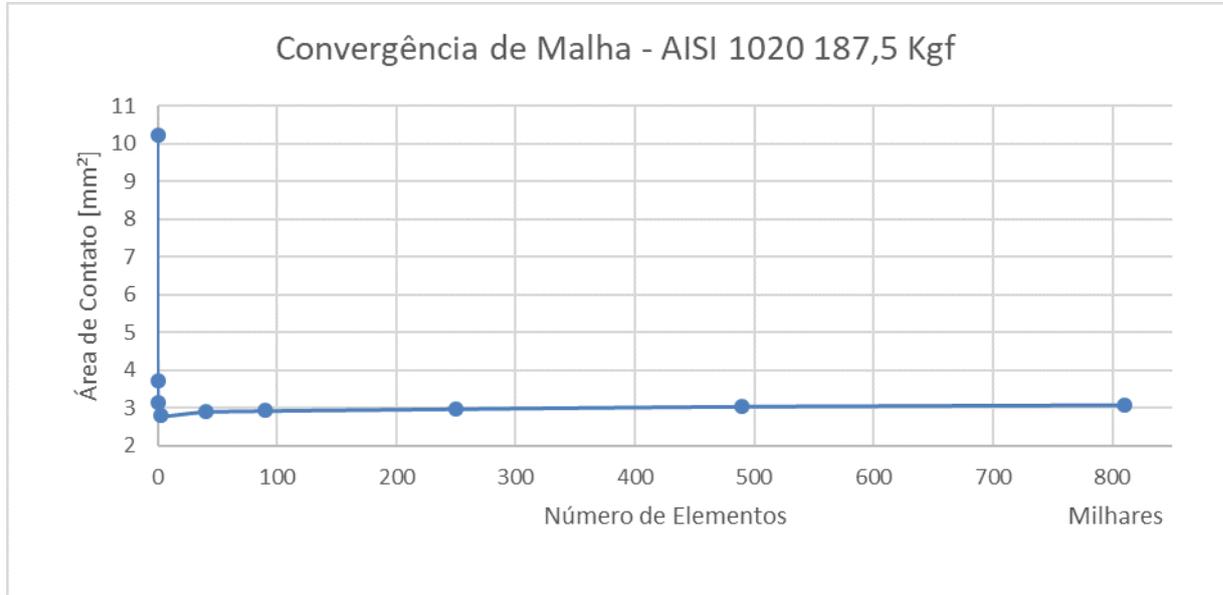


Figura 3.5: Análise de convergência de malha para o aço AISI 1020 e carga 187,5 kgf. Fonte: AUTOR.

Tabela 3.7: Dados do software escolhidos.

<i>Mass scaling</i>	Região	Tipo	Frequência/ Intervalo	Fator	Tempo de Incremento
	<i>Whole Model</i>	<i>Factor, Target Time Inc.</i>	<i>Beginning of Step</i>	3	1e-05
Condições de Contorno	Base U1 = U2 = UR3 = 0		Eixo de Simetria U1 = UR3 = 0		Carga U1 = UR3 = 0

Fonte: AUTOR.

O modelo de encruamento cinemático não linear de Chaboche foi o escolhido em todas as simulações, conforme as análises de Rezaiee-Pajand e Sinaie, 2009; Mahmoudi et al., 2011; Ramezansaf et al. (2015); Cermak et al., 2015; Han et al. (2020). A Equação 2.23 e a Equação 2.24 são as utilizadas pelo software na análise. Como discutido na revisão bibliográfica (seção 3.4.3), os parâmetros  $C$  e  $\gamma$  são fundamentais para a caracterização do modelo e, conseqüentemente, do material. Portanto, são essas duas constantes, multiplicadas pelo número de *backstress*, que se deseja extrair através da metodologia reversa. Neste estudo, esse método consiste em analisar as propriedades de encruamento dos materiais por meio das simulações em elementos finitos dos ensaios de indentações sucessivas.

A máxima área de contato sob carga, extraída de cada simulação, foi utilizada para se comparar os resultados experimentais, área da calota, com os modelos numéricos. Dessa forma, variaram-se os parâmetros de entrada até se encontrar uma descrição satisfatória da curva experimental. Como se empregou a técnica de tentativa e erro até se obter a curva experimental, a literatura auxiliou na escolha dos valores iniciais. Os valores que auxiliaram na obtenção dos parâmetros e seus respectivos autores são apresentados no Apêndice A. Paralelamente a esse apanhado bibliográfico, foi realizado uma análise de

como os parâmetros  $C$  e  $\gamma$  influenciam a resposta numérica. Empregou-se uma área arbitrária, determinada pelo autor, e estudou-se a sua variação com a alteração dos parâmetros. Esse estudo se encontra na próxima seção.

Na Tabela 3.8, observam-se as simulações realizadas e suas configurações:

Tabela 3.8: Simulações realizadas.

Materiais	Carga[kgf]	Ciclos	Modelo de Encruamento
		1	
		3	
		5	
		10	
AISI 1020 e Roda Classe C Forjada	62,5 e 187,5	20	Cinemático não linear de Chaboche
		30	
		40	
		60	
		80	

Fonte: AUTOR.

### 3.2.6 Cálculo do Erro Relativo

Para se analisar a eficiência do modelo de encruamento adotado, em descrever as curvas experimentais por meio de simulações numéricas, calculou-se o erro relativo entre os valores das áreas de contato obtidos de forma experimental e numérica:

$$ErroRelativo[\%] = \frac{(A_{num} - A_{exp})}{A_{exp}} 100 \quad (3.3)$$

Onde  $A_{num}$  é a área de contato obtida pelas simulações numéricas e  $A_{exp}$  é a área da calota obtida experimentalmente.

## Capítulo 4

# RESULTADOS E DISCUSSÃO

A análise realizada neste trabalho consiste na observação do crescimento da área de contato ao longo dos ciclos. Kapoor e Johnson (1991) mencionam, para o caso de uma esfera rolando em uma superfície elastoplástica, que ocorre um aumento de conformidade entre a esfera e o perfil côncavo do sulco no decorrer dos subsequentes passes da esfera no mesmo trajeto. Analogamente, pode-se esperar o aumento de conformidade entre o indentador e a calota ao longo de indentações cíclicas sucessivas. Esse comportamento tende a promover o shakedown, devido ao aumento de área e, por conseguinte, a redução da pressão de contato.

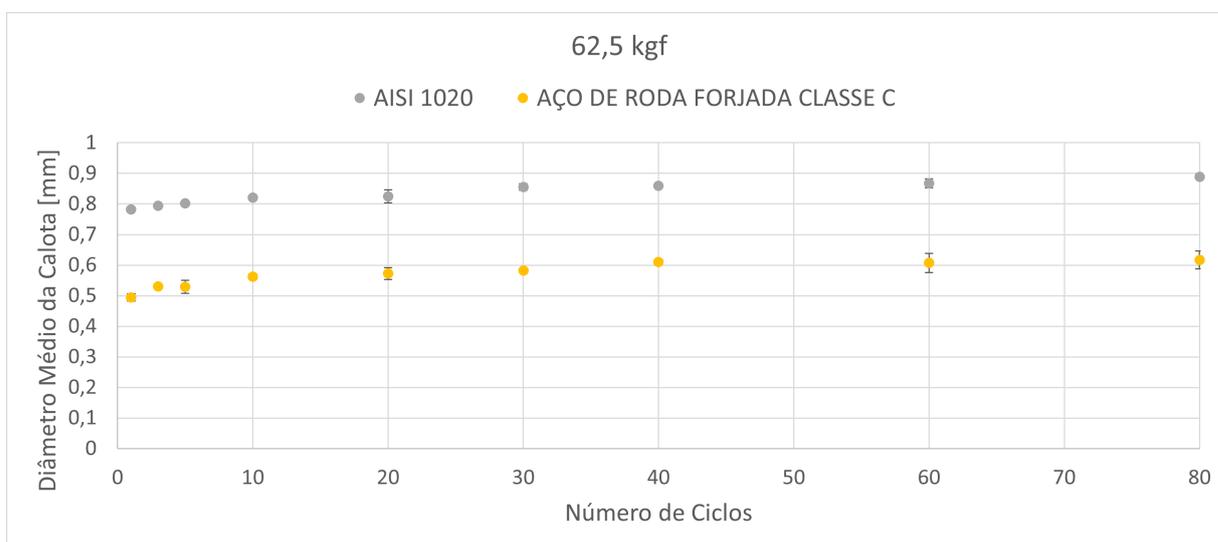


Figura 4.1: Curvas experimentais diâmetro médio da calota-número de ciclos da carga 62,5 kgf até 80 ciclos para os aços AISI 1020 e de roda forjada classe C. Fonte: AUTOR

Ao se observar o comportamento experimental do diâmetro da calota com o decorrer dos ciclos, Figura 4.1, Figura 4.2, Figura 4.3 e Figura 4.4 nota-se o decréscimo da sua taxa de crescimento no decorrer dos ciclos, em todos os cenários. O primeiro ciclo corresponde à dureza de cada material, conforme descrito na seção 3.2.4. A comparação das curvas experimentais, para até 40 e 80 ciclos, são observadas nas Figura 4.5 e Figura 4.6. Observa-se que os pontos da curva dos ensaios até 40 ciclos estão sobrepostos com os pontos, em quase toda a curva, dos ensaios até 80 ciclos. Devido à diminuição

de deformação plástica ao longo dos ciclos, estima-se que as indentações, se continuadas, levariam ao estabelecimento do shakedown elástico/plástico, conforme ocorreu com os experimentos realizados por Kapoor e Johnson em 1991. Ressalta-se que esses autores realizaram uma análise com aproximadamente de 5.000 ciclos.

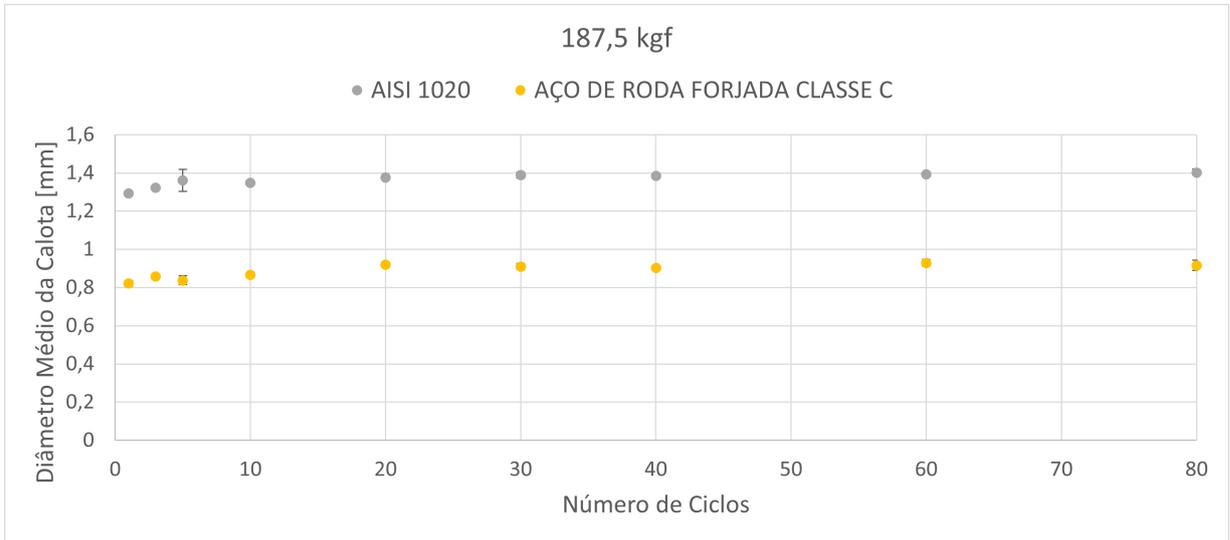


Figura 4.2: Curvas experimentais diâmetro médio da calota-número de ciclos da carga 187,5 kgf até 80 ciclos para os aços AISI 1020 e de roda forjada classe C. Fonte: AUTOR.

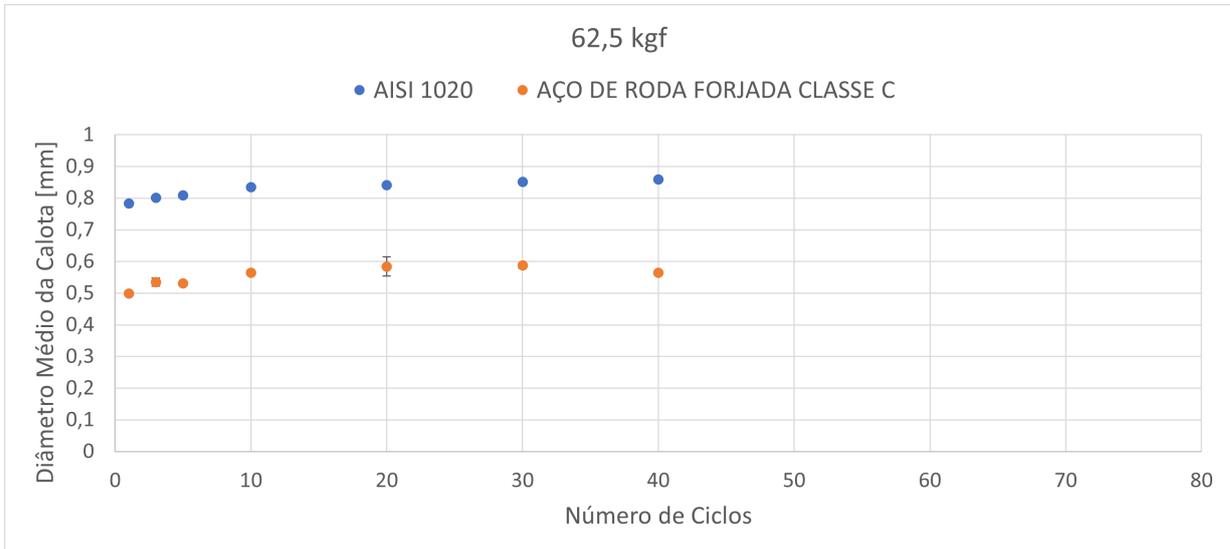


Figura 4.3: Curvas experimentais diâmetro médio da calota-número de ciclos da carga 62,5 kgf até 40 ciclos para os aços AISI 1020 e de roda forjada classe C. Fonte: AUTOR.

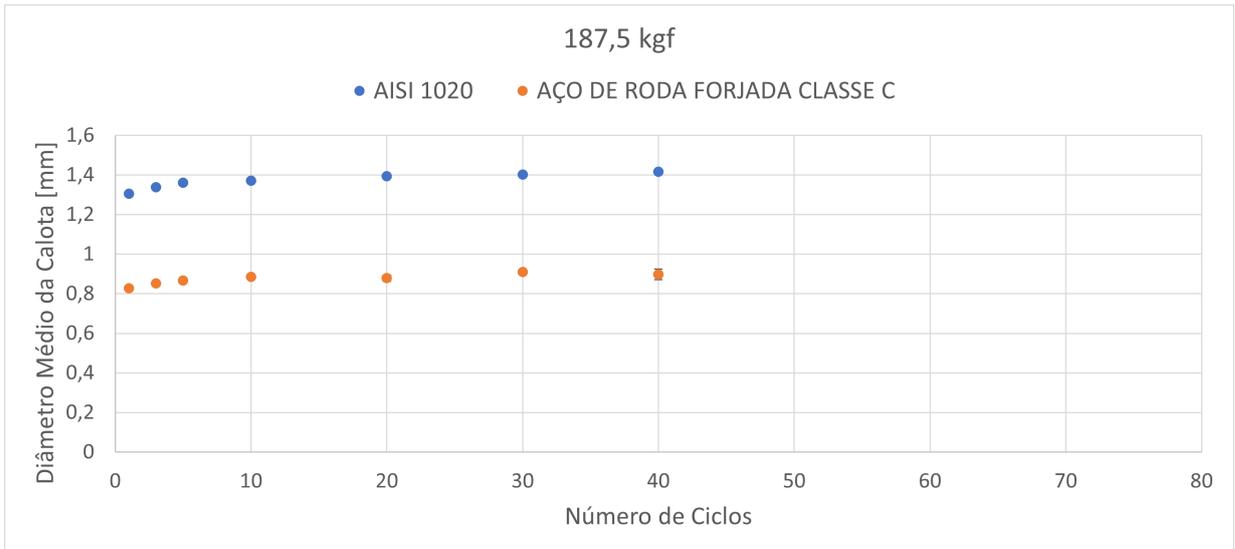


Figura 4.4: Curvas experimentais diâmetro médio da calota-número de ciclos da carga 187,5 kgf até 40 ciclos para os aços AISI 1020 e de roda forjada classe C. Fonte: AUTOR

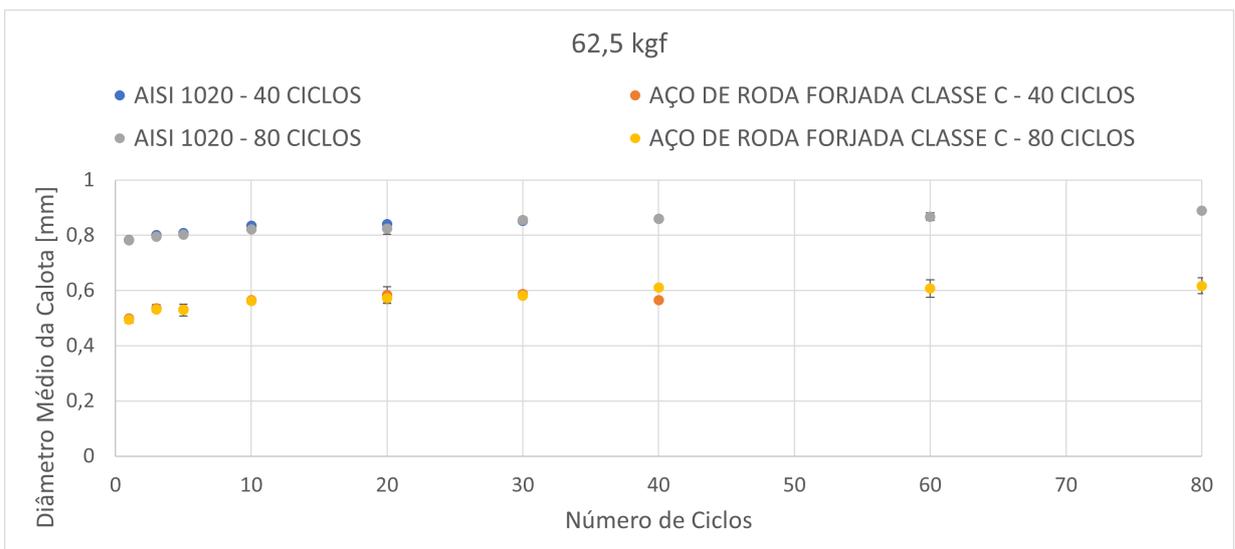


Figura 4.5: Comparação dos resultados experimentais, para a carga 62,5 kgf, até 40 e 80 ciclos para os aços AISI 1020 e de roda forjada Classe C. Fonte: AUTOR. Fonte: AUTOR.

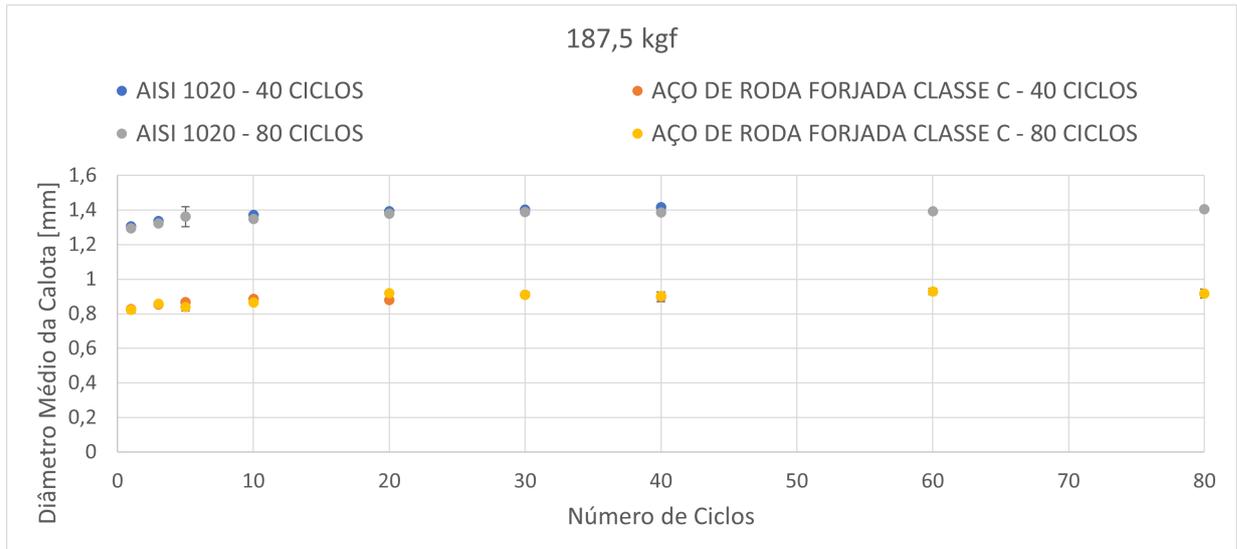


Figura 4.6: Comparação dos resultados experimentais, para a carga 187,5 kgf, até 40 e 80 ciclos para os aços AISI 1020 e de roda forjada Classe C. Fonte: AUTOR.

#### 4.1 INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS $C$ E $\gamma$

Avaliou-se, numericamente, o comportamento de cada parâmetro em relação a uma área arbitrária para o aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Foram utilizados três *backstress*, como a recomendação dada por Lemaitre e Chaboche (1990) abordada na seção 2.4.3, e quando se variava um dos seis parâmetros, os demais eram fixos.

Na análise dos parâmetros, de forma condizente com a literatura (seção 2.4.3), ao se aumentar o valor de  $C_1$ , a área de contato decresce, Figura 4.7. Além disso, nota-se que existe um incremento de deformação ao longo dos ciclos, isto é, o material continua sofrendo deformações plásticas. Dessa forma, a inclinação da curva, área de contato em função do número de ciclos, aumenta com o aumento de  $C$ . Por outro lado, ao se diminuir o seu valor, o aumento de área ocorre, mas a curva simulada começa a descrever um *shakedown* elástico/plástico. Esse comportamento pode ser observado na Figura 4.8.

Ao analisar o comportamento da curva alterando-se o valor de  $\gamma_1$  observa-se uma menor influência deste quando comparado a  $C_1$ . Ao aumentar-se  $\gamma_1$ , o valor da área de contato também aumenta, todavia, em uma proporção menor do que com a diminuição de  $C_1$ . Observa-se, também, que a interferência de  $\gamma_1$  na área de contato tem um limite, após o qual, o crescimento da área se torna insignificante, Figura 4.9. Diferentemente de  $C_1$ ,  $\gamma_1$  não afeta tanto a inclinação da curva ao longo dos ciclos, Figura 4.10. Esse comportamento é análogo para os demais parâmetros, como pode ser observado nas Figura 7.13 a Figura 7.20 (Apêndice A). Ressalta-se que essa análise consiste na mudança de somente um dos parâmetros individualmente e que a variação de qualquer *backstress* modifica todo o comportamento das outras na curva, como afirmaram Koo et al. (2019).

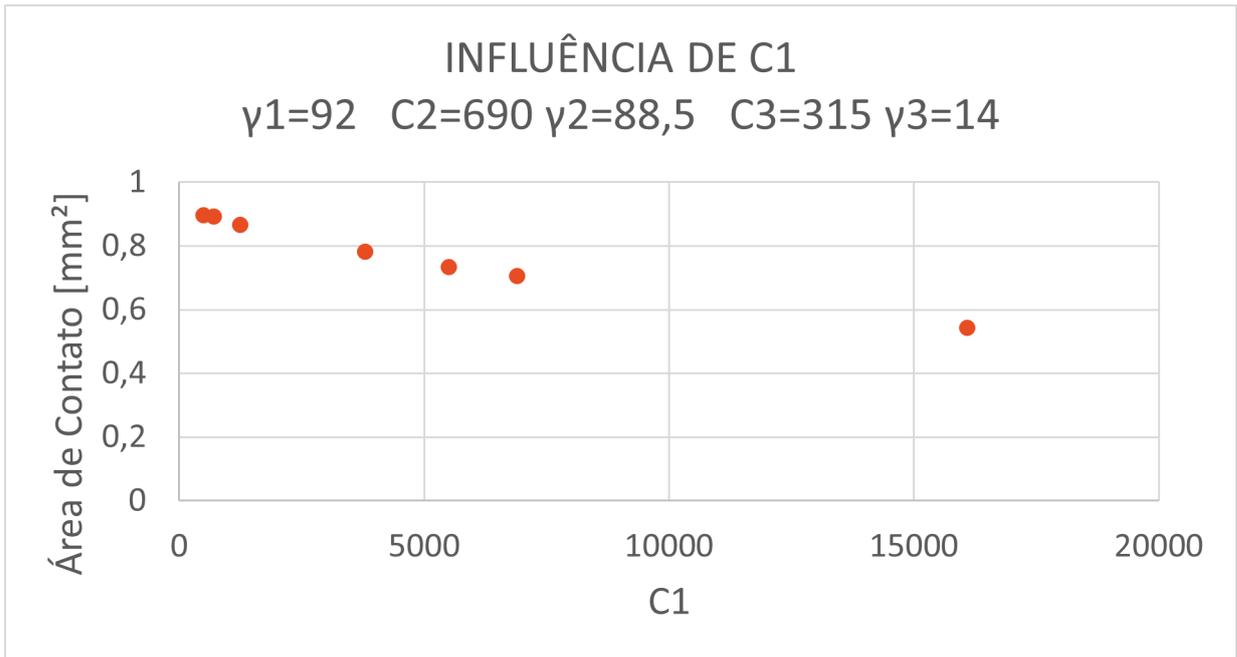


Figura 4.7: Influência de  $C_1$ : Curva área de contato do 1º ciclo vs.  $C_1$  para uma área arbitrária do aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Fonte: AUTOR.

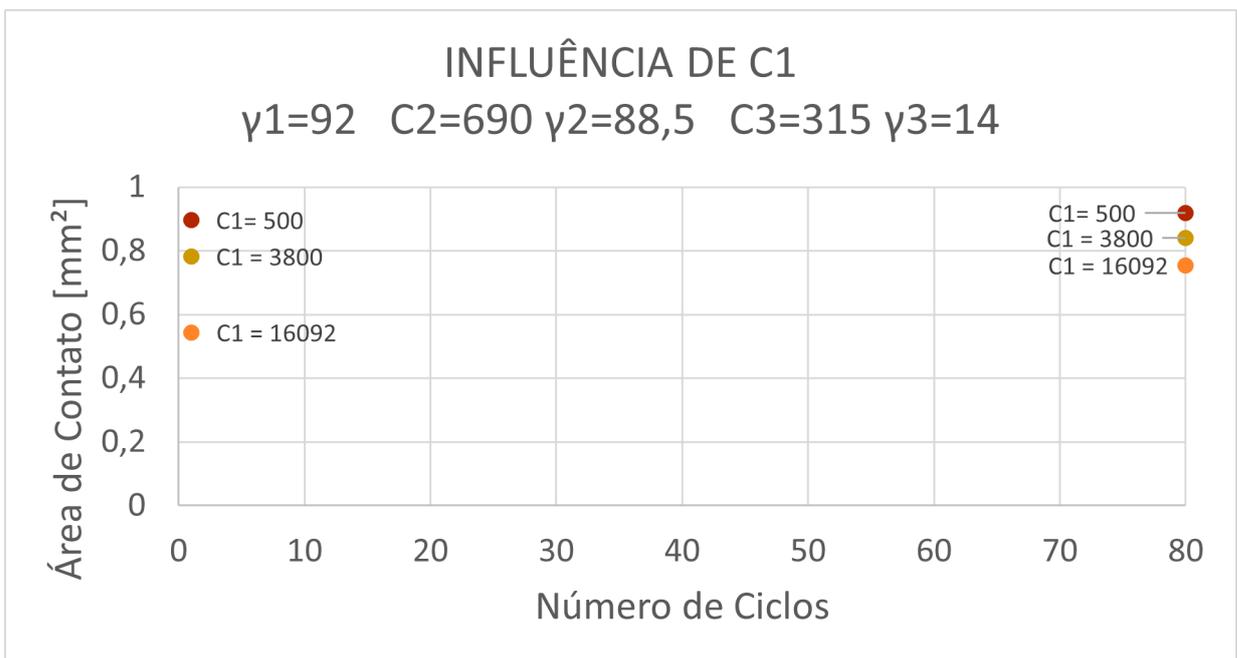


Figura 4.8: Influência de  $C_1$ : Curvas área de contato vs. número de ciclos para uma área arbitrária do aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Fonte: AUTOR.

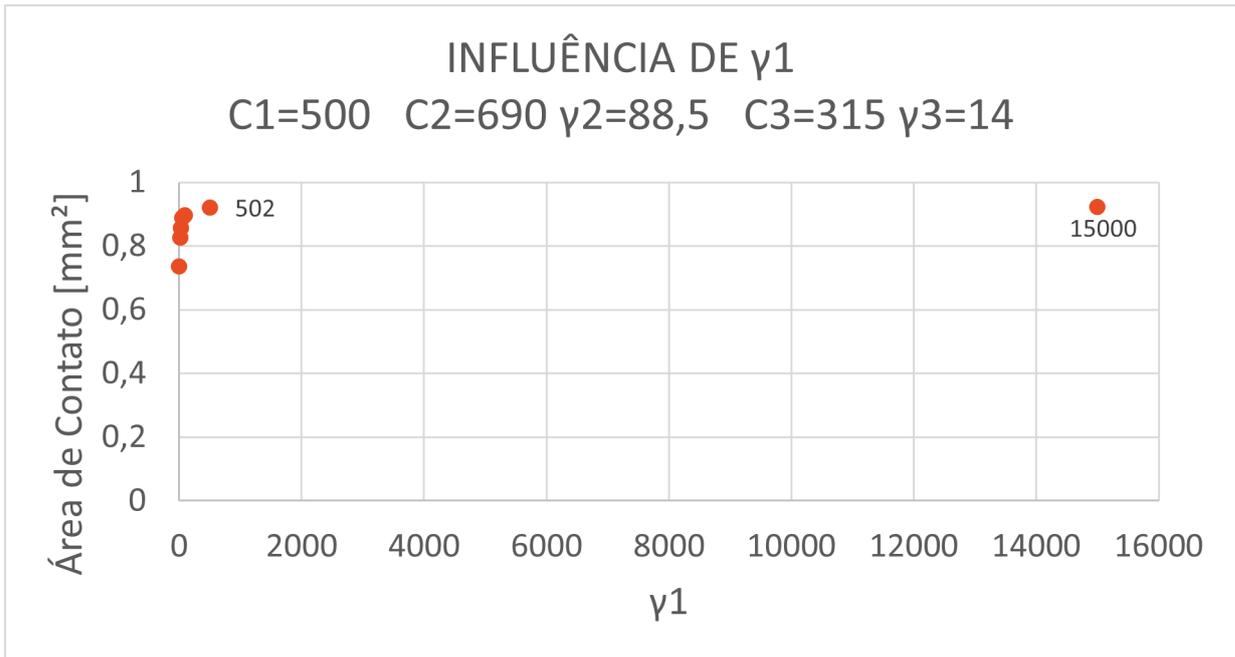


Figura 4.9: Influência de  $\gamma_1$ : Curva área de contato do 1º ciclo vs.  $\gamma_1$  para uma área arbitrária do aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Fonte: AUTOR.

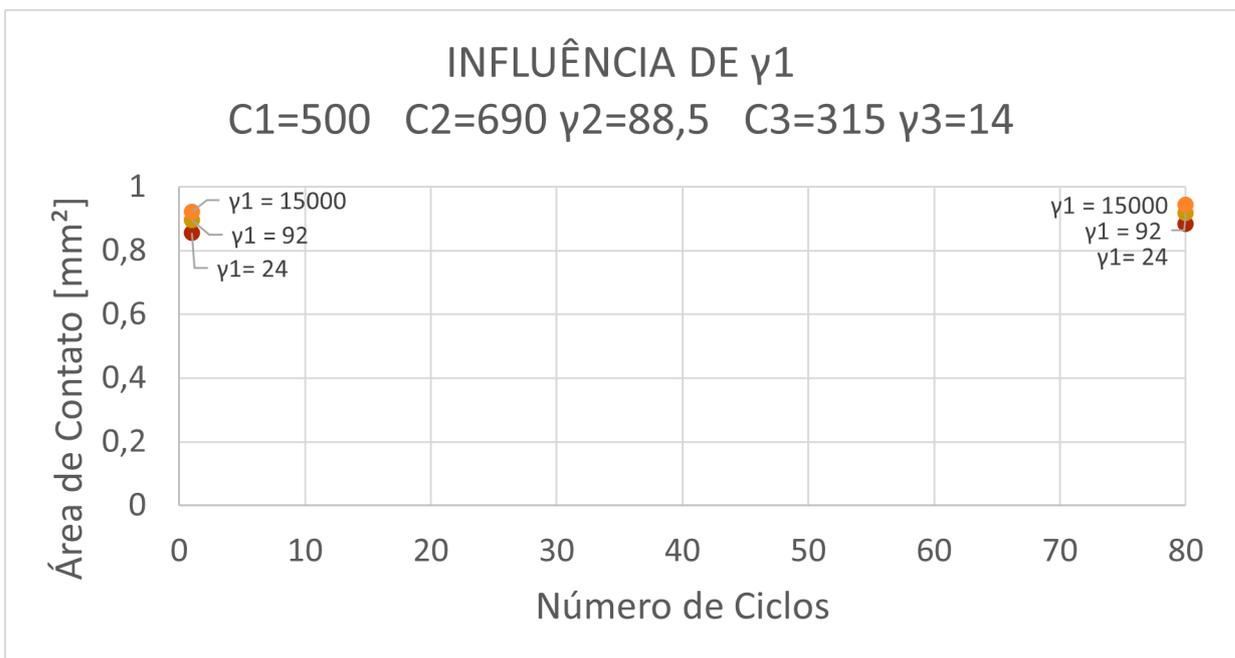


Figura 4.10: Influência de  $\gamma_1$ : Curvas área de contato vs. número de ciclos para uma área arbitrária do aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Fonte: AUTOR.

## 4.2 AÇO AISI 1020 PARA CARGA DE 187,5 kgf

Com os ensaios aleatorizados de indentações sucessivas, gerou-se uma curva de área da calota em função do número de ciclos. Tendo-se em mãos a curva experimental, as simulações foram realizadas. As propriedades mecânicas da Tabela 3.6 permaneceram inalteradas em todas as simulações realizadas. Para

se obter uma boa representação da curva experimental, conforme discutido anteriormente, é fundamental utilizar o modelo de encruamento adequado para descrever o comportamento real dos materiais. O modelo empregado foi o cinemático não linear sugerido por Chaboche (Equação 2.23 e a Equação 2.24) conforme os estudos de Rezaiee-Pajand e Sinaie, 2009; Mahmoudi et al., 2011; Ramezansafat et al. (2015); Cermak et al., 2015; Han et al. (2020).

Conforme observado na seção 2.5, o número de *backstresses* empregado no modelo de Chaboche difere para cada autor. Como Rezaiee-Pajand et al. (2009) e Cermak et al. (2015a) obtiveram resultados satisfatórios utilizando somente duas *backstresses*, foi esse o número empregado neste estudo.

Tendo em vista os valores empregados na literatura e o estudo dos parâmetros realizado, pôde-se encontrar um melhor ajuste para os dados experimentais. A curva que melhor descreve o comportamento da área de contato ao longo dos ciclos do aço AISI 1020, para a maior carga, é observada na Figura 4.11 e os parâmetros aplicados para obtê-la foram:

$$C_1=12500 \text{ MPa}; \gamma_1=88,5 \text{ e } C_2=1241,1 \text{ MPa}; \gamma_2=0$$

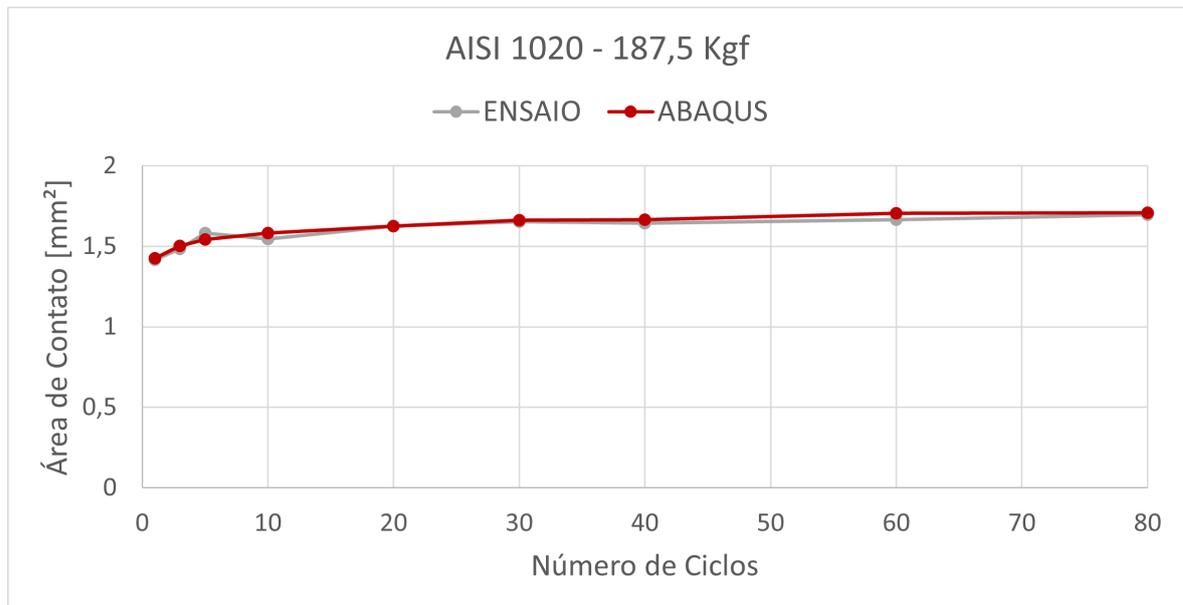


Figura 4.11: Comparação dos resultados experimentais e numéricos para 187,5 Kgf das curvas área vs. número de ciclos para o aço AISI 1020.  $C_1=12.500 \text{ MPa}$ ;  $\gamma_1=88,5$  e  $C_2=1.241,1 \text{ MPa}$ ;  $\gamma_2=0$ . Fonte: AUTOR.

Ao se comparar os valores empregados com os de Rezaiee-Pajand et al. (2009), que utilizam o mesmo número e tipo de *backstress*, notam-se que as ordens de grandezas são equivalentes (Tabela 4.1).  $C_1$  possui a mesma ordem de grandeza empregada pelos autores para os aços AISI 1020 e 1026, já  $\gamma_1$  a mesma para o 1020 e  $C_2$  para o 1026. Ressalta-se que  $\mathbf{X}_1$  é uma *backstress* não linear e  $\mathbf{X}_2$  é linear ( $\gamma_2=0$ ).

Muitos autores (seção 2.5.1), como Bari e Hassan (2000), Abdel-Karim (2005), Halama et al. (2012) e Ramezansafat e Shahbeyk (2015), defendem a necessidade de  $\gamma_3 \neq 0$ , no caso deste estudo  $\gamma_2 \neq 0$ , para a descrição correta do comportamento do material nos números de ciclos mais altos de carregamento, pois a *backstress* linear tende a descrever um shakedown elástico/plástico que é inexistente experimentalmente. Todavia, o shakedown elástico/plástico não ocorreu no caso de carga mais alta para o aço AISI

Tabela 4.1: Comparação dos Parâmetros.

Fonte	Material	Modelo	$C_1$ [MPa]	$\gamma_1$	$C_2$ [MPa]	$\gamma_2$
Rezaiee-Pajand et al. (2009)	AISI 1020	N1-L1	16.092	35,8	68,9	0
	AISI 1026	N1-L1	62.750	552,5	1.250	0
Autor	AISI 1020	N1-L1	12.500	88,5	1.241,1	0

Fonte: AUTOR.

1020. Isso pode ser comprovado observando a curva deformação plástica equivalente (PEEQ) em função do número de ciclos.

Como PEEQ consiste na somatória da deformação plástica equivalente inicial mais a deformação plástica equivalente que ocorre ao longo dos ciclos, se a mesma for crescente até o 80<sup>o</sup> ciclo, existe a ocorrência do ratchetting ou shakedown plástico. E se for observado um platô após os ciclos iniciais, o shakedown elástico estará ocorrendo. A análise de PEEQ é realizada em um elemento de malha, isto é, pontualmente. Portanto, esse elemento foi escolhido após o fim do primeiro ciclo, após o descarregamento e na presença somente de tensões residuais, em uma região crítica de máxima tensão de von Mises. Essa metodologia se deve ao fato do elemento escolhido está submetido a deformações plásticas e se posteriormente atingir ao shakedown elástico, todos os demais elementos também descreverão um comportamento puramente elástico. Sabendo-se disso, por meio da Figura 4.12, é possível notar a ausência do shakedown elástico.

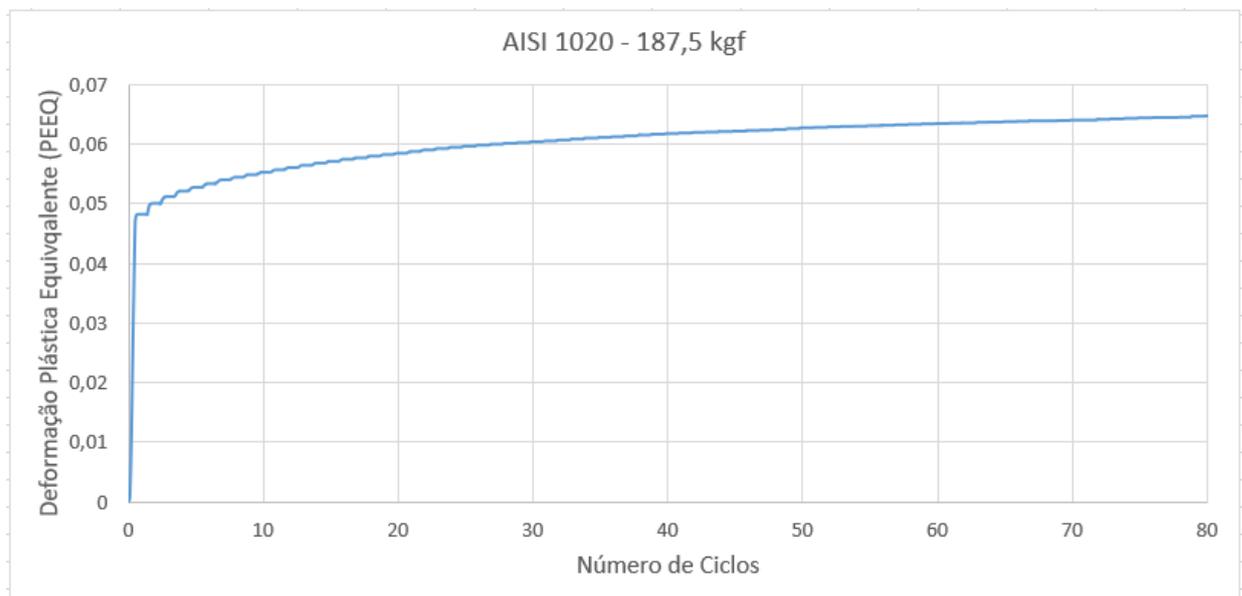


Figura 4.12: Curva PEEQ vs. Número de ciclos. Fonte: AUTOR.

Neste trabalho, ao se empregar somente partes não lineares ( $\gamma_2 \neq 0$ ), o modelo de encruamento de Chaboche superestimou a curva experimental, causando erros relativos significativos (exemplificados na seção 4.3 para o material de roda forjada). Essa superestimação foi abordada anteriormente por diversos autores (seção 2.5.1), como Bari e Hassan (2000), Bari e Hassan (2002), Abdel-Karim (2005), Mahmoudi et al. (2011), Halama et al. (2012) e Nath et al. (2019a). Portanto, com o intuito de contornar esse problema, utilizou-se  $\gamma_2=0$ . Essa combinação também foi empregada por Rezaiee-Pajand et al. (2009),

como dito na seção 2.5.1, e foi capaz de descrever o comportamento do aço AISI 1020 de forma eficiente.

Ao se analisar os resultados obtidos, observa-se que duas *backstress* foram suficientes para descrever o comportamento experimental do aço AISI 1020 para 187,5 Kgf. O maior erro relativo entre a curva experimental e a simulada foi de 2,63%, conforme a Tabela 7.1 do apêndice.

Nota-se também que a taxa de deformação plástica é cada vez menor com o aumento do número de ciclos, o que leva a crer que o material atingiria o shakedown elástico/ plástico se o carregamento fosse continuado. Para se discernir qual dos dois tipos de shakedown ocorreria seria necessária uma análise mais detalhada, já que ambos demonstram o mesmo comportamento em uma curva deformação vs. número de ciclos.

Para validar os parâmetros obtidos, comparou-se a curva simulada com a curva experimental encontrada por meio de ensaios de indentações sucessivas até 40 ciclos, realizados para o mesmo caso e utilizando a mesma metodologia experimental. A comparação das duas curvas pode ser observada na Figura 4.13. Observa-se que, novamente, a curva simulada descreve satisfatoriamente a experimental. Vale ressaltar, no entanto, que a curva simulada subestimou mais intensamente os dados experimentais e os erros relativos foram maiores, porém ainda menores que aqueles até 80 ciclos (Tabela 7.2).

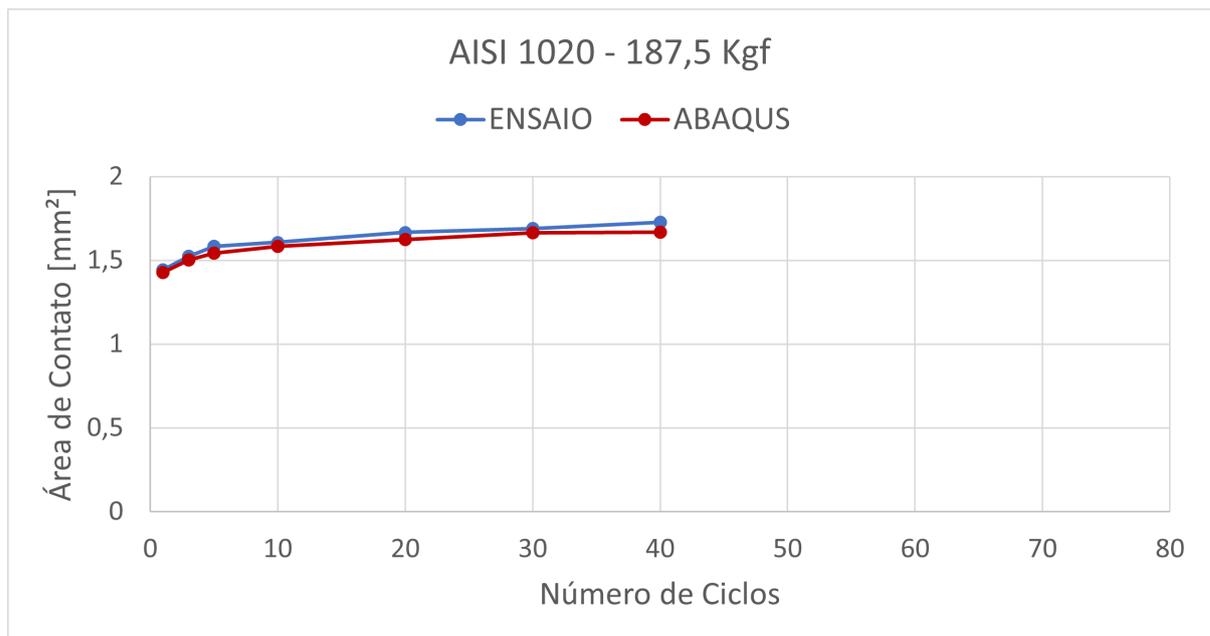


Figura 4.13: Validação dos parâmetros pela comparação dos resultados experimentais e numéricos para 187,5 Kgf até 40 ciclos das curvas área vs. número de ciclos para o aço AISI 1020.  $C_1=12.500$  MPa;  $\gamma_1=88,5$  e  $C_2=1.241,1$  MPa;  $\gamma_2=0$ . Fonte: AUTOR.

### 4.3 AÇO AISI 1020 PARA CARGA DE 62,5 kgf

Empregaram-se a mesma metodologia e os mesmos parâmetros  $C$  e  $\gamma$  encontrados para o caso de maior carga e foi possível descrever o comportamento do material satisfatoriamente para a carga 62,5 kgf. Tanto a curva experimental quanto a simulada são observadas na Figura 4.14.

Conforme Bari e Hassan (2000) afirmaram, o modelo de encruamento de Chaboche superestimou a curva experimental nos primeiros ciclos, levando a erros relativos altos comparando-se com o caso

de maior carga. O máximo erro relativo encontrado foi de 7,13% no 20º ciclo, Tabela 7.1. No 80º ciclo o modelo subestimou os valores de área obtidos experimentalmente e esse comportamento se deve, novamente, pelo uso de  $\gamma_2=0$  que começa a tender ao shakedown elástico/plástico sendo incapaz de prever o crescimento da área nos ciclos finais. A curva de PEEQ ao longo dos ciclos comprova que o shakedown elástico não foi atingido, além da diminuição da taxa de crescimento da deformação plástica, Figura 4.15.

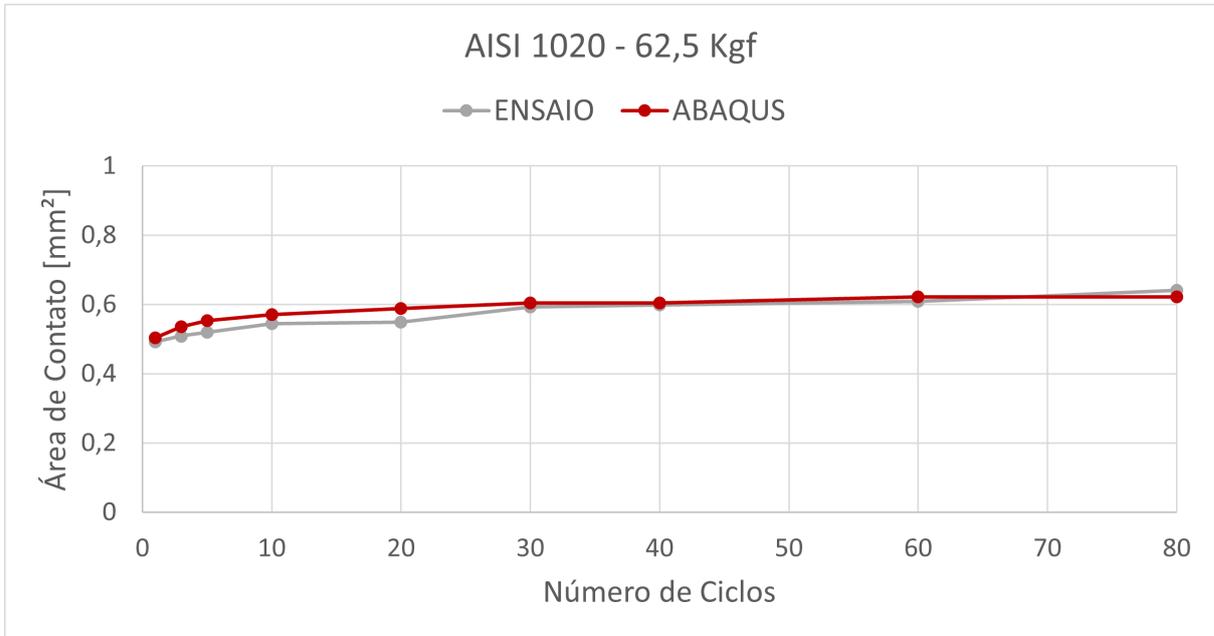


Figura 4.14: Comparação dos resultados experimentais e numéricos para 62,5 Kgf das curvas área vs. número de ciclos para o aço AISI 1020.  $C_1=12.500$  MPa;  $\gamma_1=88,5$  e  $C_2=1.241,1$  MPa;  $\gamma_2=0$ . Fonte: AUTOR.

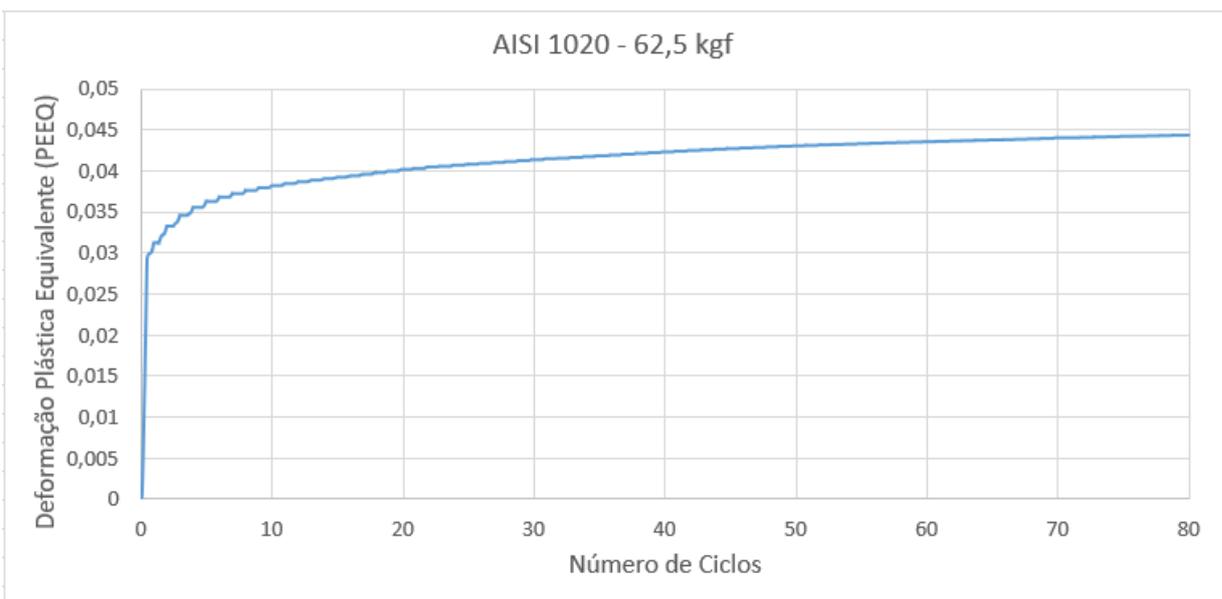


Figura 4.15: Curva PEEQ vs. Número de ciclos. Fonte: AUTOR.

Novamente, para validação dos parâmetros, comparou-se a curva simulada com a curva experimental de até 40 ciclos. As curvas podem ser observadas na Figura 4.16. Mais uma vez, a curva simulada

superestimou a experimental, porém com um erro relativo máximo de 4,88% no 5º ciclo, Tabela 7.2. Vale ressaltar que a descrição do comportamento do material permanece satisfatória.

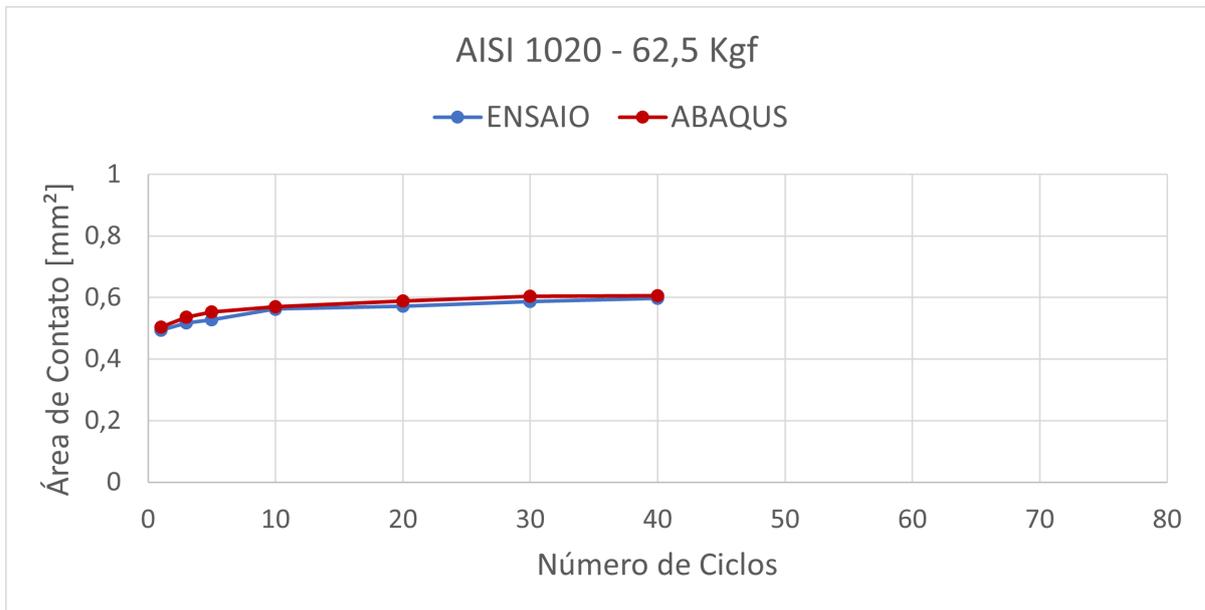


Figura 4.16: Validação dos parâmetros pela comparação dos resultados experimentais e numéricos para 62,5 Kgf até 40 ciclos das curvas área vs. número de ciclos para o aço AISI 1020.  $C_1=12.500$  MPa;  $\gamma_1=88,5$  e  $C_2=1.241,1$  MPa;  $\gamma_2=0$ . Fonte: AUTOR.

#### 4.4 AÇO FORJADO DE RODA CLASSE C PARA A CARGA 187,5 kgf

A análise para o aço de roda forjado Classe C foi realizada de forma análoga à do aço AISI 1020. Os valores dos parâmetros, encontrados na literatura, utilizados para a escolha dos parâmetros iniciais, desse estudo, encontram-se na Tabela 7.5 e na Tabela 7.6 do apêndice.

Novamente, somente duas *backstress* foram necessárias para descrever a curva experimental, Figura 4.17. De forma similar ao explicado anteriormente, ao se empregar somente partes não lineares, o modelo superestimou significativamente as respostas experimentais. A possibilidade de diminuição da supervalorização, agravada pelo uso da segunda *backstress* não-linear, foi estudada pela variação dos parâmetros.

Sabe-se que, pelo estudo das influências dos parâmetros descrito anteriormente (seção 4.1), ao se diminuir o valor do parâmetro C, a inclinação da curva decresce. Então, alteraram-se os valores de  $C_1$  e  $C_2$ . É importante ressaltar que não é viável diminuir esses dois parâmetros simultaneamente, pois esta combinação aumentaria os valores obtidos para a área de contato e a distanciaria dos valores experimentais. O mesmo efeito não ocorre ao se aumentar esses dois valores em conjunto, já que o aumento da inclinação da curva compensa a diminuição da área. Também pelo estudo das influências, sabe-se que o decréscimo de  $\gamma$  permite valores menores de área.

Como ao se utilizar todas as partes não lineares ocorre uma supervalorização da curva experimental, ao se utilizar a segunda *backstress* não linear ( $\gamma_2 \neq 0$ ), duas análises foram realizadas: (i) possibilidade

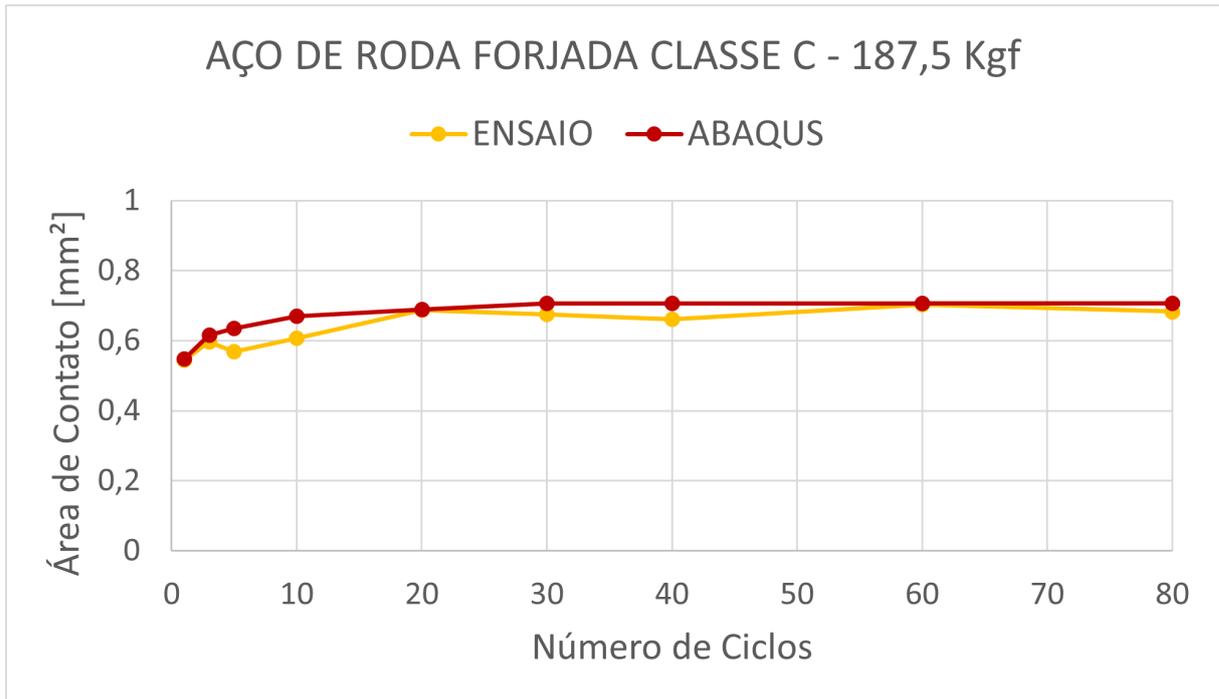


Figura 4.17: Comparação dos resultados experimentais e numéricos para 187,5 Kgf das curvas área vs. número de ciclos para o aço de roda forjada Classe C.  $C_1=40.810$  MPa;  $\gamma_1=87$  e  $C_2=5.000$  MPa;  $\gamma_2=0$ . Fonte: AUTOR.

da diminuição da inclinação da curva e (ii) possibilidade da diminuição da área de contato compensar o aumento da inclinação da curva. E já que com uma parte linear ( $\gamma_2=0$ ) o oposto ocorre, subestimação da curva experimental, outras duas análises foram realizadas: (iii) possibilidade do aumento da inclinação da curva e (iv) possibilidade da diminuição da área de contato compensar o aumento da inclinação da curva.

Como mencionado na seção 4.1, ao se alterar qualquer valor de  $C$  e  $\gamma$ , o valor da área de contato, obtida pelas simulações, pode aumentar ou diminuir. Dessa forma, para manter o valor da área inicial, é preciso alterar mais de um parâmetro e, assim, compensar a mudança da área de contato que ocorreria pela modificação de somente um parâmetro.

Portanto, as seguintes alternativas foram exploradas:

**1) Utilizando a segunda *backstress* não-linear ( $\gamma_2 \neq 0$ ):**

(i) Para diminuir a inclinação da curva:

a) Diminui-se o valor de  $C_1$  e, para manter o valor da área inicial, aumentou-se  $C_2$ ;

b) Diminui-se o valor de  $C_2$  e, para manter o valor da área inicial, aumentou-se  $C_1$ .

(ii) Para ver se a diminuição do valor da área compensaria o aumento da inclinação da curva:

a) Aumentou-se  $C_2$  e  $C_1$  simultaneamente;

b) Diminui-se o valor de  $\gamma_1$  e, para manter o valor da área inicial, diminuiu-se  $C_1$ .

**2) Utilizando a segunda *backstress* linear ( $\gamma_2=0$ ):**

(iii) Para aumentar a inclinação da curva:

a) Aumentou-se o valor de  $C_2$  e, para manter o valor da área inicial, diminuiu-se  $C_1$ .

(iv) Para ver se a diminuição do valor da área compensaria o aumento da inclinação da curva:

a) Diminui-se o valor de  $C_2$  e, para manter o valor da área inicial, aumentou-se  $C_1$ .

O resultado destas alternativas pode ser observado na Figura 4.18. Pela figura é possível afirmar que o uso de uma *backstress* linear agrega menores erros. Sabendo-se disso, os parâmetros que melhor descreveram o comportamento de encruamento da curva experimental foram:

$$C_1=40.810 \text{ MPa}; \gamma_1=87 \text{ e } C_2=5.000 \text{ MPa}; \gamma_2=0.$$

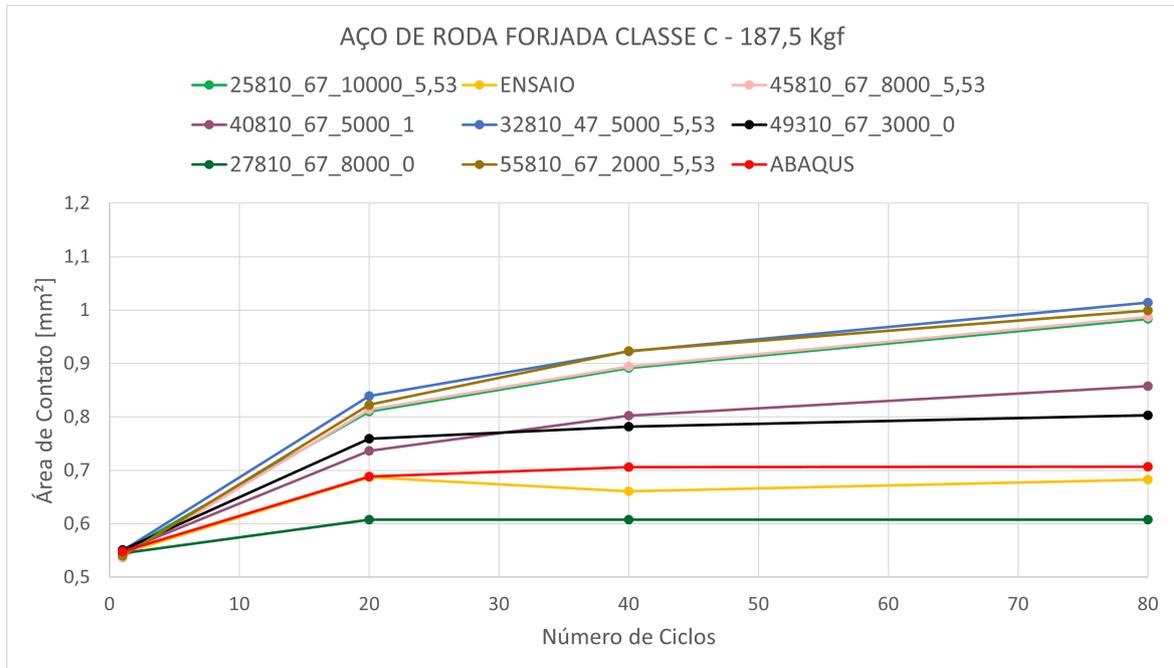


Figura 4.18: Alternativas para o estudo do uso de duas *backstress* não-lineares. Na legenda os valores estão dispostos da seguinte forma:  $C_1$ - $\gamma_1$ -  $C_2$ - $\gamma_2$ ; ABAQUS consiste na curva que melhor caracterizou a curva experimental e ENSAIO consiste na curva gerada em laboratório. Fonte: AUTOR.

Ainda para evidenciar que o uso de uma *backstress* não-linear aumenta consideravelmente a inclinação da curva ao longo dos ciclos e, conseqüentemente, os erros, fixaram-se  $C_1$ ,  $\gamma_1$  e  $C_2$  selecionou-se  $\gamma_2=1$ . Como a mudança de  $\gamma$  foi pequena, ainda foi possível obter um valor de  $A_1$  próximo do experimental sem alterar os demais parâmetros. A curva obtida também se encontra na Figura 4.18.

Ao se comparar os valores dos parâmetros empregados com os de Cermak et al. (2015a), que utilizam duas *backstress* não-lineares, nota-se que as ordens de grandezas estão dentro do esperado (Tabela 4.2). Naquele artigo, conforme relatado na seção 2.5.2, os autores estimam os parâmetros por meio de duas metodologias de algoritmo numéricos distintas. Apesar de estarem relacionados à mesma curva experimental, os parâmetros encontrados no artigo diferem entre si em uma ordem de grandeza.

Tabela 4.2: Comparação dos Parâmetros.

Fonte	Material	Modelo	$C_1$ [MPa]	$\gamma_1$	$C_2$ [MPa]	$\gamma_2$
Cermak et al. (2015)	Roda Classe C	N2-L0 GA	107.336,7	582,1	7.146,3	5,53
		N2-L0 SA	10.500	400	12.500	5
Autor	Roda Classe C	N1-L1	40.810	67	5.000	0

Fonte: AUTOR.

Para os dados da Figura 4.18, o máximo erro relativo entre as curvas “ABRUS” e “ENSAIO” foi de 14,5%, Tabela 7.3 do apêndice e, diferentemente do caso do aço AISI 1020, a curva simulada

descreveu um shakedown elástico/plástico a partir do 30º ciclo. Conforme foi visto na seção 2.4.3, essa resposta é esperada quando se utiliza uma *backstress* linear no modelo cinemático de Chaboche. Apesar disso, o modelo numérico caracteriza bem a curva ensaiada nos ciclos finais. Esta boa caracterização decorre de não ter havido grandes variações na área da calota após o 20º ciclo, sendo a mensuração desta aproximadamente igual à do 80º.

Diferentemente do experimental, é possível analisar qual tipo de shakedown está sendo gerado pela curva numérica. Somente é necessário observar a curva deformação plástica equivalente (PEEQ) em função do número de ciclos. Zhang et al. (2017) afirmaram que se o valor de PEEQ não crescer após um certo número de ciclos, o material está no estado de shakedown elástico. E se o shakedown plástico ocorrer, existirá uma dissipação de energia, devido a deformação plástica, crescente em cada ciclo e o valor de PEEQ continuaria subindo. Sabendo-se disso, através da Figura 4.19, é possível notar a ocorrência do shakedown elástico. Conforme apontado pela curva área de contato em função do número de ciclos, o shakedown ocorre a partir do 30º ciclo.

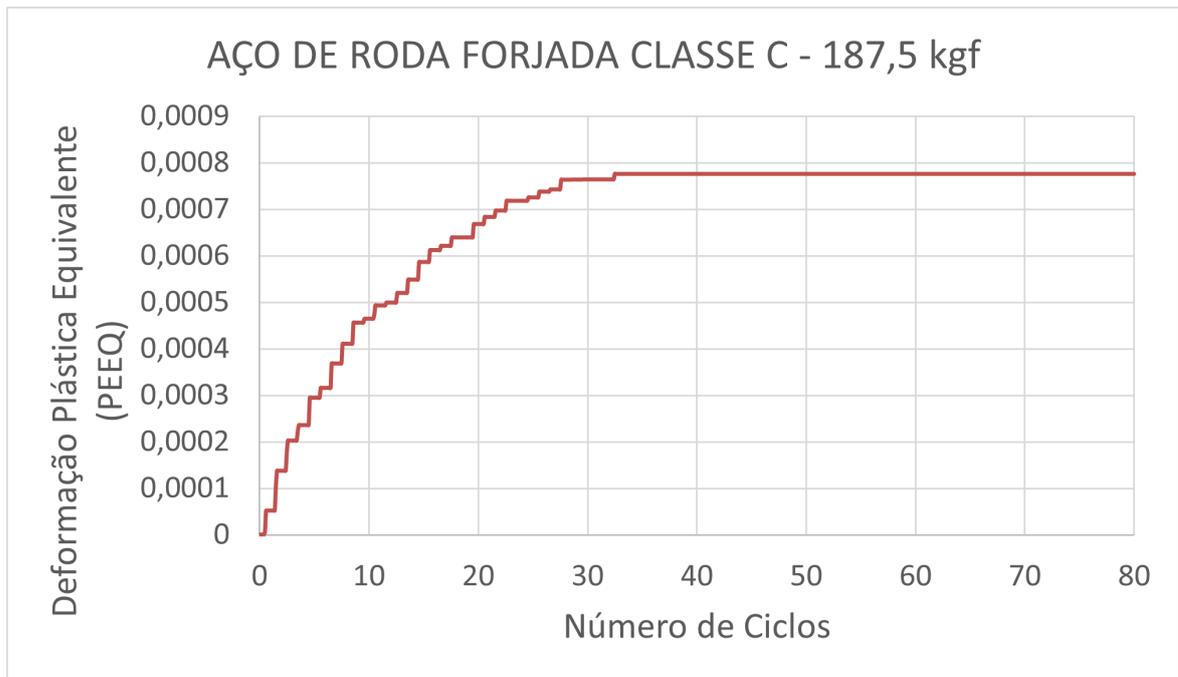


Figura 4.19: Curva PEEQ vs. Número de ciclos. Fonte: AUTOR.

Para validar os parâmetros utilizou-se, mais uma vez, outra gama de ensaios até 40 ciclos. O resultado pode ser observado na Figura 4.20. Novamente, observa-se que a curva simulada superestima a experimental, porém retrata adequadamente seu formato. O erro relativo máximo foi de 10%, Tabela 7.4.

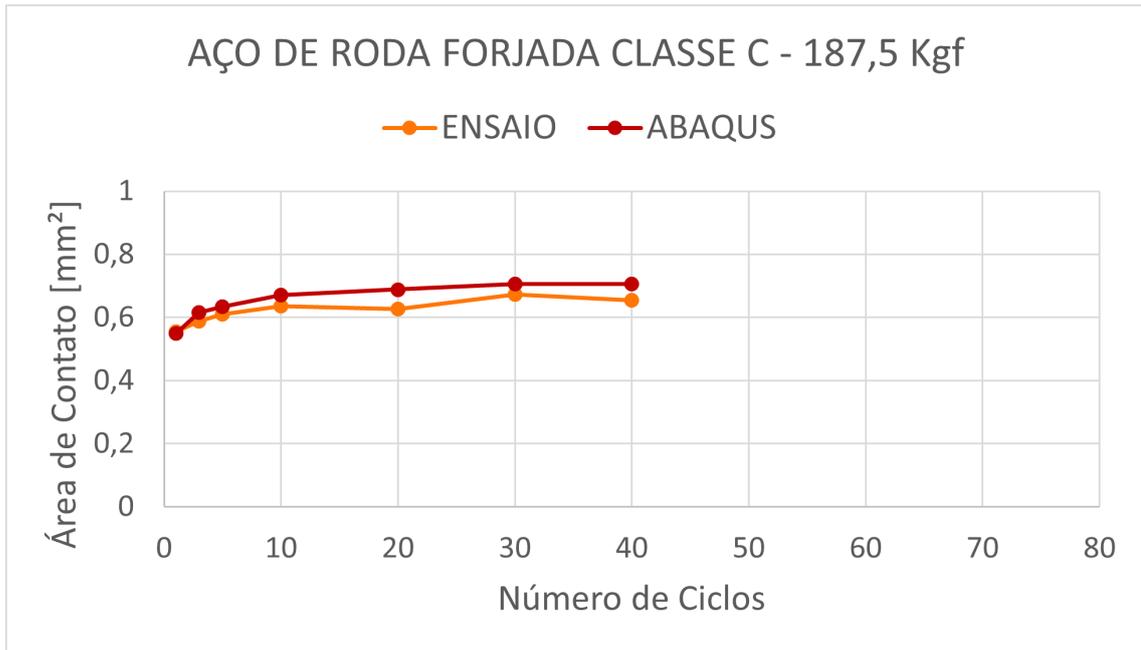


Figura 4.20: Validação dos parâmetros pela comparação dos resultados experimentais e numéricos para 187,5 kgf até 40 ciclos das curvas área vs. número de ciclos para o aço de roda forjada Classe C.  $C_1=40.810$  MPa;  $\gamma_1=67$  e  $C_2=5.000$  MPa;  $\gamma_2=0$ . Fonte: AUTOR.

#### 4.5 AÇO FORJADO DE RODA CLASSE C PARA A CARGA 62,5 kgf

Foram empregados os mesmos parâmetros e a mesma metodologia para o caso da carga 187,5 kgf e, mais uma vez, o modelo de encruamento utilizado foi capaz de descrever o comportamento experimental. Os erros relativos estão expostos na Tabela 7.3.

Conforme ocorreu para a carga maior, a curva simulada superestimou a curva ensaiada nos primeiros ciclos e descreveu um shakedown elástico/plástico, Figura 4.21. A área de contato não sofre alterações significativas a partir do 20º ciclo. Mesmo com estas diferenças, pode-se, novamente, afirmar que o modelo numérico caracterizou satisfatoriamente a curva experimental nos ciclos finais, já que não existem grandes variações na área da calota. Os parâmetros foram checados para o ensaio de até 40 ciclos e a caracterização também foi satisfatória, Figura 4.22. O erro relativo máximo foi de 10,24%, Tabela 7.4.

Observando a curva de deformação plástica equivalente (PEEQ) em função do número de ciclos (Figura 4.23), é possível notar que o tipo de shakedown que ocorre na curva numérica é o elástico. Apesar da área de contato apontar o shakedown a partir do 20º ciclo, existe um crescimento de deformação plástica após ele. Ela cessa, efetivamente, logo após o 50º. Portanto, fica evidente que a variação da área de contato não consegue detectar as pequenas deformações que ocorrem dos ciclos 30 ao 60.

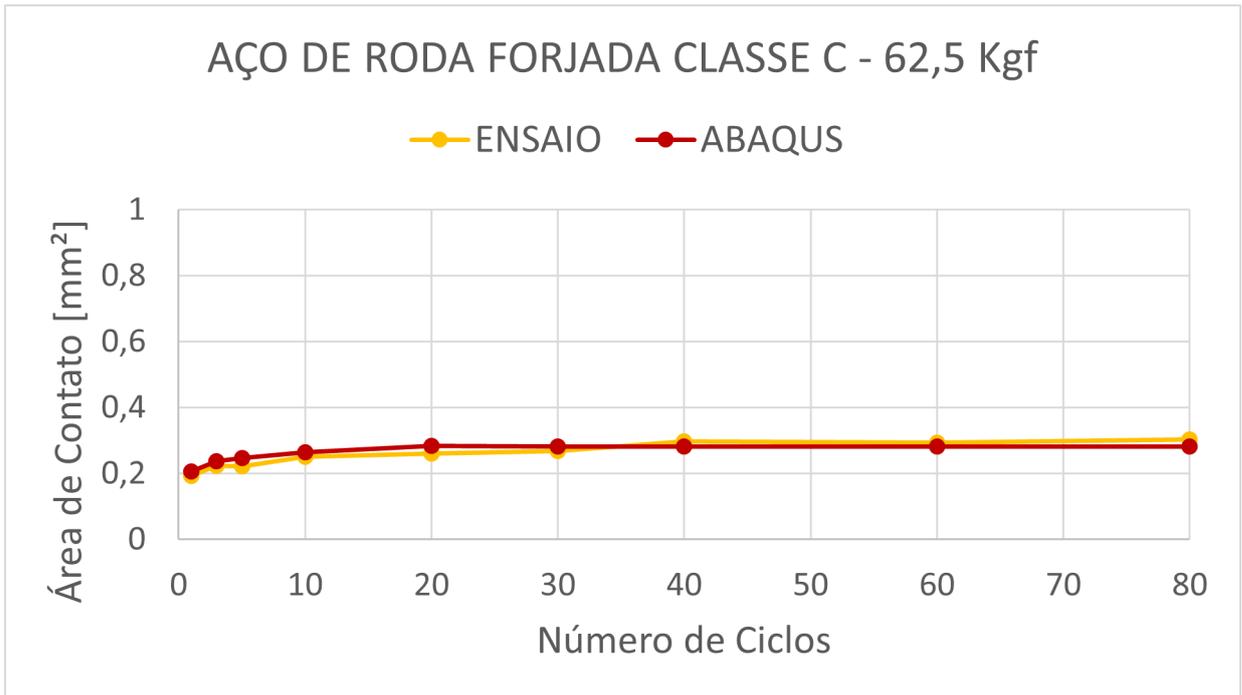


Figura 4.21: Comparação dos resultados experimentais e numéricos para 62,5 kgf das curvas área vs. número de ciclos para o aço de roda forjada Classe C.  $C_1=40.810$  MPa;  $\gamma_1=87$  e  $C_2=5.000$  MPa;  $\gamma_2=0$ . Fonte: AUTOR.

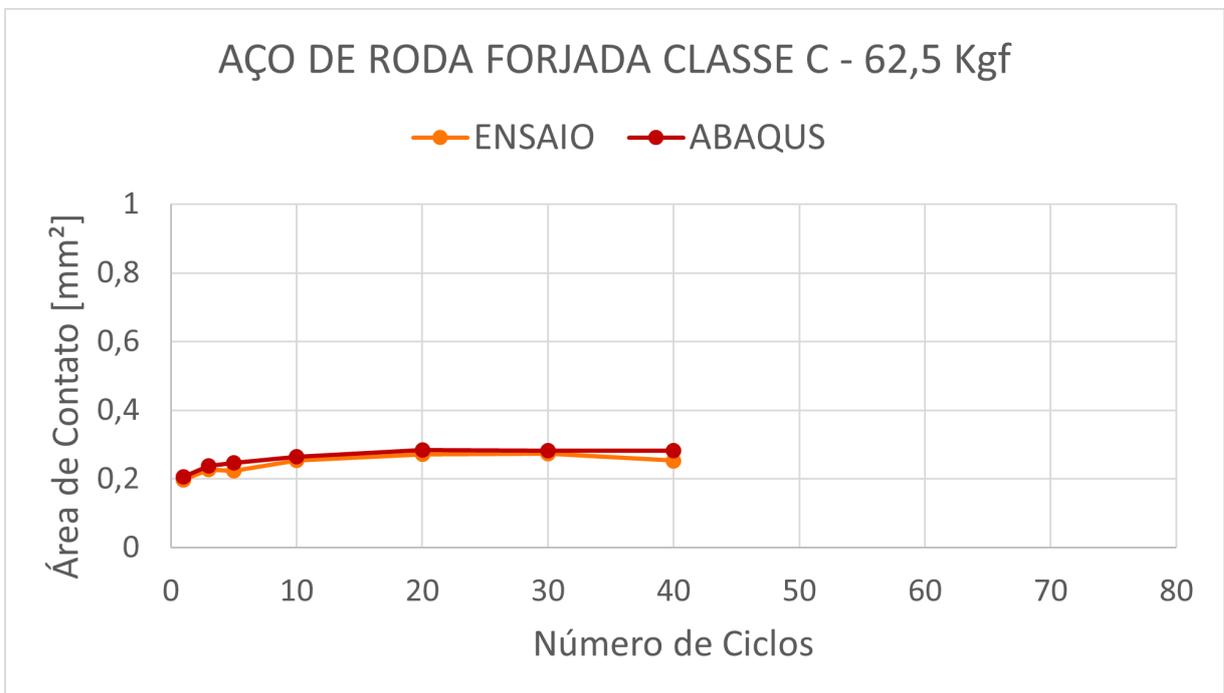


Figura 4.22: Validação dos parâmetros pela comparação dos resultados experimentais e numéricos para 62,5 kgf até 40 ciclos das curvas área vs. número de ciclos para o aço de roda forjada Classe C.  $C_1=40.810$  MPa;  $\gamma_1=67$  e  $C_2=5.000$  MPa;  $\gamma_2=0$ . Fonte: AUTOR.

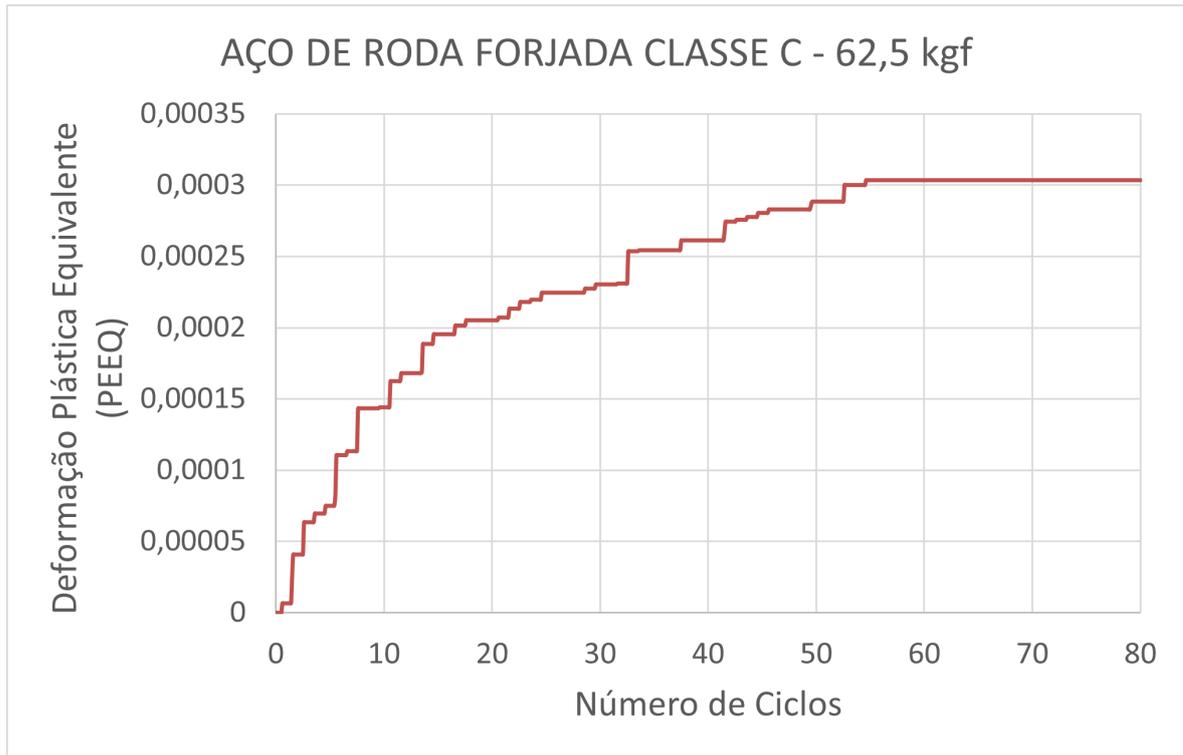


Figura 4.23: Curva PEEQ vs. Número de ciclos. Fonte: AUTOR.

Todos os casos examinados obtiveram uma boa correlação dos dados numéricos com os valores experimentais, apesar da superestimação comum do modelo de encruamento selecionado para os ciclos iniciais. Neste estudo, adotou-se que um erro relativo de até 15% seria o permitido para uma descrição satisfatória. Porém, na literatura é possível encontrar descrições numéricas do comportamento experimental com erros inferiores à 3%, como é o caso dos artigos de Cermak et al. (2015a e 2015b) para o aço de roda Classe C, e de Nath et al. (2019a) para diferentes materiais. É preciso lembrar que este menor erro foi favorecido pelo uso de métodos de interações de algoritmos numéricos.

Na literatura, também, se encontram alguns casos em que esse modelo não foi bem-sucedido. Bari e Hassan (2000 e 2002), seção 2.5.1, mostraram que o modelo de Chaboche foi suficiente para descrever modelos uniaxiais e incapaz de descrever modelos biaxiais, superestimando demasiadamente a resposta do ratchetting. Os autores afirmam uma forte dependência da aplicabilidade de modelos e da resposta experimental utilizada para calibrar os parâmetros. Dessa forma, apontaram a necessidade da utilização de respostas biaxiais na calibração para se obter uma melhor resposta para esses tipos de casos. Rezaiee-Pajand e Sinaie (2009) reafirmaram que nenhum modelo é geral o suficiente para simular tanto as respostas uniaxiais quanto as multiaxiais eficientemente. Halama et al. (2012) mostraram a incapacidade do modelo de Chaboche de descrever corretamente tanto experimentos uniaxiais como multiaxiais e ponderou que existem modelos, ainda não incorporados em software de elementos finitos, capazes de caracterizar o comportamento experimental dos materiais de forma mais coerente, como é o caso do modelo AKO. Essa deficiência dos modelos empregados nos softwares de elementos finitos já tinha sido abordada anteriormente por Rahman et al. (2008) e Hassan et al (1998 apud Rahman et al. 2008). Dessa forma, pode-se afirmar que existe uma divergência quanto ao sucesso do modelo de encruamento

adotado.

Um aperfeiçoamento dos resultados encontrados, neste estudo, poderia ser obtido pelo acréscimo de uma parcela isotrópica no modelo, o transformando em um modelo de encruamento isotrópico e cinemático combinado. Halama et al. (2012) alegaram que a adição do modelo isotrópico permite a caracterização do comportamento de não Masing, a descrição do encruamento em carregamentos não proporcionais, além de descrever melhor a região transiente da curva. Essa solução foi adotada por Nath et al. (2019a) e eles afirmaram que o êxito, ao se adicionar uma parte isotrópica ao modelo de Chaboche, é generalizado a diferentes materiais e o uso de somente regras cinemáticas gera a necessidade de modificações no modelo.

Outra saída, mais extrema, seria simular numericamente os casos por modelos de encruamento mais complexos como o AKO, sugerido pelo Halama et al. (2012) e Cermak et al. (2015b), como também o modelo de Ohno-Wang ou sua modificação, proposta por Jiang e Sehitoglu (1996), ou até mesmo alguma alteração do próprio modelo de Chaboche, como a de Bari e Hassan (2002) usada por Han et al. (2020) e a proposta por Ramezansfat et al. (2015). Ressalta-se que existem outras diversas modificações e modelos de encruamento não citados neste trabalho.

## Capítulo 5

# CONCLUSÃO

As curvas área da calota em função do número de ciclos mostraram um aumento de área ao longo dos ciclos, mas com um decréscimo da taxa de deformação plástica. Possivelmente, se a análise fosse continuada, ocorreria o shakedown elástico/plástico.

Dois *backstress* foram utilizadas para a modelagem do comportamento experimental, sendo uma não-linear e outra linear. As simulações e o modelo de encruamento de Chaboche foram capazes de caracterizar os materiais satisfatoriamente. Os erros relativos gerados foram menores que 15%.

A maioria das curvas simuladas superestimaram a resposta do material nos ciclos iniciais e demonstraram a ocorrência do shakedown elástico, para o aço de roda forjada Classe C em ambas as cargas, inexistente nas curvas experimentais.

O shakedown elástico reproduzido foi verificado através da curva deformação plástica equivalente (PEEQ) em função do número de ciclos. Esse comportamento da análise numérica se deve ao uso de uma *backstress* linear.

Ao se analisar os resultados com somente partes não-lineares, para o aço de roda a 187,5 kgf, obteve-se grandes superestimações, confirmando a necessidade do uso de uma *backstress* linear.

## Capítulo 6

# SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Simular os casos acrescentando uma parte isotrópica no modelo de encruamento.

Estudar outros modelos de encruamento, como AKO e/ou Ohno-Wang, e as suas capacidades em simular as respostas plásticas nos casos estudados.

Realização de ensaio de tração nas amostras para obter-se uma tensão de escoamento mais precisa.

Uso de algoritmos numéricos para otimizar os valores dos parâmetros obtidos.

Elaboração de uma nova metodologia de ensaio para buscar reproduzir o contato roda-trilho real, como por exemplo ensaios de compressão entre amostras de roda e trilho em uma máquina universal de ensaios mecânicos.

Planejamento e tratamento estatístico dos dados experimentais e numéricos.

Utilização de um durômetro automático para os ensaios de indentações sucessivas e, assim, realizar um número maior de ciclos.

Elaboração de um mapa de nanodureza caracterizando a seção transversal das indentações e seus campos de tensões.

# Referências Bibliográficas

- [1] ABDEL-KARIM, M. *Shakedown of complex structures according to various hardening rules. International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 82, 2005, 427-458.
- [2] ABNT NBR ISO 6506-1:2019. *Materiais metálicos – Ensaio de Dureza Brinell. Parte 1: Método de Ensaio. ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2019.*
- [3] ABNT NBR ISO 6507-1:2019. *Materiais metálicos – Ensaio de Dureza Vickers. Parte 1: Método de Ensaio. ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2019.*
- [4] ALMEIDA, L. P. F. *Estudo do desgaste por deslizamento de pares metálicos empregados no contato roda-trilho. Dissertação de Mestrado, UFES, 2017.*
- [5] ALMEIDA, L. P. F.; FALQUETO, E. F.; GOLDENSTEIN, H.; BOZZI, A. C.; SCANDIAN, C. *Study of sliding wear of the wheel flange - Rail gauge corner contact conditions: Comparative between cast and forged steel wheel materials. Wear*, 432-433, 2019.
- [6] ASTM E140-12b. *Standard Hardness Conversion Tables for Metals Relationship Among Brinell Hardness, Vickers Hardness, Rockwell Hardness, Superficial Hardness, Knoop Hardness, Scleroscope Hardness, and Leeb Hardness. ASTM International, 2019.*
- [7] ASTM E10-18. *Standard Test Method for Brinell Hardness of Metallic Materials. ASTM International, 2018.*
- [8] AZO Materials. *azom.com. Acesso em: 17 de outubro de 2020*
- [9] BARI, S.; HASSAN, T. *An advancement in cyclic plasticity modeling for multiaxial ratcheting simulation. International Journal of Plasticity*, 873-894, 2002.
- [10] BARI, S.; HASSAN, T. *Anatomy of coupled constitutive models for ratcheting simulation. International Journal of Plasticity*, 2000.
- [11] BUTT, H-J.; KAPPL, M. *Surface and Interfacial Forces. Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA. Weinheim, Germany. 2010.*
- [12] CAHOON, J. R.; BROUGHTON, W. H.; KUTZAK, A. R. *The determination of yield strength from hardness measurements. Metallurgical Transactions*, 1979.

- [13] CERMAK, M.; HALAMA, R.; KARASEK, T.; ROJICEK, J. *Parameter identification of Chaboche material model using indentation test data and inverse approach. VI International Conference on Computational Methods for Coupled Problems in Science and Engineering. Coupled Problems, 2015a.*
- [14] CERMAK, M.; KARASEK, T.; ROJICEK, J. *Material parameter identification of modified AbdelKarim-Ohno model. World Academy of Science, Engineering and Technology. International Journal of Aerospace and Mechanical Engineering, Vol:9, No:4, 2015b.*
- [15] CHAWLA, K; MEYERS, M. *Mechanical Behaviour of Materials. Cambridge University Press, 2009.*
- [16] DEWANGAN, S.; MAINWAL, N.; KHANDELWAL, M.; JADHAV, P. S. *Performance analysis of heat treated AISI 1020 steel samples on the basis of various destructive mechanical testing and microstructural behaviour. Australian Journal of Mechanical Engineering, 2019.*
- [17] DIAS, A. M. S. *Análise dos testes de indentação vickers em cerâmicos Wc-Co. CBECIMAT - Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciências dos Materiais, 2002.*
- [18] DIETER, G. E. *Mechanical Metallurgy, 3rd. McGraw-Hill Book Company, 1988.*
- [19] DOWLING, N. E. *Mechanical Behavior of Materials. Engineering Methods for Deformation, Frature and Fatigue. Pearson Education Limited, 2013.*
- [20] DUGDALE D. S. *Vickers hardness and compressive strength. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1958, Vol. 6, pp. 85 to 91.*
- [21] HALAMA, R.; FUSEK, M.; SOFER, M.; PORUBA, Z.; MATUSEK, P.; FAJKOS, R. *Ratcheting behavior of class C wheel steel and its prediction by modified abdelkarim-ohno model. 10th International Conference on Contact Mechanics, Colorao, USA, 2015.*
- [22] HALAMA, R.; MARKOPOULOS, A.; SOFER, M.; PORUBA, Z.; MATUSEK, P. *Cyclic Plastic Properties of Class C Steel Emphasizing on Ratcheting: Testing and Modelling. Journal of Mechanical Engineering, Strojnický časopis, 2015.*
- [23] HALAMA, R.; SEDLÁK, J.; ŠOFER, M. *Phenomenological Modelling of Cyclic Plasticity, Numerical Modelling, Dr. Peep Müdla (Ed.), ISBN: 978-953-51-0219-9, InTech, 2012.*
- [24] HAN, J.; MARIMUTHU, K. P.; KOO, S.; LEE, H. *Numerical implementation of modified Chaboche kinematic hardening model for multiaxial ratcheting. Computers and Structures, 231, 2020, 106222.*
- [25] HASSAN, T.; CORONA, E.; KYRIAKIDES, S. *Ratcheting in cyclic plasticity, part II: multiaxial behavior. International Journal of Plasticity, Vol. 8, pp. 117-146, 1992.*
- [26] HASSAN, T.; KYRIAKIDES, S. *Ratcheting in cyclic plasticity, part I: uniaxial behavior. International Journal of Plasticity, Vol. 8, pp. 91-116, 1992.*
- [27] IHHA – International Heavy Haul Association. *Guidelines to best practices for heavy haul railway operations: wheel and rail interface issues. 1st edition, Virginia Beach, 2001.*

- [28] ISO 18265:2013(E). *Metallic material – Conversion of hardness values. International Standard, 2013.*
- [29] ISRAELACHVILI, J. N. *Intermolecular and Surface Forces. Elsevier Inc., 2011.*
- [30] JIANG, Y.; SEHITOGLU, H. *Modeling of cyclic Ratchetting Plasticity, Part I: Development of Constitutive Relations. ASME Journal of Applied Mechanics, 1996a.*
- [31] JIANG, Y.; SEHITOGLU, H. *Modeling of cyclic Ratchetting Plasticity, Part II: comparison of model simulations with experiments. ASME Journal of Applied Mechanics, 1996b.*
- [32] JOHNSON, K.L. *Contact Mechanics. Cambridge University Press, 1985.*
- [33] KOO, S.; HAN, J.; MARIMUTHU, K. P.; LEE, H. *Determination of Chaboche combined hardening parameters with dual backstress for ratcheting evaluation of AISI 52100 bearing steel. International Journal of Fatigue, 122, 2019, 152-163.*
- [34] LAWN, B. *Fracture of Brittle Solids. Cambridge University Press 1975, 1993.*
- [35] LEE, C.H.; MASAKI S.; KOBAYASHI S. *Analysis of ball indentation. Int. J. Mech. Sci., Pergamon Press. 1972, Vol. 14, pp. 417-426.*
- [36] LEMAITRE, J.; CHABOCHE, J. L. *Mechanics of solid materials. Cambridge University Press, 1990.*
- [37] LEWIS, R.; OLOFSSON, U. *Wheel-rail interface handbook. Woodhead Publishing, 1st Edition, 2009.*
- [38] LIMA, E. A.; MARTINS, T. S.; SANTOS, A. A. *Effect of manufacturing residual stress on the fatigue life of railway wheels for heavy-haul transportation. ICSI 2019. The 3rd International Conference on Structural Integrity, Elsevier, 2019.*
- [39] MAHMOUDI, A. H.; PEZESHKI-NAJAFABADI, S. M.; BADNAVA, H. *Parameter determination of Chaboche kinematic hardening model using a multi objective Genetic Algorithm. Computational Materials Science, 1114-1122, 2011.*
- [40] MATWEB, Material Property Data. *matweb.com. Acesso em: 17 de outubro de 2020.*
- [41] MINICUCCI, D. J. *Avaliação de tensões por ultra-som no aro de rodas ferroviárias forjadas novas – classe C. Dissertação de mestrado da Universidade Estadual de Campinas, 2003.*
- [42] NATH, A.; BARAI, S. V.; RAY, K. K. *A generalizes model towards predicting monotonic and cyclic deformation behavior of cyclically stable materials. Procedia Structural Integrity, 23, 2019b, 263-268.*
- [43] NATH, A.; RAY, K. K.; BARAI, S. V. *Evaluation of ratchetting behaviour in cyclically stable steels through use a combined kinematic-isotropic hardening rule and a genetic algorithm optimization technique. International Journal of Mechanical Sciences, 152, 2019a, 138-150.*
- [44] PAUL, S. K. *A critical review of experimental aspects in ratcheting fatigue: microstructure to specimen to component. Journal of Materials Research and Technology, 2019, 8, 4894-4914.*

- [45] RAHMAN, S. M.; HASSAN, T.; CORONA, E. *Evaluation of cyclic plasticity models in ratcheting simulation of straight pipes under cyclic bending and steady internal pressure. International Journal of Plasticity*, 24, 2008, 1756-1791.
- [46] RAMEZANSEFAT, H.; SHAHBEYK, S. *The Chaboche hardening rule: a re-evaluation of calibration procedures and a modified rule with an evolving material parameter. Mechanical Research Communication*, 69, 2015, 150-158.
- [47] REZAIIEE-PAJAND, M.; SINAIE, S. *On the calibration of the Chaboche hardening model and a modified hardening rule for uniaxial ratcheting prediction. International Journal of Solids and Structures*, 3009-3017, 2009.
- [48] SAMUELS, L. E. *Microindentations in Metals, Microindentation Techniques in Materials Science and Engineering, ASTM STP 889, p. J. Blau and B. R. Lawn, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1986, pp. 5-25.*
- [49] SANTOS, F. C. *Modelo numérico elastoplástico de contato com rolamento aplicado à análise de fadiga de rodas ferroviárias. Tese de doutorado da Universidade Estadual de Campinas, 2008.*
- [50] SHAO, Y. C.; HUA, L.; WEI, W. T.; WU, M. *Numerical and experimental investigations into strain distribution and metal flow of low carbon steel in cold ring rolling. Materials Research Innovations*, 2013.
- [51] SUNDH, J.; OLOFSSON, U.; SUNDVALL, K. *Seizure and wear rate testing of wheel-rail contacts under lubricated conditions using pin-on-disc methodology. Wear*, 2008: n. 265, p. 1425-1430.
- [52] ZHANG, P.; LI, S. X.; ZHANG, Z. F. *General relationship between strength and hardness. Materials Science and Engineering*, 2011.
- [53] ZHANG, J.; SHEN, W. Q.; OUESLATI, A.; DE SAXCÉ, G. *Shakedown of porous materials. International Journal of Plasticity*, 95, 2017, 123-141.
- [54] ZHU, Y.; WU, X. *Perspective on hetero-deformation induced (HDI) hardening and back stress. Materials Research Letters*, 7:10, 393-398, 2019.
- [55] ZUM GAHR, K-H. *Microstructure and Wear of Materials, Elsevier Science Publishers B.V, 1987.*

## Capítulo 7

# APÊNDICE A

### 7.1 IMAGENS METALGRÁFICAS

As amostras foram atacadas com Nital 2% por 12 e 25s para o aço de roda forjada classe C e para o aço AISI 1020, respectivamente. As imagens foram obtidas por meio do microscópio metalográfico invertido Nikon Eclipse MA200 com as lentes 20X e 50X/0.15A podem ser observadas abaixo:



Figura 7.1: Microestrutura do aço AISI 1020 com aumento de 200X. Atacado com Nital 2% por 25s. Fonte: AUTOR.

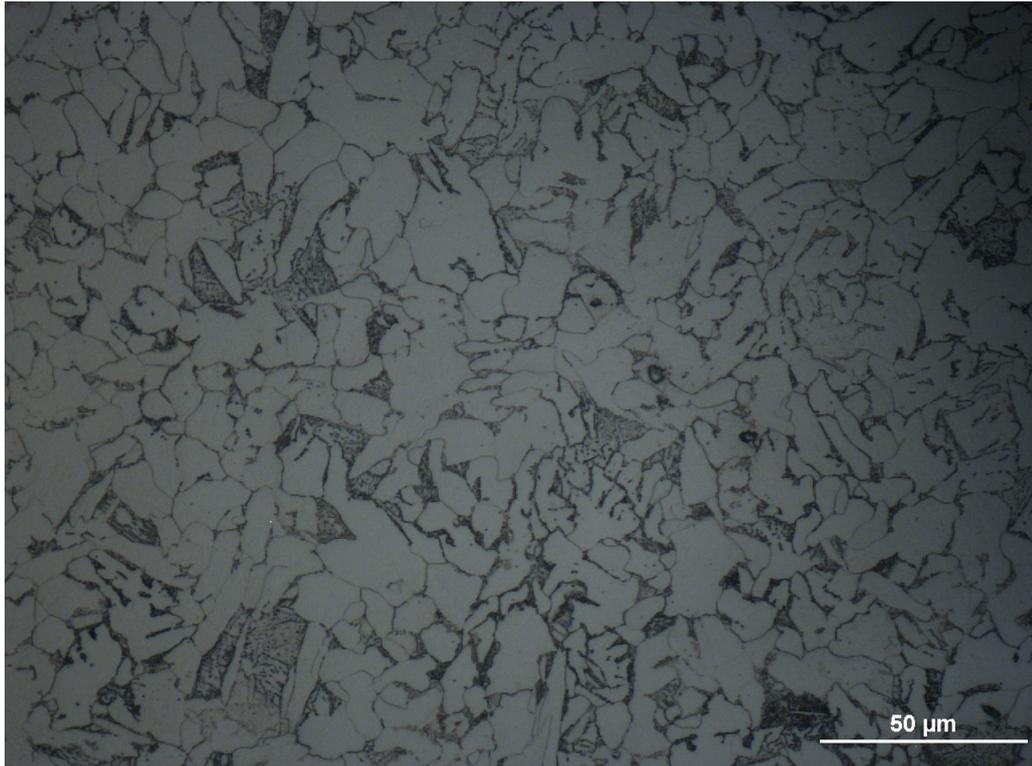


Figura 7.2: Microestrutura do aço AISI 1020 com aumento de 500X. Atacado com Nital 2% por 25s. Fonte: AUTOR.

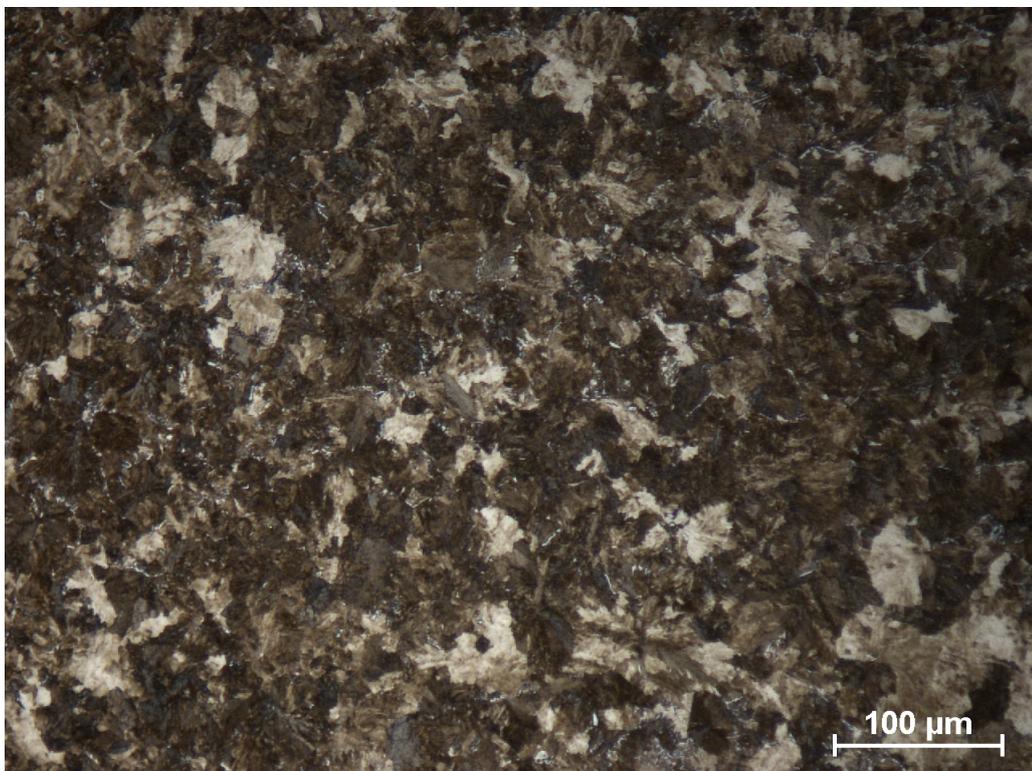


Figura 7.3: Microestrutura do aço de roda forjada Classe C com aumento de 200X. Atacado com Nital 2% por 12s. Fonte: AUTOR.

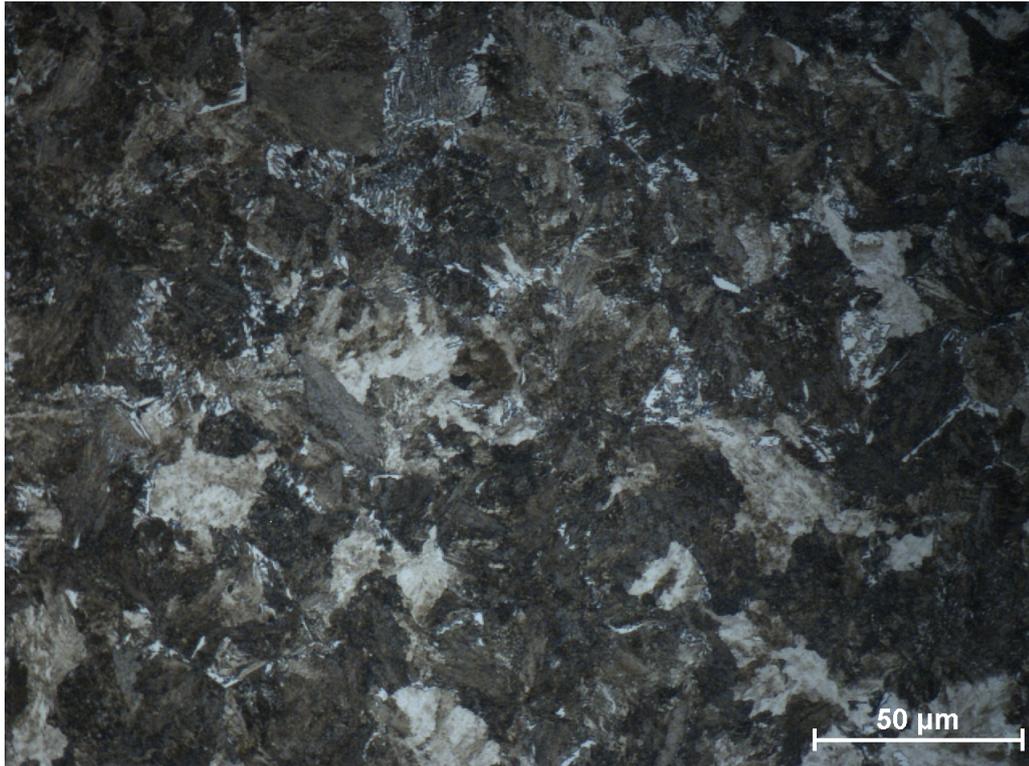


Figura 7.4: Microestrutura do aço de roda forjada Classe C com aumento de 500X. Atacado com Nital 2% por 12s. Fonte: AUTOR.

Nota-se nas micrografias do aço AISI 1020 a predominância da ferrita (fase clara) em relação a perlita (fase escura). Por meio do tratamento da imagem e da regra da alavanca foi possível contabilizar 0,17%C. Já nas micrografias do aço de roda forjada classe C, observa-se a presença de perlita lamelar, bainita e algumas regiões de perlita degenerada, conforme estudado por Almeida et al. (2019).

## **7.2 IMAGENS DE CALOTAS OBTIDAS POR MEIO DE ENSAIOS DE INDENTAÇÕES SUCESSIVAS**

As imagens foram obtidas por meio do microscópio metalográfico invertido Nikon Eclipse MA200 com a lente 20X/0.15A.

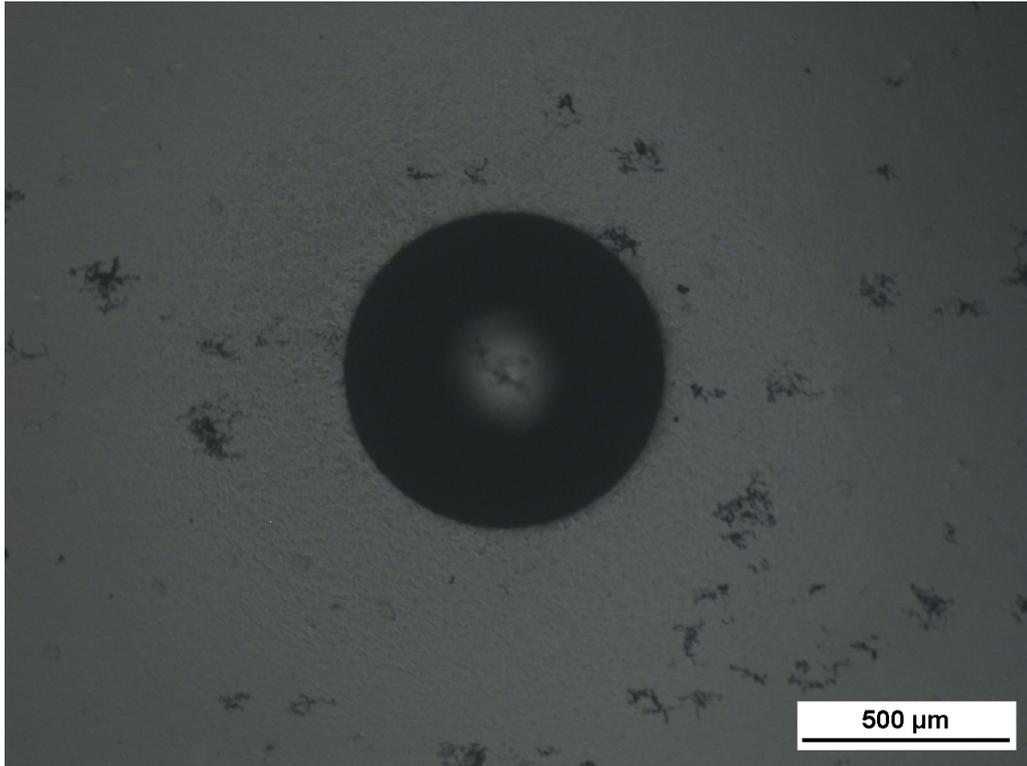


Figura 7.5: Calota em aço AISI 1020 após 1 ciclo com carga de 62,5 kgf. Fonte: AUTOR.

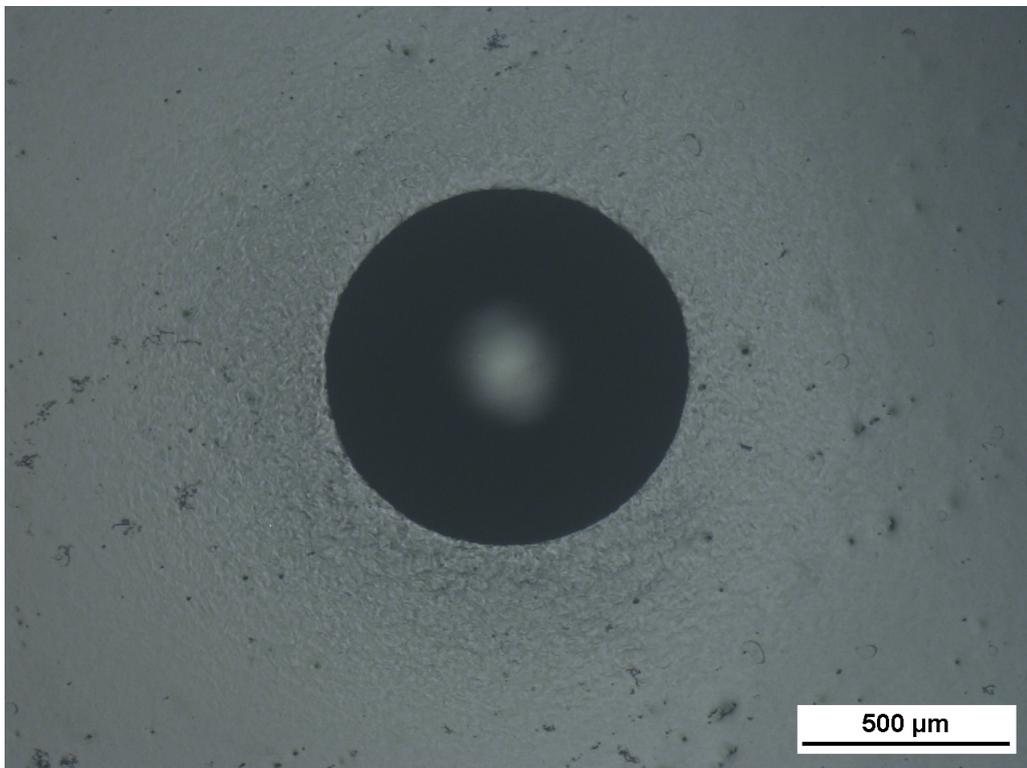


Figura 7.6: Calota em aço AISI 1020 após 40 ciclos com carga de 62,5 kgf. Fonte: AUTOR.

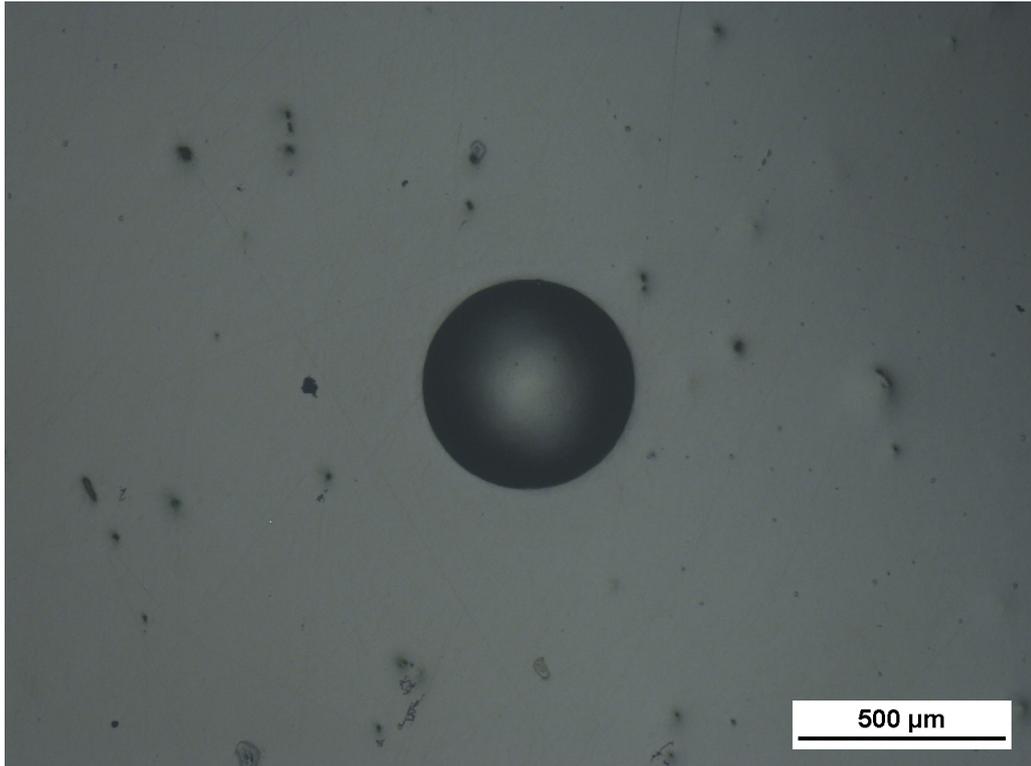


Figura 7.7: Calota em aço de roda forjada classe C após 1 ciclo com carga de 62,5 kgf. Fonte: AUTOR.

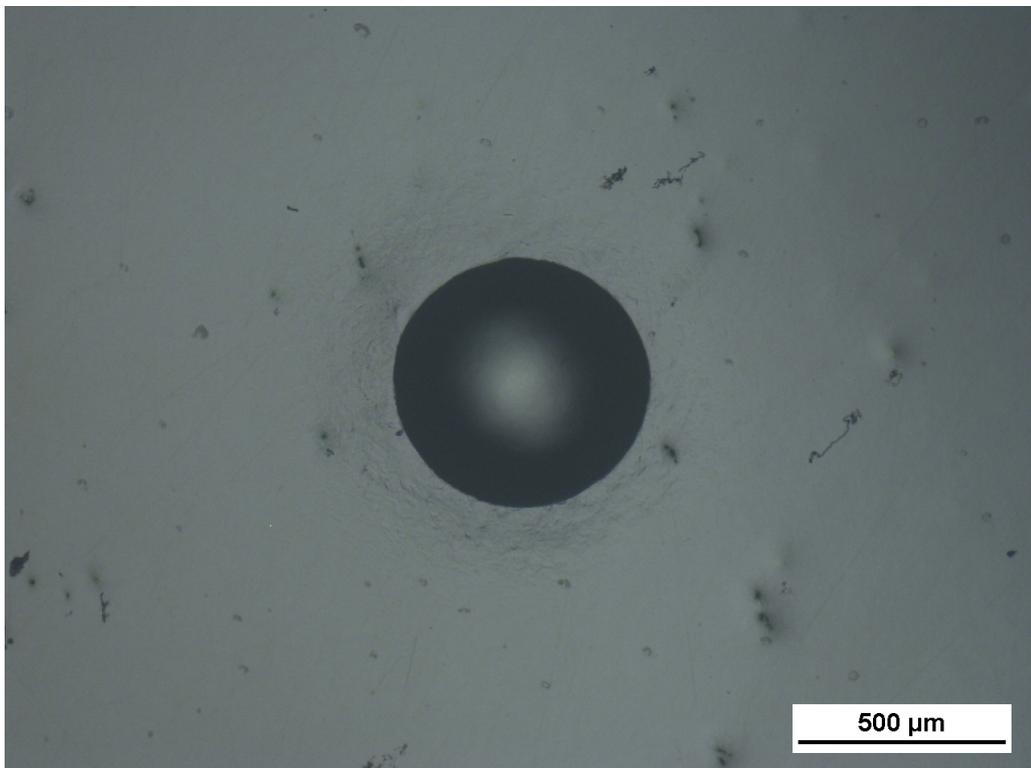


Figura 7.8: Calota em aço de roda forjada classe C após 40 ciclos com carga de 62,5 kgf. Fonte: AUTOR.

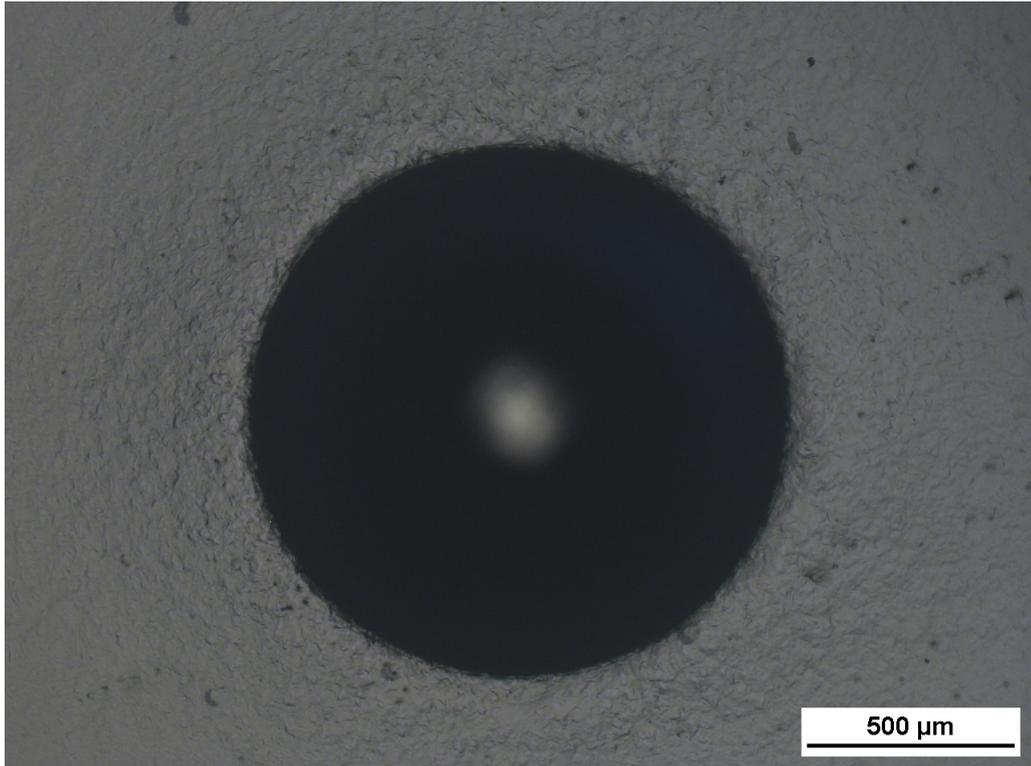


Figura 7.9: Calota em aço AISI 1020 após 1 ciclo com carga de 187,5 kgf. Fonte: AUTOR.

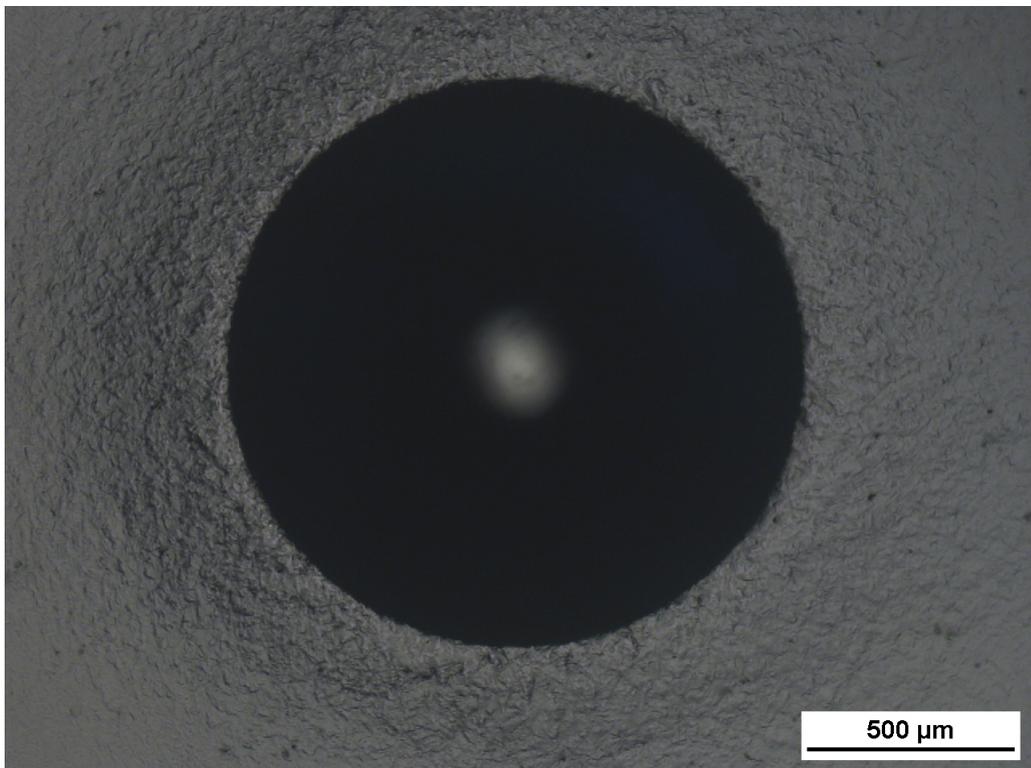


Figura 7.10: Calota em aço AISI 1020 após 40 ciclos com carga de 187,5 kgf. Fonte: AUTOR.

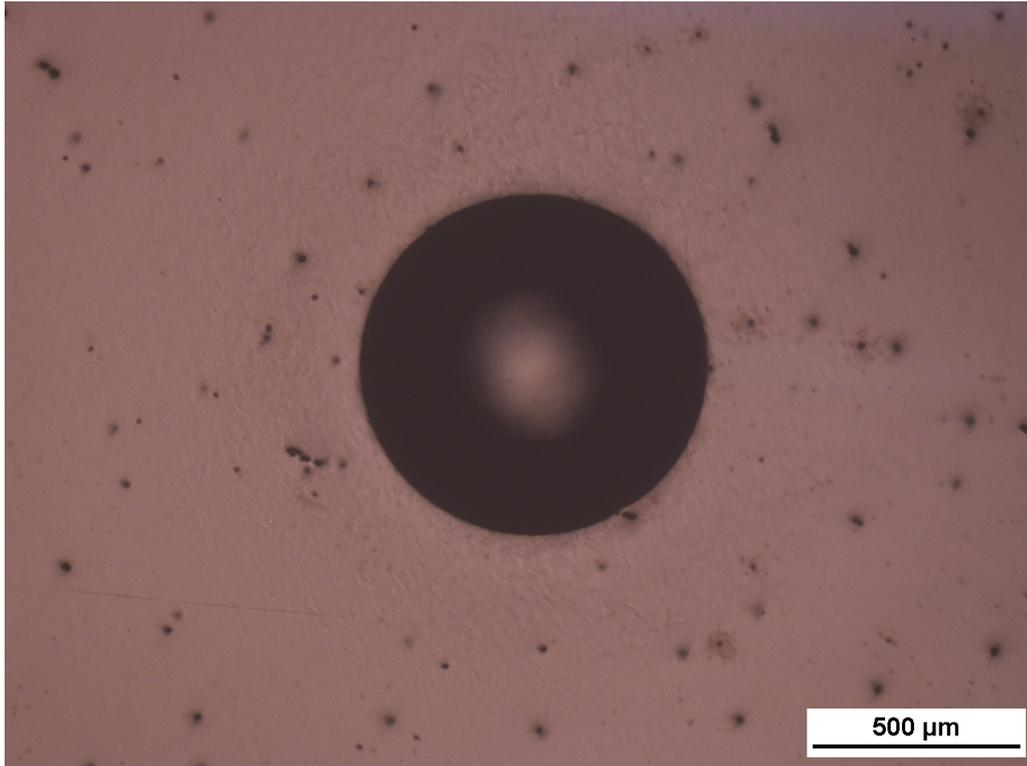


Figura 7.11: Calota em aço de roda forjada classe C após 1 ciclo com carga de 187,5 kgf. Fonte: AUTOR.

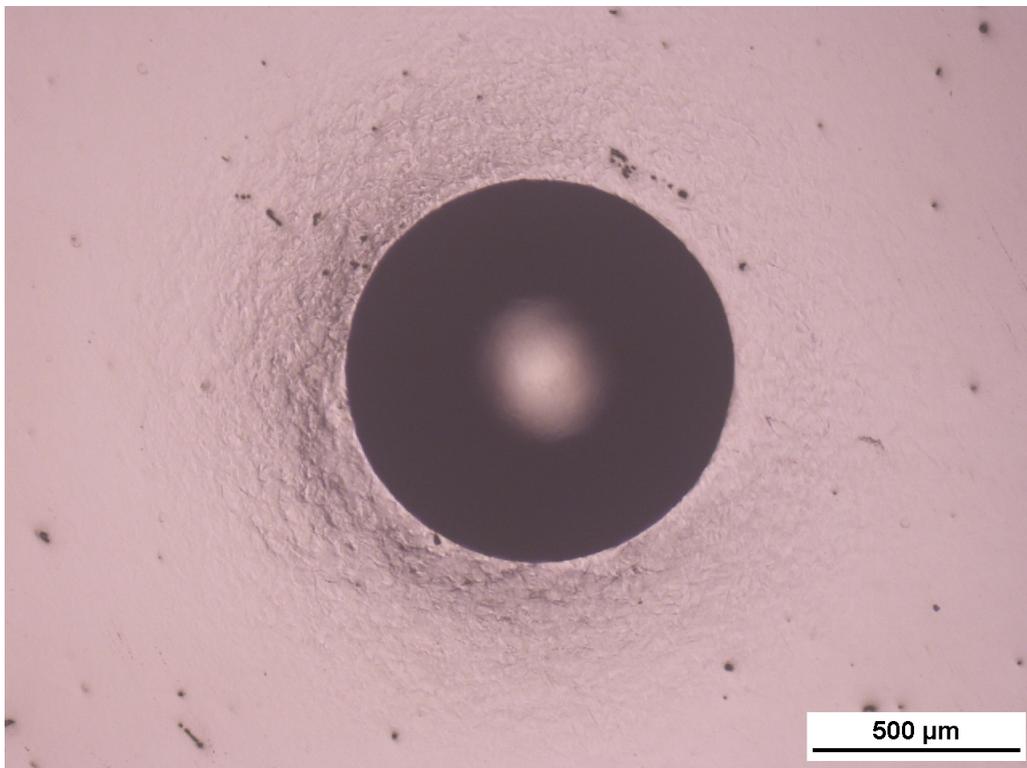


Figura 7.12: Calota em aço de roda forjada classe C após 40 ciclos com carga de 187,5 kgf. Fonte: AUTOR.

### 7.3 GRÁFICOS DA INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS C E $\gamma$

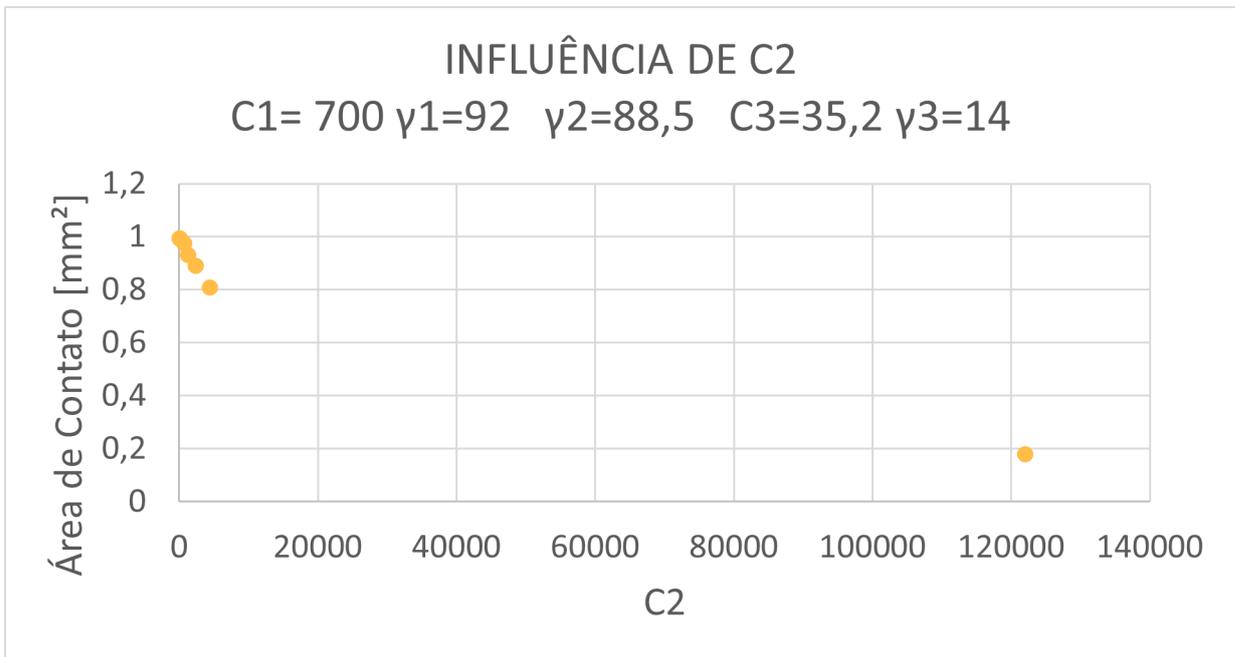


Figura 7.13: Influência de  $C_2$ : Curva área de contato do 1º ciclo vs.  $C_2$  para uma área arbitrária do aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Fonte: AUTOR.

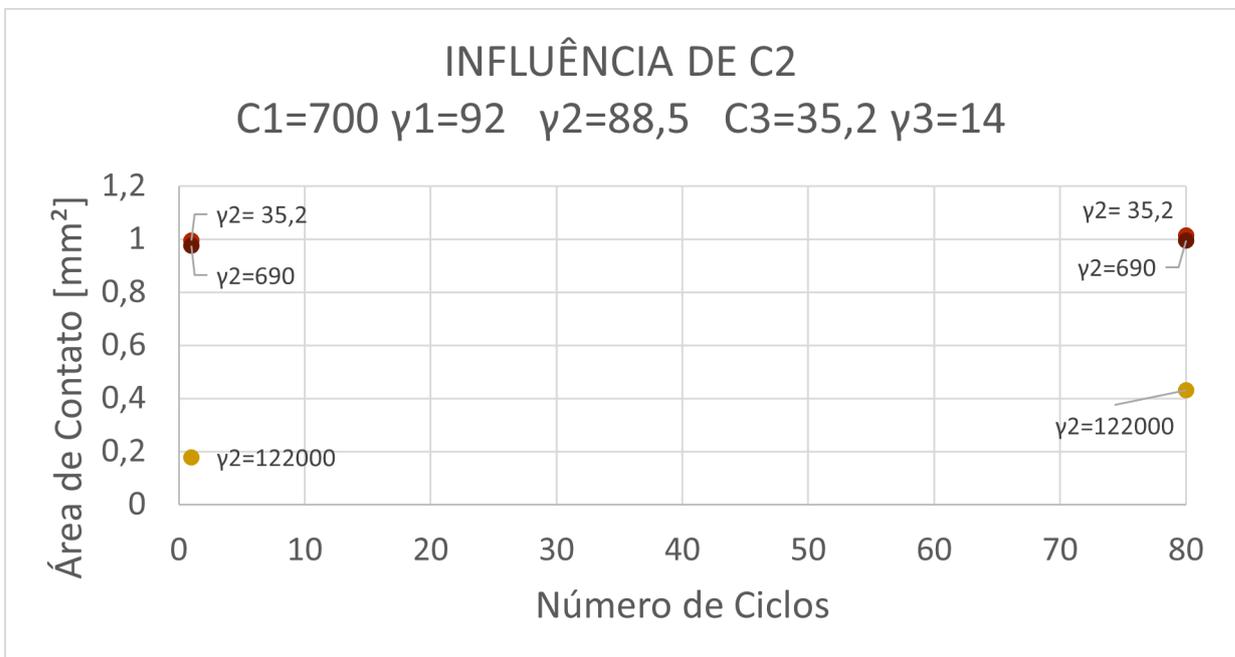


Figura 7.14: Influência de  $C_2$ : Curva área de contato vs. número de ciclos para uma área arbitrária do aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Fonte: AUTOR.

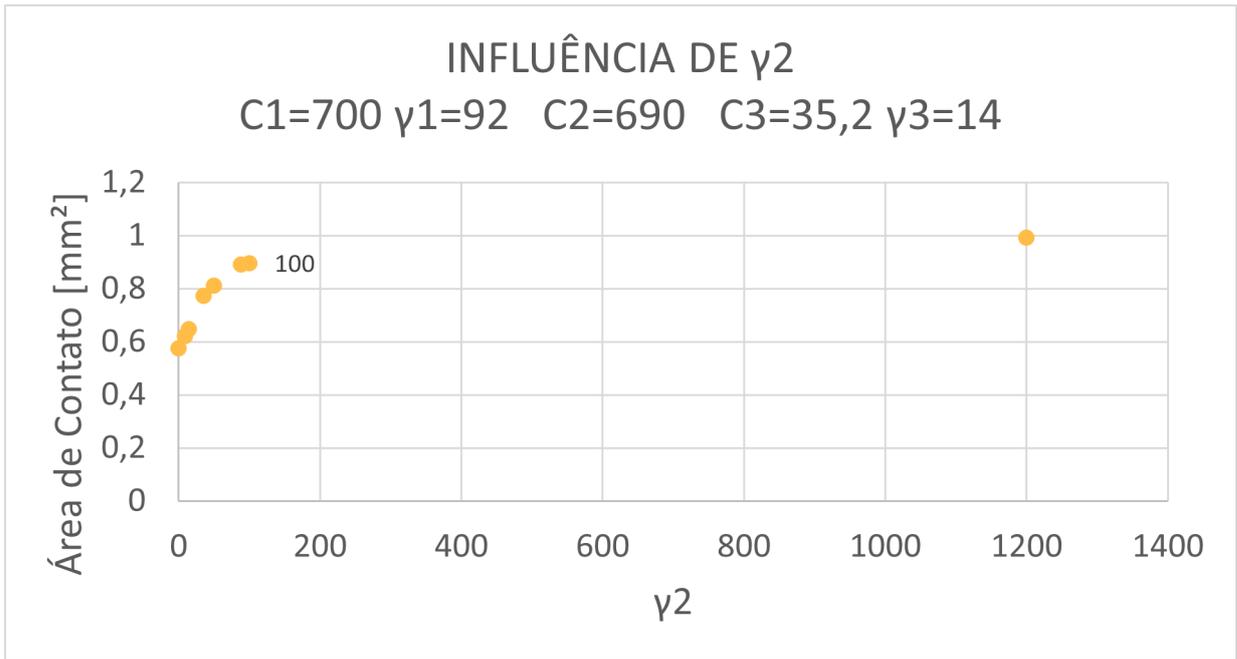


Figura 7.15: Influência de  $\gamma_2$ : Curva área de contato do 1° ciclo vs.  $\gamma_2$  para uma área arbitrária do aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Fonte: AUTOR.

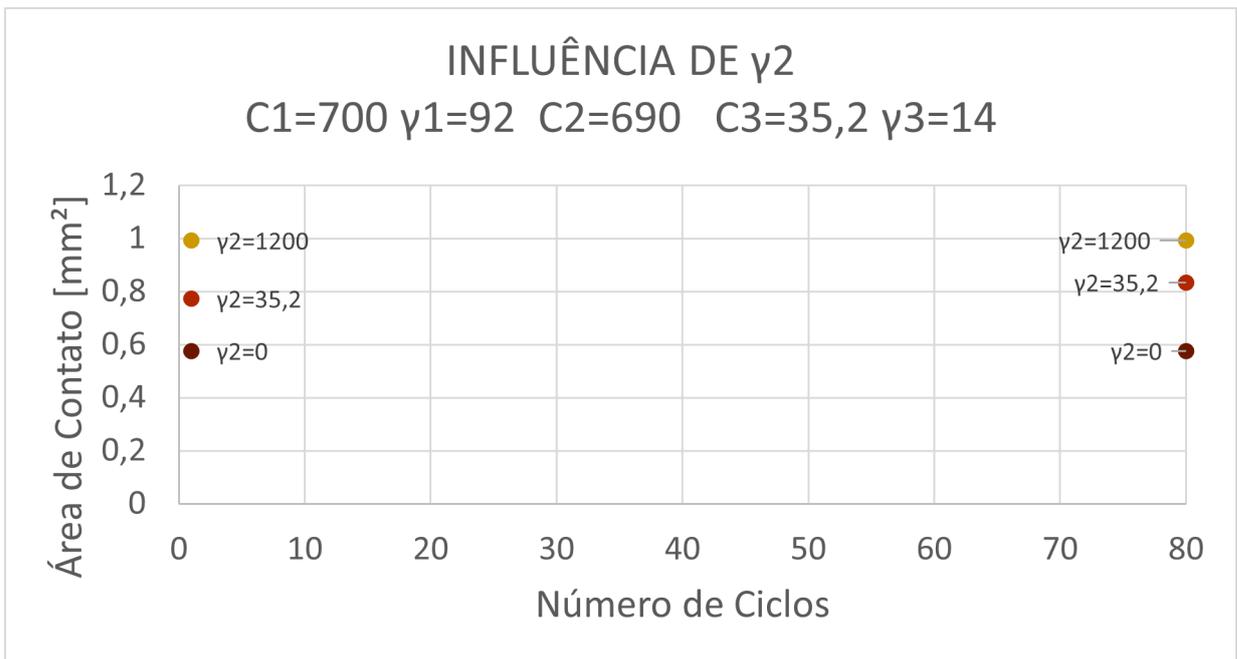


Figura 7.16: Influência de  $\gamma_2$ : Curva área de contato vs. número de ciclos para uma área arbitrária do aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Fonte: AUTOR.

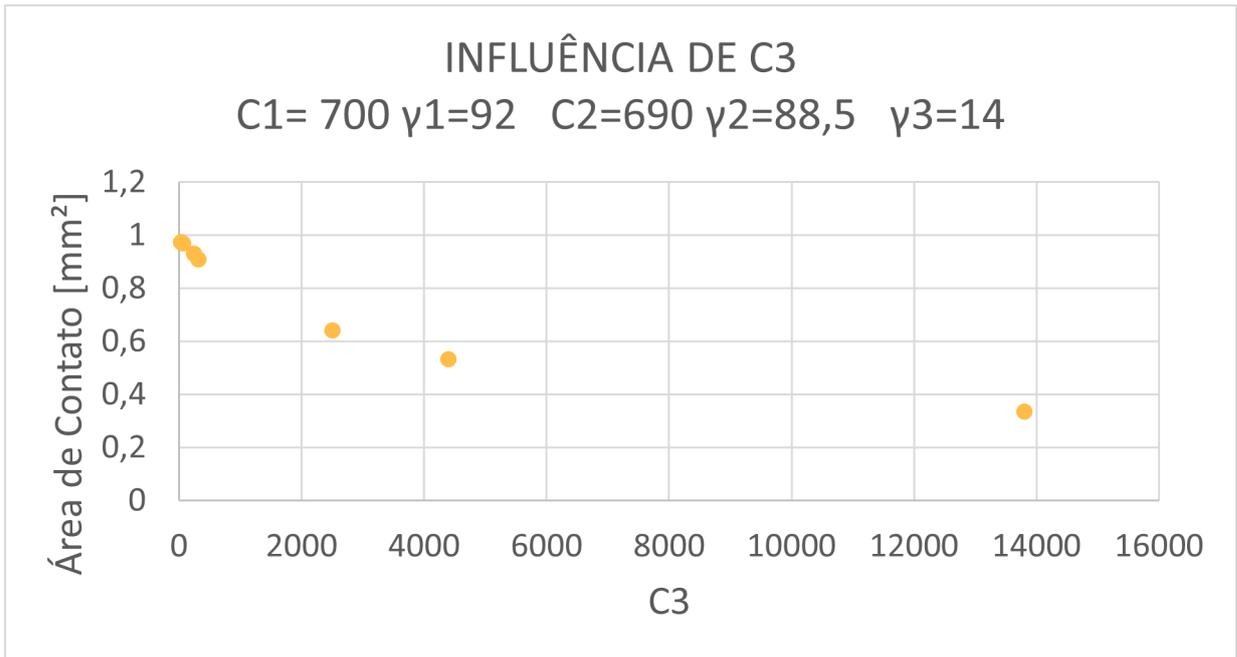


Figura 7.17: Influência de  $C_3$ : Curva área de contato do 1° ciclo vs.  $C_3$  para uma área arbitrária do aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Fonte: AUTOR.

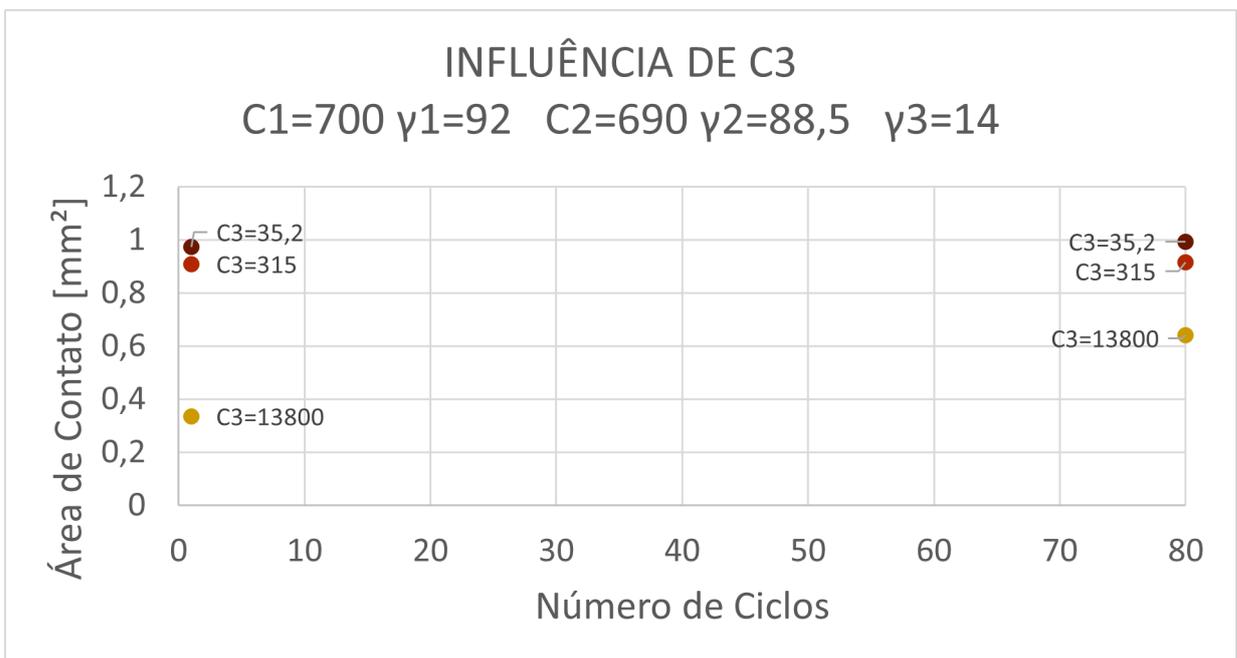


Figura 7.18: Influência de  $C_3$ : Curva área de contato vs. número de ciclos para uma área arbitrária do aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Fonte: AUTOR.

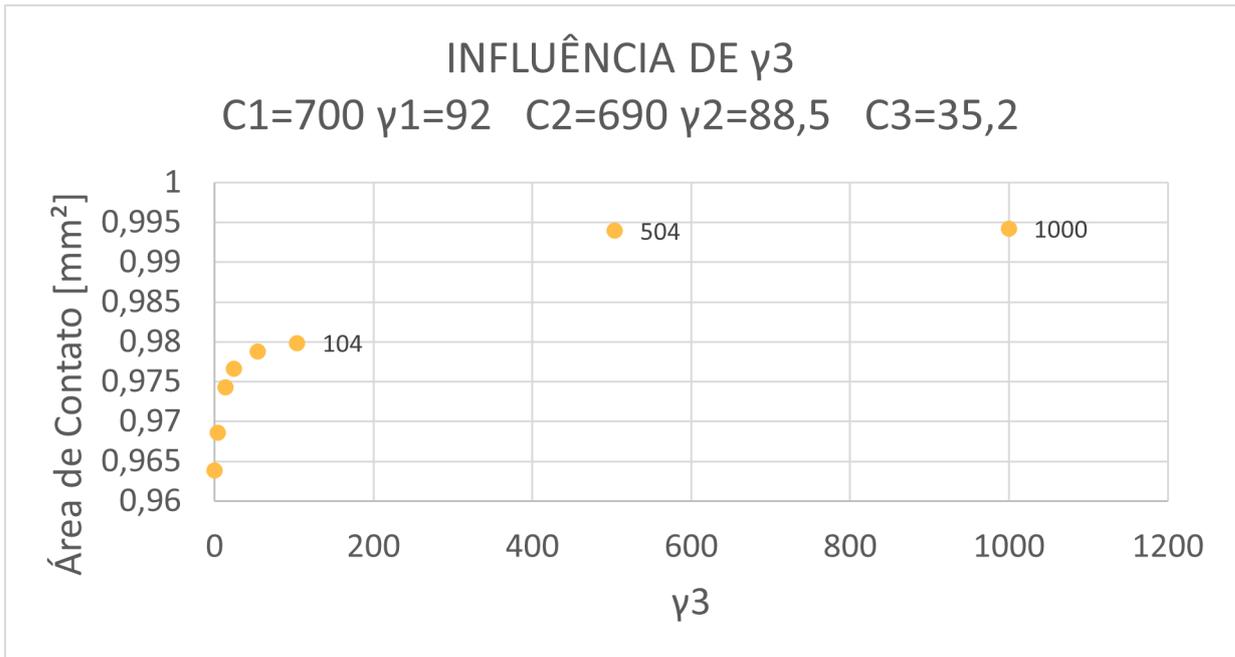


Figura 7.19: Influência de  $\gamma_3$ : Curva área de contato do 1º ciclo vs.  $\gamma_3$  para uma área arbitrária do aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Fonte: AUTOR.

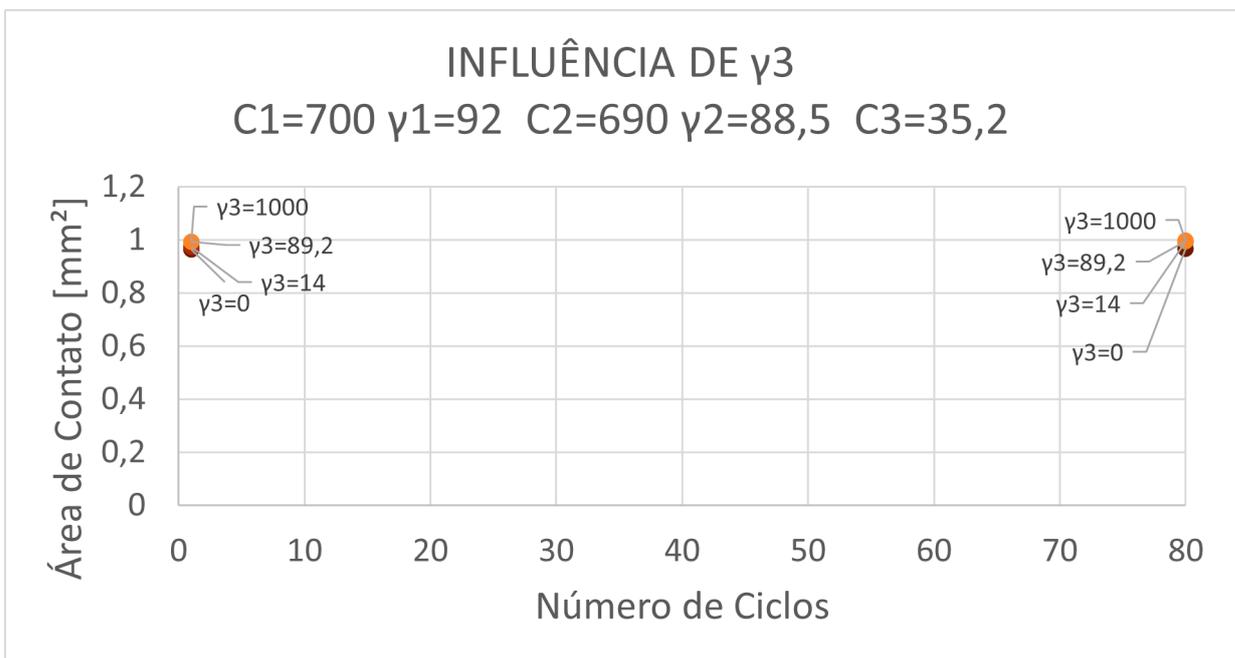


Figura 7.20: Influência de  $\gamma_3$ : Curva área de contato vs. número de ciclos para uma área arbitrária do aço AISI 1020 e carga 62,5 kgf. Fonte: AUTOR.

Tabela 7.1: Erros relativos para o aço AISI 1020 até 80 ciclos.

Materiais	Carga[kgf]	Ciclos	Erro Relativo [%]
AISI 1020	62,5	1	2,33
		3	5,43
		5	6,51
		10	4,82
		20	7,13
		30	2,04
		40	1,09
		60	2,00
AISI 1020	187,5	80	-3,05
		1	0,71
		3	1,27
		5	-2,63
		10	2,32
		20	-0,02
		30	0,55
		40	1,38
AISI 1020	187,5	60	2,53
		80	0,83

Fonte: AUTOR.

## 7.4 TABELAS DE ERROS RELATIVOS

Tabela 7.2: Erros relativos para o aço AISI 1020 até 40 ciclos.

Materiais	Carga[kgf]	Ciclos	Erro Relativo [%]
AISI 1020	62,5	1	2,10
		3	3,70
		5	4,89
		10	1,48
		20	2,79
		30	2,97
		40	1,19
AISI 1020	187,5	1	-1,16
		3	-1,31
		5	-2,63
		10	-1,49
		20	-2,46
		30	-1,49
		40	-3,41

Fonte: AUTOR.

Tabela 7.3: Erros relativos para o aço de roda forjada Classe C até 80 ciclos.

Materiais	Carga[kgf]	Ciclos	Erro Relativo [%]
AISI 1020	62,5	1	6,68
		3	6,44
		5	11,14
		10	5,15
		20	9,13
		30	4,97
		40	-4,87
		60	-3,68
AISI 1020	187,5	80	-6,73
		1	0,66
		3	3,14
		5	11,50
		10	10,42
		20	0,16
		30	4,68
		40	6,90
AISI 1020	187,5	60	0,56
		80	3,49

Fonte: AUTOR.

Tabela 7.4: Erros relativos para o aço de roda forjada Classe C até 40 ciclos.

Materiais	Carga[kgf]	Ciclos	Erro Relativo [%]
AISI 1020	62,5	1	4,61
		3	4,59
		5	10,24
		10	4,25
		20	4,84
		30	2,99
		40	11,63
		AISI 1020	187,5
3	4,61		
5	3,97		
10	5,44		
20	9,99		
30	4,94		
40	7,89		

Fonte: AUTOR.

## 7.5 TABELAS DOS PARÂMETROS C E $\gamma$ UTILIZADOS NA LITERATURA

Tabela 7.5: Parâmetros encontrados na literatura para o aço AISI 1020.

Artigo	Material	Modelo	$\sigma_Y$ [MPa]	E [MPa]	$\nu$	$Q$ [MPa]	$b$	$C_1$ [MPa]	$\gamma_1$	$C_2$ [MPa]	$\gamma_2$
Bari e Hassan (2000)	AISI 1018 e 1026	CH3	129,6214	181.332	0,302	-	-	413.685,4	20.000	88.638,9	800
		CH4-T	129,6214	181.332	0,302	-	-	413.685,4	20.000	22.256,3	400
Bari e Hassan (2002)	AISI 1018 e 1026	CH4-T	129,6214	181.332	0,302	-	-	413.685,4	20.000	22.256,3	400
Rezaiee-Pajand et al. (2009)	AISI 1026	N1-L1	182,2	181.300	0,302	-	-	62.750	552,5	1.250	0
		N3-L1	182,2	181.300	0,302	-	-	56.330	680,9	8.710	841,7
	AISI 1020	N1-L1	324,1	173.200	0,3	-	-	16.092	35,8	68,9	0
		CH4-T	324,1	173.200	0,3	-	-	6.895,8	92	1.241,1	88,5
Mahmoudi et al. (2011)	AISI 1026	N3-L0 S.O.GA	-	-	-	-	-	65.103	8.851,4	39.384	565,35
		N3-L0 M.O.GA	-	-	-	-	-	65.103	7.511,4	39.384	405,3
Ramezansfat et al. (2015)	AISI 1026	CH3L	-	-	-	-	-	413.700	20.000	141.890	1.228
	AISI 1020	CH3L	141,4	173.200	-	-	-	587.000	15.000	122.000	1.200
Nath et al. (2019a)	AISI 1026	CIKH	129,6	181.000	-	22	100	413.685	20.000	23.680	350
		CIKH GA	-	-	-	29,43	109,32	375.754,9	21.902,29	15.178,7	279,06

Fonte: AUTOR.

Tabela 7.6: Continuação da tabela de parâmetros encontrados na literatura para o aço AISI 1020.

Artigo	Material	Modelo	$C_3$ [MPa]	$\gamma_3$	$C_4$ [MPa]	$\gamma_4$	$a_4$ [MPa]
Bari e Hassan (2000)	AISI 1018 e 1026	CH3	3.137,1	9	-	-	-
		CH4-T	3.137,1	11	103.421	5.000	34,47
Bari e Hassan (2002)	AISI 1018 e 1026	CH4-T	3.137,1	11	103.421	5.000	34,47
Rezaiee-Pajand et al. (2009)	AISI 1026	N1-L1	-	-	-	-	-
		N3-L1	1.100	35,5	1.100	0	-
	AISI 1020	N1-L1	-	-	-	-	-
		CH4-T	13.800	89,2	690	50	4,8
Mahmoudi et al. (2011)	AISI 1026	N3-L0 S.O.GA	1.746,85	1	-	-	-
		N3-L0 M.O.GA	1.675	4	-	-	-
Ramezansfat et al. (2015)	AISI 1026	CH3L	2.900	15	-	-	-
	AISI 1020	CH3L	4.400	*	-	-	-
Nath et al. (2019a)	AISI 1026	CIKH	3.137	0	84.440	6.000	20
		CIKH GA	3.068,6	14,29	78.792,9	4.666,64	21,43

Fonte: AUTOR.

Tabela 7.7: Parâmetros encontrados na literatura para o aço de roda forjada Classe C.

Artigo	Material	Modelo	$\sigma_Y$ [MPa]	E [MPa]	$C_1$ [MPa]	$\gamma_1$	$C_2$ [MPa]	$\gamma_2$	$C_3$ [MPa]	$\gamma_3$	$C_4$ [MPa]	$\gamma_4$	$C_5$ [MPa]	$\gamma_5$
Halama et al. (2015)	Roda Classe C	MAKOC	400	205.000	190.234	2.222	86.250	690	22.463	215	7.478	103	13.810	67
Cermak et al. (2015a)	Roda Classe C	N2-L0 GA	354,9	-	107.336,7	582,1	7.146,3	5,53	-	-	-	-	-	-
		N2-L0 SA	425	-	10.500	400	12.500	5	-	-	-	-	-	-
Cermak et al.(2015b)	Roda Classe C	AKO GA	462,10	205.000	190.234	2.222	86.250	690	22.463	215	7.478	103	13.810	67
		AKO SA	450											

Fonte: AUTOR.