

PROJETO DE GRADUAÇÃO

**Estudo experimental do encruamento não
proporcional do aço inoxidável 304 L**

Por

Guilherme Oliveira Dias dos Santos

Brasília, 8 de dezembro de 2018

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA

FACULDADE DE TECNOLOGIA

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA
Faculdade de Tecnologia
Departamento de Engenharia Mecânica

PROJETO DE GRADUAÇÃO

Estudo experimental do encruamento não proporcional do aço inoxidável 304 L

Por

Guilherme Oliveira Dias dos Santos

Relatório submetido como requisito parcial para obtenção
do grau de Engenheiro Mecânico

Banca Examinadora

Prof. Edgar Nobuo Mamiya, UnB/ ENM (Orientador) _____

Prof. Thiago de Carvalho Rodrigues Doca, UnB/ ENM _____

Prof. Fábio Comes de Castro , UnB/ ENM _____

Brasília 8 de dezembro de 2018

Agradecimentos

Gostaria de agradecer ao CNPq pelo apoio financeiro e ao Centro Universitário do Distrito Federal (UDF) pela confecção dos corpos de prova.

Também gostaria de agradecer ao professor Edgar Mamiya pela excelente orientação; ao doutorando Cainã Benfica, cuja ajuda foi essencial para a realização dos experimentos; ao Luiz Carneiro pela orientação na utilização do software Multi Purpose Elite(MPE); ao mestrando Vinicius pela ajuda na confecção dos corpos de provas. E a todos os colegas e técnicos que me ajudaram na realização dos ensaios.

Também gostaria de agradecer a meus pais pelo apoio sem o qual não estaria aqui. Finalmente gostaria de agradecer aos meus amigos e a família pelo apoio.

Guilherme Dias.

Resumo

O presente estudo tem o objetivo de desenvolver um estudo experimental sobre o encruamento cruzado do aço inox 304L. Esse tema é importante para podermos compreender o comportamento mecânico do aço inox 304L quando há carregamentos não proporcionais. O estudo envolve a realização de ensaios a deformação controlada com amplitudes de deformação equivalente de Mises de 0.5% e 0.28%. Nesses ensaios os tipos de carregamentos são alterados de tração compressão para torção ou vice-versa, também é alternada a quantidade de deformação plástica acumulada. Esses ensaios foram feitos visando caracterizar o fenômeno do “crosshardening” ou encruamento transversal e obter uma maior compreensão do parâmetro de Tanaka. Para não haver encruamento residual devido a fabricação dos corpos de provas, atrapalhando o estudo os ensaios foram feitos em corpos de prova normalizados, também foi tomado o cuidado de zerar a deformação plástica quando mudar de um tipo de carregamento para outro, para não ocorrer ciclos mistos de deformação plástica. Foi observado que a amplitude de tensão pós endurecimento transversal é função apenas da amplitude de deformação equivalente prescrita. A perda de memória tem influência da ordem dos carregamentos e que para o aço inoxidável 304L o parâmetro de Tanaka consegue descrever o fenômeno do encruamento transversal. Foi observado também que o modelo de Chaboche clássico não consegue descrever o comportamento mecânico do material.

Palavras-chaves: encruamento transversal, parâmetro de Tanaka, Modelo de Chaboche.

Abstract

The objective of this Work is an experimental study of non-proportional hardening of 304L stainless steel. This subject is important to describe the mechanical comportment for 304L stainless steel when one non proportional load is applied to the material. The study involves strain-controlled experiment, at the amplitude of 0.5% and 0.28%, where the load type is alternate from traction compression to torsion, also the number of cycles is alternated. In order to obtain a better understanding of the Tanaka's parameter and the crosshardening. Some cares are taken as: use normalise specimens in order of any residual plastic deformation don't interfering in the experiment, use tubular specimens for uniform shear strain and when change of one type of load to another the plastic strain is drop to zero. The experiment show ,the amplitude of stress after the crosshardening is function only of the amplitude of strain and lost memory is influence by the order of the loads. The Tanaka's parameter can represent the crosshardening. The Chaboche model can not describe the comportment of the 304L **Key-words:** crosshardening, Tanaka's parameter, Chaboche model.

Lista de Figuras

Figura 1.1 – Aplicação do aço inoxidável 304L: Sistema de remoção de calor residual em reatores nucleares (TAHERI; FATEMI, 2017), com alterações	2
Figura 2.1 – Figura representativa do experimento de Tanaka	8
Figura 2.2 – Exemplo do parametro de Tanaka para o experimento de endurecimento cruzado	12
Figura 3.1 – Forno Nabertherm utilizado nos tratamentos térmicos de normalização dos corpos de prova.	14
Figura 3.2 – Geometria dos corpos de prova tubulares utilizados nos ensaios Dimensões em milímetros.(JUNIOR, 2017)	15
Figura 3.3 – Interface do software utilizado	16
Figura 3.4 – Extensômetro e corpo de provas instalados na maquinas de ensaios	16
Figura 3.5 – Diagrama dos ensaios propostos	17
Figura 3.6 – Resposta a deformação plástica para carregamentos de torção pura seguidos de tração compressão para deformação total controlada (JUNIOR, 2017)	18
Figura 3.7 – Representação do laco de histerese no último ciclo de tração compressão com a linha de referência do comportamento puramente elástico representada	19
Figura 4.1 – Amplitude de tensão x deformação plástica acumulada, mostrando o efeito do encruamento transversal para o experimento 100 ciclos axial/100 ciclos torcional.	22
Figura 4.2 – Deformação plástica acumulada versus amplitude de tensão, mostrando o efeito do encruamento transversal para o experimento axiais torcionais com amplitude de 0,5%.	23
Figura 4.3 – Deformação plástica acumulada versus amplitude de tensão, mostrando o efeito da perda de memória para o experimento axiais torcionais com amplitude de 0,5%.	24
Figura 4.4 – Deformação plástica acumulada versus amplitude de tensão, mostrando o efeito do encruamento transversal para o experimento torcional axial com amplitude de 0,5%	25

Figura 4.5 – Deformação plástica acumulada versus amplitude de tensão, mostrando o efeito da perda de memória para o experimento torcional axial com amplitude de 0,5%	26
Figura 4.6 – Deformação plástica acumulada versus amplitude de tensão, mostrando o efeito do encruamento transversal para o experimento axiais torcionais com amplitude de 0,28%	27
Figura 4.7 – Deformação plástica acumulada versus amplitude de tensão, mostrando o efeito da perda de memória para o experimento axial torcional com amplitude de 0,28%	28
Figura 4.8 – Calibração do modelo de Chaboche utilizando o 5° ciclo	29
Figura 4.9 – Calibração do modelo de chaboche utilizando o 30° ciclo	30
Figura 4.10–Calibração do modelo de chaboche utilizando o 100° ciclo	31
Figura 4.11–Comparação do laço de histerese experimental após 5, 30 e 100 ciclos e simulado com o modelo de Chaboche o para carregamentos do tipo tração compressão, calibrados no 5° ciclo. As tensões equivalentes de Mises são a)0,25%, b)0,35%, c)0,5%, d)0,8% e e)1,0%. Os dados experimentais e de calibração foram obtidos por (JUNIOR, 2017).	32
Figura 4.12–Comparação do laço de histerese experimental após 5, 30 e 100 ciclos e simulado com o modelo de Chaboche o para carregamentos do tipo tração compressão, calibrados no 30° ciclo. As tensões equivalentes de Mises são a)0,25%, b)0,35%, c)0,5%,d)0,8% e e)1,0%. Os dados experimentais e de calibração foram obtidos por (JUNIOR, 2017).	33
Figura 4.13–Comparação do laço de histerese experimental após 5, 30 e 100 ciclos e simulado com o modelo de Chaboche o para carregamentos do tipo cisalhamento puro, calibrados no 5° ciclo. As tensões equivalentes de Mises são a)0,25%, b)0,35%, c)0,5%,d)0,8% e e)1,0%. Os dados experimentais e de calibração foram obtidos por (JUNIOR, 2017).	34
Figura 4.14–Comparação do laço de histerese experimental após 5, 30 e 100 ciclos e simulado com o modelo de Chaboche o para carregamentos do tipo cisalhamento puro, calibrados no 30° ciclo. As tensões equivalentes de Mises são a)0,25%, b)0,35%, c)0,5%,d)0,8% e e)1,0%. Os dados experimentais e de calibração foram obtidos por (JUNIOR, 2017).	36
Figura 4.15–Simulação por Chaboche do experimento de endurecimento cruzado 100 axial/100 torcional com ampltude equivalente de Mises de 0,5%. Com os parâmetro obtidos com o ajuste após 5 ciclos	37
Figura 4.16–Simulação por Chaboche do experimento de endurecimento cruzado 100 axial/100 torcional com ampltude equivalente de Mises de 0,28%. Com os parâmetro obtidos com o ajuste após 5 ciclos	37
Figura 4.17–Simulação por Chaboche do experimento de endurecimento cruzado 100 axial/100 torcional com amplitude equivalente de Mises de 0,5%. Com os parâmetro obtidos com o ajuste após 30 ciclos	38

Figura 4.18–Simulação por Chaboche do experimento de endurecimento cruzado 100 axi/100 tor com amplitude equivalente de Mises de 0,28%. Com os parâmetro obtidos com o ajuste após 30 ciclos	38
Figura 4.19–Comparação do laço de histerese experimentais com o laço simulado pelo metodo de Chaboche obtido com o ajuste no 5° ciclo. Para o experimento 100 axial /100 torcionais com aplitude de 0,5%. A letra a) é o carregamento normal e a b) é o carregamento torcional	39
Figura 4.20–Comparação do laço de histerese experimentais com o laço simulado pelo metodo de Chaboche obtido com o ajuste no 5° ciclo. Para o experimento 100 axial/100 torcionais com aplitude de 0,28%. A letra a) é o carregamento normal e a b) é o carregamento torcional	40
Figura 4.21–Comparação do laço de histerese experimentais com o laço simulado pelo metodo de Chaboche obtido com o ajuste no 30° ciclo. Para o experimento 100 axial /100 torcionais com aplitude de 0,5%. A letra a) é o carregamento normal e a b) é o carregamento torcional	40
Figura 4.22–Comparação do laço de histerese experimentais com o laço simulado pelo metodo de Chaboche obtido com o ajuste no 30° ciclo. Para o experimento 100 axial /100 torcionais com aplitude de 0,28%. A letra a) é o carregamento normal e a b) é o carregamento torcional	41

Lista de Tabelas

Tabela 3.1 – Composição química do aço 304L. Informações fornecidas pelo fabricante.	13
Tabela 3.2 – Propriedades mecânicas do 304L.	13
Tabela 3.3 – Dados utilizados em cada experimento	18
Tabela 4.1 – Dados utilizados em cada experimento e resultados observados.	21
Tabela 4.2 – Constantes achadas pelo ajuste do modelo de Chaboche utilizando o 5° ciclo	26
Tabela 4.3 – Constantes achadas pelo ajuste do modelo de Chaboche utilizando o 30° ciclo	27
Tabela 4.4 – Constantes achadas pelo ajuste do modelo de Chaboche utilizando o 100 ^o ciclo	28

Lista de símbolos

A	Parâmetro de Tanaka	[]
B	Tensor de encruamento cinemático	[MPa]
C	parâmetro do material	[MPa]
C	Tensor de Tanaka	[]
C_c	Constante do material	[]
c_1, c_2	constantes do material	[]
D	Diâmetro externo do corpo de prova	[mm]
d	Diâmetro interno do corpo de prova	[mm]
E	Representação vetorial do tensor das deformações desviadoras	[mm/mm]
e	Tensor das deformações desviadoras	[mm/mm]
E	Módulo de Young	[MPa]
F	Força axial	[N]
G	Módulo de cisalhamento	[MPa]
h_c	Endurecimento cruzado	[MPa]
H_1, H_2, H_3, c_1, c_2	constantes materiais	[MPa]
L	Comprimento útil do extensômetro	[mm]
N	Direção da deformação plástica normalizada	[]
n	vetor normal	[]
P	Deformação plástica acumulada	[mm/mm]
P_0	deformação plástica inicial	[mm/mm]
S	Representação vetorial do tensor das tensões desviadoras	[mm/mm]

\mathbf{s}	vetor de tensões desviador	[MPa]
T	Torque	[Nm]
γ	Deformação cisalhante	[mm/mm]
γ_p	Deformação cisalhante plástica	[mm/mm]
γ_e	Deformação cisalhante elastica	[mm/mm]
$\dot{\gamma}$	Multiplicador plástico	[]
ϵ	Deformação total	[mm/mm]
ϵ_e	Deformação elástica	[mm/mm]
ϵ_{eq}	Deformação equivalente	[mm/mm]
ϵ_p	Deformação plástica	[mm/mm]
$\epsilon_{p \quad eq}$	Deformação plástica equivalente	[mm/mm]
θ_{twist}	Ângulo de torção	[rad]
$\lambda, \quad \mu$	Constantes de Lamé	[MPa]
σ	Tensão normal	[MPa]
$\boldsymbol{\sigma}$	Tensor de Tensão	[MPa]
σ_{eq}	Tensão equivalente	[MPa]
σ_y	Tensão de escoamento	[MPa]
σ_{a-}	Amplitude de tensão antes do endurecimento transversal	[MPa]
σ_{a+}	Amplitude de tensão pós crosshardening	[MPa]
τ	Tensão cisalhante	[MPa]

Sumário

	1 INTRODUÇÃO	1
1.1	Motivação	1
1.2	Objetivos	3
	2 REVISÃO TEÓRICA	4
2.1	Encruamento não proporcional	4
2.2	Efeito da taxa de deformação no comportamento mecânico do aço 304L	4
2.3	Encruamento cinemático e modelo de Chaboche	5
2.4	Parâmetro e tensor de Tanaka e o efeito de encruamento transversal	7
	3 MATERIAIS E METODOLOGIA	13
3.1	Material estudado	13
3.2	Normalização no aço 304L	13
3.3	Equipamentos e softwares	15
3.4	Preparação dos experimentos	17
3.5	Eliminação da deformação plástica residual	17
3.6	Tratamento de dados	19
	4 RESULTADOS E DISCUSSÕES	21
4.1	Os resultados obtidos experimentalmente	21
4.2	Análise dos resultados experimentais obtidos	23
4.3	Ajuste de curva com o modelo de Chaboche	25
4.4	Comparação dos ciclos obtidos com a simulação de chaboche e os dados de tração e torção experimentais	29
4.5	Comparação dos ciclos obtidos com a simulação de chaboche e os dados dos ensaios de edurecimento cruzado	35
	5 CONCLUSÃO	42

REFERÊNCIAS 44

1 INTRODUÇÃO

1.1 Motivação

Em muitas aplicações, componentes mecânicos e estruturais estão sujeitos a carregamentos cíclicos. Tais esforços podem levar a falha prematura do material por fadiga, causando prejuízos financeiros e pessoais. Projetos de engenharia precisam ser capazes de prever com certo grau de precisão, a vida em fadiga para as diversas condições de aplicação do componente. Para isso, o conhecimento dos níveis de tensão é fundamental. Entretanto, quando deformações plásticas estão presentes, as tensões podem apenas ser estimadas, devido a respostas mecânicas complexas que muitos metais exibem nestas condições. A situação se agrava quando carregamentos não proporcionais estão presentes, uma vez que, dependendo do material, o encruamento devido a esse tipo de carregamento pode apresentar um comportamento bastante complexo. Existem várias tentativas de modelagem desse comportamento através da inclusão de parâmetros de não proporcionalidade (MCDOWELL, 1985), (BENALLAL; MARQUIS, 1987), (DOONG; SOCIE, 1991) e (TANAKA, 1994) nos modelos de plasticidade. Porém esse último é o único método promissor (ZHANG; JIANG, 2008), mas ainda necessita-se de mais estudos.

Aços inoxidáveis são aqueles que contem pelo menos 10,5% da sua massa de cromo. Esses aços apresentam grande resistência a corrosão devido a sua composição. Além do cromo pode estar presentes outros elementos de liga como manganês, níquel, molibdênio entre outros. A Society of Automotive Engineers (SAE) propôs a classificação dos aços inoxidáveis baseados nos componentes químicos e na estrutura cristalina. Os aços da série 300 são as ligas com presença de cromo e níquel e apresentam estrutura austenitica.

O aço inoxidável 304L é uma versão de baixo carbono do aço 304, (os aços 304 contem tipicamente 0,08% de carbono enquanto o 304L contém tipicamente 0,03%) sendo amplamente utilizado em diversos setores industriais. Devido à sua excelente resistência à corrosão, juntamente com boas propriedades mecânicas (GARDNER, 2005)(YE, 2005), este material tem diversas aplicações: componentes aeronáuticos (HUDA; EDI, 2013) (KRAL; MAHER; MCSWAIN, 2018), indústria farmacêutica, indústria alimentícia, vasos de pressão (CHOPRA; GAVENDA, 1998), indústria nuclear (HADDAR; FISSOLO, 2005), transportes (TAUQIR et al., 1996), em tubulações industriais (TELLES, 2001), em sistemas de arrefecimentos de tubulações em sistemas geradores de energia nuclear

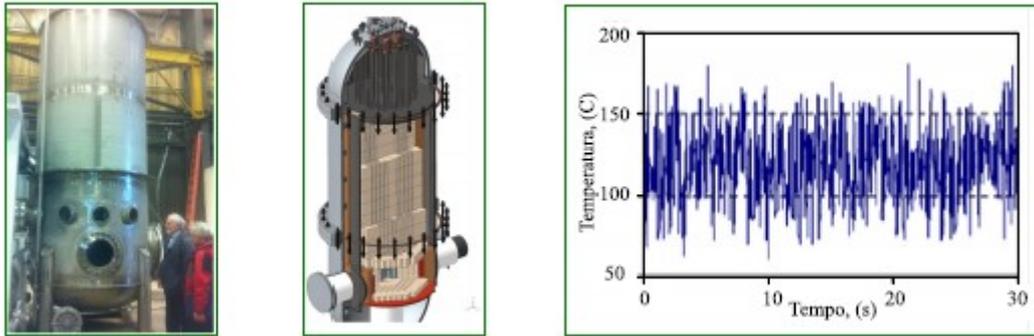


Figura 1.1: Aplicação do aço inoxidável 304L: Sistema de remoção de calor residual em reatores nucleares (TAHERI; FATEMI, 2017), com alterações

(HADDAR; FISSOLO, 2005) (TAHERI; FATEMI, 2017). Nesse último caso as variações de temperatura podem alcançar valores relativamente altos em curtos períodos de tempo, como apresentado pela Fig 1.1. Aços inoxidáveis austeníticos podem suportar altas flutuações em temperaturas, sendo ocasionalmente aplicados para esse tipo de aplicação

O aço inoxidável 304L apresenta diversos fenômenos observados em ensaios de fadiga como: não saturação das amplitudes de tensão para amplitudes de deformação equivalentes (FAN; KALNAUS; JIANG, 2008) (KALNAUS et al., 2009)(COLIN; FATEMI, 2010)(VINCENT; ROUX; TAHERI, 2012) desvio do comportamento Masing em tração–compressão, que pode ser observado pela falta de similaridade das curvas de histerese (FAN; KALNAUS; JIANG, 2008). O comportamento cíclico e fadiga do aço 304L são fortemente influenciados por diversos parâmetros, como taxas de deformação, condições de fabricação e amplitudes de carregamentos. O aço 304L faz parte da categoria de aços inoxidáveis austeníticos denominados metaestáveis. Isto significa que ocorre transformação de fase martensítica em sua microestrutura durante o carregamento cíclico, apesar da composição química não se alterar. Essa transformação de fase tem impacto direto nas propriedades mecânicas durante a plasticidade cíclica (VINCENT; ROUX; TAHERI, 2012). No presente estudo será usado um número reduzido de ciclos com a finalidade de que o efeito citado, não tenha influencia no experimento. A transformação martensítica no aço 304L tem como consequência a dependência da taxa de carregamento nas propriedades mecânicas do material. Tal característica tem sido estudada nas últimas décadas e continua como um tema de estudo (KREMPL, 1979)(VINCENT; ROUX; TAHERI, 2012)(PEGUES et al., 2017). Para não haver influência da taxa de carregamento será utilizada a mesma taxa utilizada por (JUNIOR, 2017) e (BARROS, 2018). A transformação de fase no aço 304L está ligada diretamente, também, aos níveis de tensão em ensaios controlados por deformação. Em ensaios do tipo tração–compressão, a transformação martensítica induz um endurecimento cíclico no material (BAYERLEIN; CHRIST; MUGHRABI, 1989).

Levando em consideração que muitas aplicações do aço inoxidável 304L envolvem

carregamentos cíclicos e não proporcionais, a descrição do comportamento do encruamento não proporcional e das alterações da estrutura desse material se torna bastante útil para poder estimar a vida a fadiga do material(SOCIE; MARQUIS, 2000), (MILLER; BROWN; BROWN, 1985). Nesse sentido faz-se necessário o conhecimento dos níveis de tensão e deformação durante o carregamento cíclico. Os quais devem ser previstos através de modelos, principalmente em situações em que os níveis de deformação são elevados ao ponto de causar deformações irreversíveis, ou plásticas. Neste contexto, os mecanismos envolvidos no encruamento não proporcional devem ser corretamente demonstrados e compreendidos pôr meio de experimentos que possam servir como referências para a modelagem matemática das relações constitutivas do material. Existe um estudo de (CARNEIRO JUNIOR;CASTRO, 2017) feito com o aço inoxidável 316, porem nesse estudo o material não tinha sido normalizado podendo haver interferência de um encruamento preliminar, nesse estudo normalizou o material para mitigar os efeitos do encruamento prévio.

1.2 Objetivos

O presente trabalho tem como objetivo compreender o fenômeno do encruamento associado a mudança no modo de carregamento, conhecido na literatura como “crosshardening”, no presente estudo é denominado encruamento transversal. Tais estudos são desenvolvidos a partir de experimentos envolvendo carregamentos cíclicos axiais seguidos de carregamentos torcionais e vice e versa. Alternando fatores como ordem de carregamento, quantidade de deformação plástica acumulada e amplitude de tensão equivalente de Mises. Observando os efeitos dessas mudanças no fenômeno do endurecimento cruzado. O material utilizado é o 304L, por exibir fortes níveis de encruamento não proporcional(SOCIE; MARQUIS, 2000).

2 Revisão teórica

2.1 Encruamento não proporcional

Encruamento não proporcional é quando ocorre o endurecimento do material devido a cargas não proporcionais aplicadas ao mesmo, (LAMBA; SIDEBOTTOM, 1978) realizaram alguns experimentos com o cobre recozido observando que, durante cargas não proporcionais houve um aumento de tensão axial com pico de até 40% quando comparado com o experimento uniaxial com o mesma nível de deformação axial. Esse aumento é chamado de endurecimento não proporcional. (DOONG; SOCIE; ROBERTSON, 1990) investigaram a microestrutura de quatro materiais(alumínio 1100, cobre OFHC, e aço inoxidável do tipo 304 e 310) quando submetidos a carregamentos fora de fase a 90° , e atribuiu o endurecimento não proporcional ao movimento das discordâncias do material. (KREMPL; LU, 1984) realizaram quatro experimentos em que uma sequência de carga composta por carregamentos em blocos compostos por: axial, torção e carregamento em fase de 90° , foram aplicado a um corpo de prova usinado em aço inoxidável 304L, e observou um aumento de até três vezes a amplitude equivalente de tensão de von Mises, quando comparado ao experimento proporcional. Tanaka propôs a incorporação desse fenômeno (TANAKA, 1994) propondo um parâmetro de não proporcionalidade, esse parâmetro depende de um tensor de quarta ordem. Esse tensor foi incorporado ao modelo viscoplastico desenvolvido por (CHABOCHE; ROUSSELIER, 1983).Obtendo sucesso com ado comportameno do aço inoxidavel 316.

2.2 Efeito da taxa de deformação no comportamento mecânico do aço 304L

O aço 304L tem características visco plásticas, ou seja, a taxa em que o experimento é realizado altera suas características cíclicas e monotônicas.(KREMPL, 1979) notou que se aumentar a taxa de deformação a variação da tensão também aumentava. As mudanças são favorecidas quando há menor dissipação de energia, como por exemplo a baixas temperaturas (PEGUES et al., 2017). Porém estudos de (JUNIOR, 2017) indicam que para taxas de deformações menores que $10^{-2}s^{-1}$ o efeito viscoso não se manifesta de

maneira significativa

2.3 Encruamento cinemático e modelo de Chaboche

O encruamento cinemático é um modelo que está baseado na hipótese de que o domínio elástico se move para acompanhar as tensões conforme elas evoluem. Para que as tensões sempre fiquem no domínio elástico ou na sua fronteira, a maneira como o domínio elástico se move é governada pelo Backstress. Esse tipo de encruamento é muito utilizado quando se quer prever as tensões, deformações plásticas e estado do material durante um carregamento cíclico, Diminuindo a necessidade de realização de ensaios. Um modelo de encruamento utilizado é o modelo de Chaboche, se baseia em 7 hipóteses básicas.

1) Decomposição aditiva da deformação:

Assume-se que, na teoria de pequenas deformações, o tensor deformação total pode ser decomposto como a adição da deformação elástica e da deformação plástica.

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}_e + \boldsymbol{\varepsilon}_p \quad (2.1)$$

2) Relação tensão-deformação:

A relação tensão-deformação que descreve o comportamento elástico linear isotrópico é expresso como:

$$\boldsymbol{\sigma} = \lambda(\text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}_e))\mathbf{I} + 2\mu\boldsymbol{\varepsilon}_e \quad (2.2)$$

onde λ e μ são definidos como:

$$\lambda = \frac{E}{2(1 + \nu_e)} \quad \mu = \frac{E\nu_e}{(1 + \nu_e)(1 - 2\nu_e)} \quad (2.3)$$

3) Domínio elástico:

Na plasticidade, o estado de tensão sempre está confinado a uma região limitada do espaço de tensões, denominado domínio elástico. Tal região pode ser definida por uma desigualdade que limita os valores de uma função f do estado de tensão e de outras variáveis de estado:

$$f(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{B}) \leq 0 \quad (2.4)$$

onde \mathbf{B} define a posição do domínio elástico no espaço de tensões. Existem diversas propostas para a superfície de escoamento, sendo a mais utilizada aquela proposta por Mises:

$$f(\mathbf{S}, \mathbf{B}) = \|\mathbf{S} - \mathbf{B}\| - \sigma_y \leq 0 \quad (2.5)$$

onde:

$$\mathbf{S} = \boldsymbol{\sigma} - \frac{1}{3}\text{tr}(\boldsymbol{\sigma})\mathbf{I} \quad (2.6)$$

4) Lei de evolução da deformação plástica:

Conforme descrito no trabalho de (CHABOCHE; ROUSSELIER, 1983), admite-se que a deformação plástica $\boldsymbol{\varepsilon}_p$ evolui na direção normal à superfície de escoamento.

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_p = \dot{\gamma} \mathbf{n} \quad (2.7)$$

onde

$$\mathbf{n} = \frac{\mathbf{S} - \mathbf{B}}{\|\mathbf{S} - \mathbf{B}\|} \quad (2.8)$$

5) Lei de evolução do encruamento cinemático:

O encruamento (endurecimento) do material é usualmente descrito por meio de alguma transformação do domínio elástico. Frequentemente, tais transformações são representadas por mudanças no tamanho do domínio elástico - encruamento isotrópico - e/ou pela translação deste domínio - encruamento cinemático. Em geral o encruamento isotrópico se estabiliza após poucos ciclos, de modo que, no contexto da plasticidade cíclica, o encruamento cinemático prepondera. Foi postulado por (CHABOCHE; ROUSSELIER, 1983) que a forma que o tensor de encruamento cinemático evolui é:

$$\dot{\mathbf{B}} = \frac{2}{3} H_0 \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_p + \sum_{i=1}^N \left(\frac{2}{3} H_i \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_p - c_i \|\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_p\| \mathbf{B} \right) \quad (2.9)$$

Neste modelo, a lei de encruamento cinemático permite que a superfície de escoamento translate sem mudar o seu tamanho ou a forma.

6) Condição de complementaridade de Kuhn–Tucker:

A relação de complementariedade de Kuhn-Tucker estabelece que a deformação plástica somente poderá evoluir se o estado de tensão estiver definido sobre a superfície de escoamento ou, complementarmente, a deformação plástica não poderá evoluir se o estado de tensão estiver definido no interior do domínio elástico. Tais restrições estão expressas nas relações:

$$\dot{\gamma} \geq 0, \quad f \leq 0, \quad \dot{\gamma} f = 0 \quad (2.10)$$

Assim, caso $\dot{\gamma} > 0$, $f < 0$ e, a partir da Eq. 2.10, observa-se que não há evolução plástica. Caso $\dot{\gamma} \geq 0$, há evolução da deformação plástica, então, necessariamente, $f = 0$, ou seja, o estado de tensão está definido sobre a superfície de escoamento.

7) Condição de consistência:

A condição de consistência se faz necessária para descrever o que pode ocorrer enquanto o estado de tensão está definido sobre o contorno do domínio elástico ($f = 0$) e é expressa pelas restrições:

$$Se : f = 0 \Rightarrow \dot{\gamma} \geq 0, \quad \dot{f} \leq 0, \quad \dot{\gamma} \dot{f} = 0 \quad (2.11)$$

Esta condição estabelece que, se o estado de tensão está definido sobre a superfície de escoamento, então (i) há deformação plástica ($\dot{\gamma} \geq 0$) e então o estado de tensão deve evoluir permanecendo na superfície de escoamento ou (ii) não há evolução plástica ($\dot{\gamma} = 0$) e se observa descarregamento elástico ($\dot{f} \leq 0$).

Porem esse modelo de encruamento não tem boa adaptação com carregamentos não proporcionais fazendo necessário o uso do parâmetro de Tanaka para obter uma melhor descrição do comportamento do material.

2.4 Parâmetro e tensor de Tanaka e o efeito de encruamento transversal

Primeiro estabeleceu-se algumas condições iniciais. Assume-se que o material é isotrópico, que a deformação é infinitesimal e que a deformação possa ser decomposta de maneira aditiva, como mostrado em Eq. 2.1.

Tem-se que o tensor desviador de deformação é expresso como um vetor em um espaço vetorial desviador de 5 dimensões, cuja as componentes E_α ($\alpha = 1, 2, 3, 4, 5$) de deformação são definidas pelo tensor correspondente.

$$E_1 = e_{11}, E_2 = \frac{2}{\sqrt{3}}\left(\frac{e_{11}}{2} + e_{22}\right), E_3 = \frac{2e_{12}}{\sqrt{3}}, E_4 = \frac{2e_{23}}{\sqrt{3}}, E_5 = \frac{2e_{31}}{\sqrt{3}} \quad (2.12)$$

Da mesma forma a tensão o tensor desviador de tensão é expresso como um vetor em um espaço vetorial desviador de 5 dimensões, cuja as componentes S_α ($\alpha = 1, 2, 3, 4, 5$) de tensão são definidas pelo tensor correspondente.

$$S_1 = s_{11}, S_2 = \frac{2}{\sqrt{3}}\left(\frac{s_{11}}{2} + s_{22}\right), S_3 = \frac{2s_{12}}{\sqrt{3}}, S_4 = \frac{2s_{23}}{\sqrt{3}}, S_5 = \frac{2s_{31}}{\sqrt{3}} \quad (2.13)$$

Para introduzir o tensor de Tanaka primeiro Tanaka considerou o seguinte experimento: primeiro um carregamento axial cíclico é aplicado a um corpo de prova, depois é aplicado um carregamento de torção cíclico com deformação plástica equivalente igual ao anterior pelo mesmo número de ciclos. Por fim aplica-se o carregamento axial novamente. Os resultados estão representados na Fig.2.1 A descontinuidade no endurecimento está representada por " h_c " na Fig. 2.1 e tem o nome de encruamento transversal. Os resultados do experimento permitiu a Tanaka concluir que:

- 1) o encruamento transversal na primeira mudança do tipo de carregamento é induzido devido as discordâncias formada anteriormente durante o carregamento de tração compressão.
- 2) a estrutura tem maior resistência a carregamentos torcionais do que a carregamentos axiais. Uma vez que a estrutura tem características direcionais como resistência ao movimento das discordâncias em certas direções.

- 3) o valor de h_c cresce com o número de ciclos e o dano plástico acumulado até chegar a um valor assintótico que depende da amplitude da deformação plástica.
- 4) pode-se observar que o encruamento transversal ocorre mais de uma vez. O que pode indicar que o carregamento de torção destrói a mudanças provocada anteriormente na microestrutura. Essas mudanças foram criadas pelo carregamento axial.

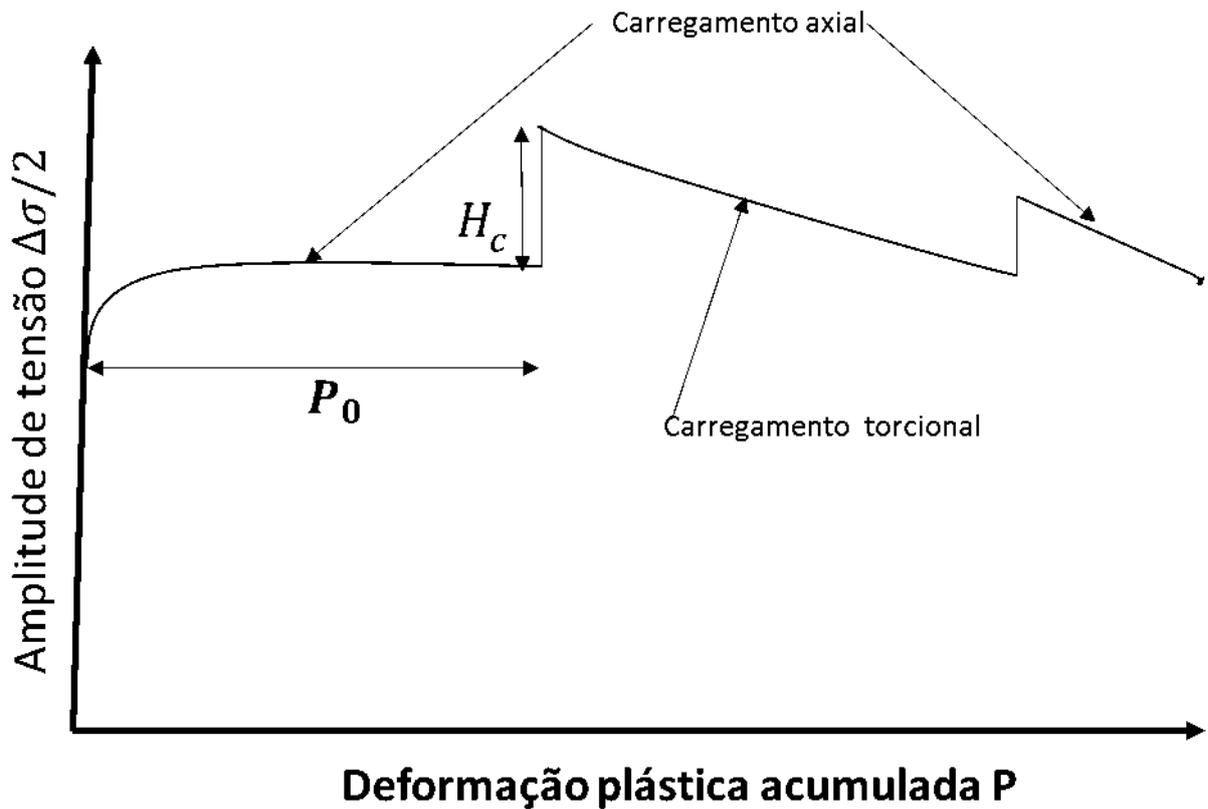


Figura 2.1: Figura representativa do experimento de Tanaka

O tensor de Tanaka surge como uma tentativa de formulação matemática para o fenômeno previamente descrito.

O tensor de Tanaka, \mathbf{C} , é um tensor de quarta ordem que pode ser representado por um tensor de segunda ordem nas 5 coordenadas desviadoras inelásticas, podendo ser representado por uma matriz 5 por 5. A formula que representa a evolução do tensor está representado por:

$$\dot{\mathbf{C}} = C_c(\mathbf{N} \otimes \mathbf{N} - \mathbf{C})\dot{P} \quad (2.14)$$

onde \mathbf{N} é a direção da deformação plástica normalizada

$$\mathbf{N} = \frac{\dot{\boldsymbol{\epsilon}}_p}{\|\dot{\boldsymbol{\epsilon}}_p\|} \quad (2.15)$$

Pode se também definir o parâmetro de Tanaka o qual sempre assume valor igual a zero em casos proporcionais e mede o "grau de não proporcionalidade" dos carregamentos. O

parâmetro é definido como:

$$A = \sqrt{\frac{\text{tr}(\mathbf{C}^T \mathbf{C}) - (\mathbf{N} \cdot \mathbf{C}^T \mathbf{C} \mathbf{N})}{\text{tr}(\mathbf{C}^T \mathbf{C})}} \quad (2.16)$$

Sabendo que será feito o experimento de endurecimento cruzado. Analisa-se como será o comportamento do parâmetro de Tanaka para esse experimentos e acha-se sua formulação matemática específica para o caso, o desenvolvimento matemático está descrito abaixo.

Escrevendo o vetor \mathbf{N} para o caso de tração compressão para o primeiro caso temos que pode ser representado como :

$$\mathbf{N} = [1, 0, 0, 0, 0] \quad (2.17)$$

Substituindo \mathbf{N} para achar o tensor de Tanaka na Eq.2.14 e realizando o produto tensorial obtém-se:

$$\begin{bmatrix} \dot{C}_{11} & \dot{C}_{12} & \dot{C}_{13} & \dot{C}_{14} & \dot{C}_{15} \\ \dot{C}_{21} & \dot{C}_{22} & \dot{C}_{23} & \dot{C}_{24} & \dot{C}_{25} \\ \dot{C}_{31} & \dot{C}_{32} & \dot{C}_{33} & \dot{C}_{34} & \dot{C}_{35} \\ \dot{C}_{41} & \dot{C}_{42} & \dot{C}_{43} & \dot{C}_{44} & \dot{C}_{45} \\ \dot{C}_{51} & \dot{C}_{52} & \dot{C}_{53} & \dot{C}_{54} & \dot{C}_{55} \end{bmatrix} = \left(\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & C_{34} & C_{35} \\ C_{41} & C_{42} & C_{43} & C_{44} & C_{45} \\ C_{51} & C_{52} & C_{53} & C_{54} & C_{55} \end{bmatrix} \right) \dot{P} \quad (2.18)$$

com isso podemos dividir a EDO tensorial em dois tipos de EDO escalares como mostrado

$$\dot{C}_{11} = C_c(1 - C_{11})\dot{P} \quad (2.19a)$$

$$C_{\alpha\beta} = C_c(-C_{\alpha\beta})\dot{P} \quad (\alpha\beta \neq 0, 0) \quad (2.19b)$$

usando a técnica de separação de variáveis e integrando dos dois lados temos

$$\int_0^{C_{11}} \frac{\dot{c}_{11}}{1 - c_{11}} = \int_0^P C_c \dot{P} \quad (2.20a)$$

$$\int_0^{C_{\alpha\beta}} \frac{\dot{c}_{\alpha\beta}}{c_{\alpha\beta}} = - \int_0^P C_c \dot{P} \quad (2.20b)$$

onde

$$1 - c_{11} \neq 0 \quad (2.21a)$$

$$c_{\alpha\beta} \neq 0 \quad (2.21b)$$

realizando a integração e isolando os C , e utilizando o fato que em $P=0$ não há deformação plástica acumulada chega se aos seguintes resultados

$$C_{11} = 1 - e^{C_c P} \quad (2.22a)$$

$$c_{\alpha\beta} = 0 \quad (2.22b)$$

agora considerando um carregamento de torção logo após o carregamento de tração e compressão tem-se

$$\mathbf{N} = [0, 0, 1, 0, 0] \quad (2.23)$$

Logo a EDO fica com o formato :

$$\begin{bmatrix} \dot{C}_{11} & \dot{C}_{12} & \dot{C}_{13} & \dot{C}_{14} & \dot{C}_{15} \\ \dot{C}_{21} & \dot{C}_{22} & \dot{C}_{23} & \dot{C}_{24} & \dot{C}_{25} \\ \dot{C}_{31} & \dot{C}_{32} & \dot{C}_{33} & \dot{C}_{34} & \dot{C}_{35} \\ \dot{C}_{41} & \dot{C}_{42} & \dot{C}_{43} & \dot{C}_{44} & \dot{C}_{45} \\ \dot{C}_{51} & \dot{C}_{52} & \dot{C}_{53} & \dot{C}_{54} & \dot{C}_{55} \end{bmatrix} = \left(\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & C_{34} & C_{35} \\ C_{41} & C_{42} & C_{43} & C_{44} & C_{45} \\ C_{51} & C_{52} & C_{53} & C_{54} & C_{55} \end{bmatrix} \right) \dot{P} \quad (2.24)$$

Então dividiu-se s se em três casos: (i) o C_{11} que já tem alguma deformação plástica, (ii) o C_{33} que vai acumular deformação plástica e (iii) $\alpha\beta \neq 11, 33$ que não vai acumular deformação plástica ou seja

$$\dot{C}_{33} = C_c(1 - C_{33})\dot{P} \quad (2.25a)$$

$$\dot{C}_{11} = C_c(-C_{11})\dot{P} \quad (2.25b)$$

$$\dot{C}_{\alpha\beta} = C_c(-C_{\alpha\beta})\dot{P} \quad (\alpha\beta \neq 0, 0; 3, 3) \quad (2.25c)$$

usando a técnica de separação de variáveis, integrando dos dois lados tem se

$$\int_{C'_{33}}^{C_{33}} \frac{\dot{C}_{33}}{1 - C_{33}} = \int_{P_0}^P C_c \dot{P} \quad (2.26a)$$

$$\int_{C'_{11}}^{C_{11}} \frac{\dot{c}_{11}}{c_{11}} = - \int_{P_0}^P C_c \dot{p} \quad (2.26b)$$

$$\int_{C'_{\alpha\beta}}^{C_{\alpha\beta}} \frac{\dot{c}_{\alpha\beta}}{c_{\alpha\beta}} = - \int_{P_0}^P C_c \dot{p} \quad (2.26c)$$

onde

$$1 - c_{33} \neq 0 \quad (2.27a)$$

$$c_{11} \neq 0 \quad (2.27b)$$

$$c_{\alpha\beta} \neq 0 \quad (2.27c)$$

os valores linhas são os valores achados anteriormente em $P = P_0$ chegando a

$$C_{33} = 1 - e^{C_c(P-P_0)} \quad (2.28a)$$

$$C_{11} = (e^{p_0} - 1)e^{C_c P} \quad (2.28b)$$

$$c_{\alpha\beta} = 0 \quad (2.28c)$$

Podemos perceber nesse caso que enquanto o $C_{33} = 1 - e^{C_c(P-P_0)}$ carregamento de torção avança para 1 o C_{11} axial tende a zero, o carregamento de torção destrói a estrutura antiga e gera nova estrutura ([TANAKA, 1994](#))

Analogamente para o caso em que primeiro aplicamos torção e depois tração compressão tem se

$$C_{11} = 1 - e^{C_c(P-P_0)} \quad (2.29a)$$

$$C_{33} = (e^{p_0} - 1)e^{C_c P} \quad (2.29b)$$

$$c_{\alpha\beta} = 0 \quad (2.29c)$$

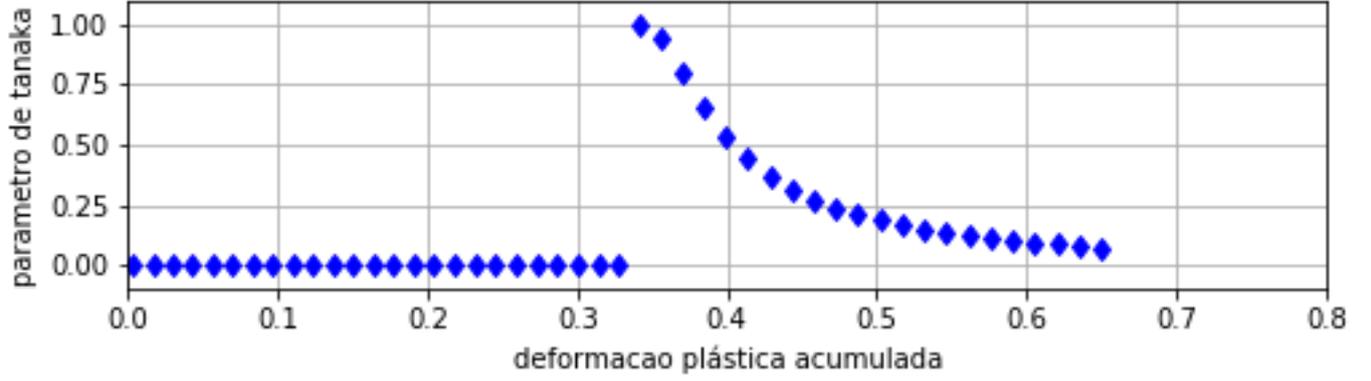


Figura 2.2: Exemplo do parâmetro de Tanaka para o experimento de endurecimento cruzado

Agora calculando o parâmetro de Tanaka para o caso de primeiro tração compressão e depois torção temos para a primeira parte só de tração-compressão seu valor tem modulo nulo por definição.

$$A = \sqrt{\frac{\text{tr}(\mathbf{C}^T \mathbf{C}) - (\mathbf{N} \cdot \mathbf{C}^T \mathbf{C} \mathbf{N})}{\text{tr}(\mathbf{C}^T \mathbf{C})}} \quad (2.30)$$

dividindo em duas partes 1) $\text{tr}(\mathbf{C}^T \mathbf{C})$ e 2) $\mathbf{N} \cdot \mathbf{C}^T \mathbf{C}$ tem-se

$$\text{tr}(\mathbf{C}^T \mathbf{C}) = (1 - e^{C_c(P-P_0)})^2 + ((e^{p_0} - 1)e^{C_c P})^2 \quad (2.31a)$$

$$\mathbf{N} \cdot \mathbf{C}^T \mathbf{C} = (1 - e^{C_c(P-P_0)})^2 \quad (2.31b)$$

logo o parâmetro de Tanaka para ambos os casos tem valor de

$$A = \sqrt{\frac{((e^{p_0} - 1)e^{C_c P})^2}{(1 - e^{C_c(P-P_0)})^2 + ((e^{p_0} - 1)e^{C_c P})^2}} \quad (2.32)$$

Com isso delimita se a função que representa o caso específico do parâmetro de Tanaka para o endurecimento cruzado, a Eq 2.32. Na Fig.2.2 tem se um exemplo de como o parâmetro de Tanaka se comporta.

3 Materiais e metodologia

3.1 Material estudado

O material utilizado neste trabalho é o aço inoxidável 304L. O material foi adquirido com o formato de barras extrudadas com diâmetro de 19,05 mm. A composição química do material está descrita na Tabela 3.1, obtidas por certificado emitido pelo fornecedor do material e as propriedades mecânicas já obtidas anteriormente por (JUNIOR, 2017) estão na Tabela 3.2. Todos os elementos estão dentro da faixa determinada pela (ASTM, 2017) para o metal de estudo.

Tabela 3.1: Composição química do aço 304L. Informações fornecidas pelo fabricante.

C(%)	Cr(%)	Ni(%)	Mn(%)	Si(%)	P(%)	S(%)	Mo(%)	Cu(%)	N(%)
0.18	18.16	8.3	1.34	0.43	0.034	0.028	0.22	0.25	0.081

Tabela 3.2: Propriedades mecânicas do 304L.

σ_y [MPa]	E[GPa]	σ_f [MPa]	ε_f (%)
213	208	616	160

O material foi analisado anteriormente, conforme as recomendações da norma (ASTM, 2013a), por (JUNIOR, 2017). O tamanho médio dos grãos é igual a $61\mu m$ com um desvio padrão de $13\mu m$. Carneiro detectou também uma diminuição dos grãos na direção axial, provavelmente devido ao processo de fabricação das barras que foram feitas por extrusão fazendo um aumento dos grãos na direções de extrusão.

3.2 Normalização no aço 304L

A normalização é o processo de aquecer o material a uma temperatura pelo menos $55^\circ C$ acima da temperatura crítica superior (que varia com a concentração de carbono no material) e manter em isoterma por tempo suficiente para que ocorra a completa austenitização, então, resfriá-lo na temperatura ambiente. Em aços inoxidáveis, o resfriamento lento causa uma precipitação de carbonetos de cromo, diminuindo a concentração desses elementos na matriz austenítica (HENNESSY; STECKEL; ALTSTETTER, 1976). Gerando

consequentemente uma matriz mais homogênea (BAYERLEIN; CHRIST; MUGHRABI, 1989).

As barras foram submetidas a um processo de normalização, visando: homogeneizar o tamanho do grão, reverter uma possível transformação martensítica que possa ter ocorrido no material devido ao encruamento plástico (BAYERLEIN; CHRIST; MUGHRABI, 1989), retirar algum tipo de tensão residual presente no material e retirar algumas maclas de deformação que poderiam ter ficado no material.

A temperatura de austenitização do aço 304L está entre 1010° - 1120° C (MARSHALL, 1984). Devido a problemas técnicos com o forno Nabertherm disponível na Universidade de Brasília Fig. 3.1, a temperatura no visor do forno não era representativa da temperatura no interior do forno. Para se descobrir a temperatura no interior do forno usou-se um termopar do tipo k posicionado no meio das barras de aço. Adotou-se a seguinte estratégia para realizar a normalização: Foi programado o forno para ir até a temperatura de 975° C em duas horas. A temperatura de 975° C equivale a uma temperatura indicada no termopar de 1080° C a qual está dentro da faixa de austenização. O tempo de duas horas é para que a taxa de variação da temperatura do forno não alcançasse valores muito altos ($> 9^{\circ}$ C/min), para a própria segurança do forno. Depois o forno foi programado para ficar em isoterma por uma hora. Entretanto observou-se uma diminuição gradativa na temperatura. Durante o período de "isotérmica" a temperatura foi monitorada para que ficasse sempre acima de 1040° , caso a temperatura atingisse valores inferiores ao delimitado era feito um incremento na temperatura do forno. Posteriormente as barras foram colocadas para resfriar ao ar livre. A normalização foi feita em barras de 125 mm.



Figura 3.1: Forno Nabertherm utilizado nos tratamentos térmicos de normalização dos corpos de prova.

Os ensaios foram realizados em corpos de prova tubulares de diâmetro externo 12 mm, espessura de parede 1 mm e comprimento 35 mm na região útil. O furo no corpo de prova tem o objetivo de gerar uma tensão e deformação uniforme ao longo do raio, porém não pode ser muito fino pois perderia a homogeneidade devido à baixa quantidade

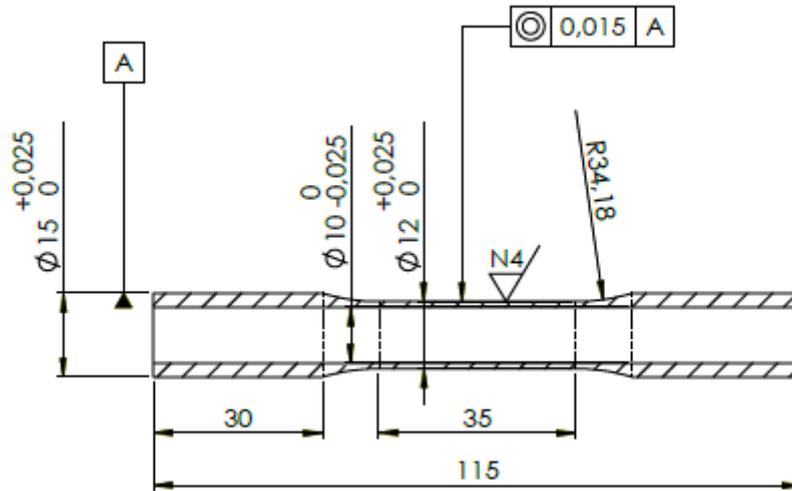


Figura 3.2: Geometria dos corpos de prova tubulares utilizados nos ensaios Dimensões em milímetros.(JUNIOR, 2017)

de grãos presentes na estrutura. Seguindo a recomendação da norma (ASTM, 2013b) (ASTM Standard E2207-08, 2013), a razão entre o diâmetro médio e espessura de parede dos corpos de prova é de 11:1, a excentricidade entre o diâmetro externo e interno é menor que 0,015 mm e a espessura da parede é maior que 22x o tamanho médio dos grãos. A Fig. 3.2 apresenta um desenho técnico com as dimensões dos corpos de prova utilizados. Após a usinagem, todos os corpos de prova foram lixados utilizando lixas d'água de granulometria 240, 400, 600, 1200 e 2500. Esse processo de lixamento foi feito para que se garantisse uma rugosidade inferior a $0,2 \mu\text{m}$ para todos os corpos de prova.

A usinagem da parte externa dos corpos de prova foi realizada no torno de tecnologia de comando numérico EMCO Concept Turn 105 do centro universitário do distrito federal (UDF). Após a usinagem da parte externa, o furo dos corpos de prova tubulares foi realizado em torno mecânico convencional utilizando três brocas de diâmetros 6, 8 e 10 mm, nesta ordem. A utilização de brocas de diferentes diâmetros garantiu a excentricidade do furo abaixo de 0,015 mm (valor máximo recomendado pela norma (ASTM, 2013b))

3.3 Equipamentos e softwares

Os ensaios mecânicos foram realizados na máquina servo-hidráulica axial/torcional MTS 809. A máquina tem capacidade de $\pm 100 \text{ kN}$ na direção axial e $\pm 1100 \text{ Nm}$ no modo torcional. A deformação axial e o ângulo de torção foram medidos utilizando um extensômetro axial/torcional MTS632.80F, com comprimento na região útil de 25 mm, faixas de medição de -2% a 4,8% na direção axial e $\pm 5^\circ$ no ângulo de torção.

A programação e execução dos ensaios foram realizadas utilizando o software da

MTS para controle dos experimentos, Station Manager cujo a interface está representada na figura Fig3.3. O software possibilita a adaptação da configuração de controle do ensaio, bem como aquisição de dados e imposição de critérios de parada. A Fig3.4 mostra como o um extensômetro foi colocado no corpo de prova e como o corpo de prova foi colocado na máquina de ensaio.

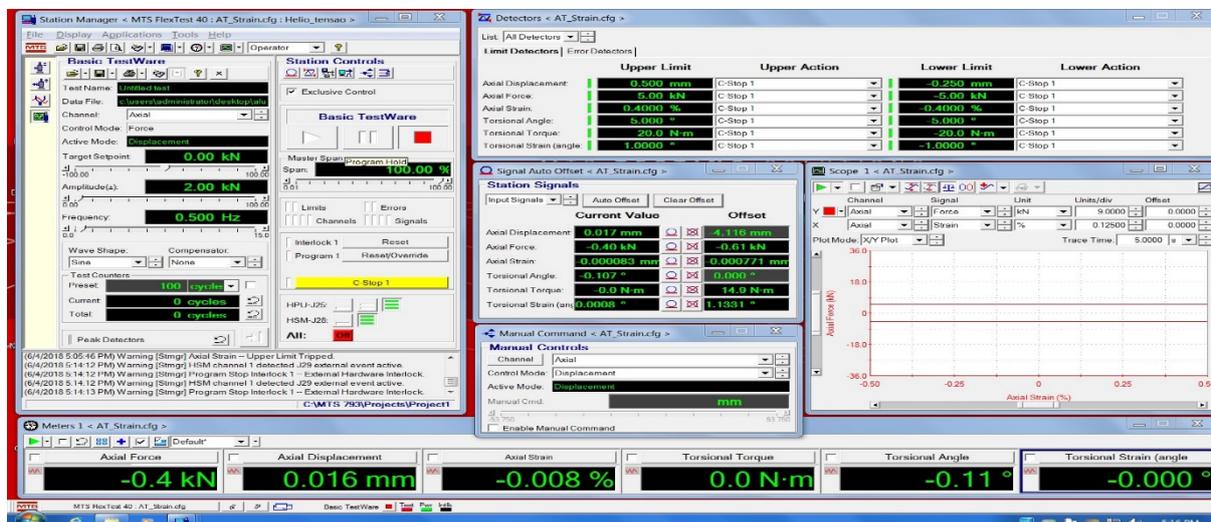


Figura 3.3: Interface do software utilizado

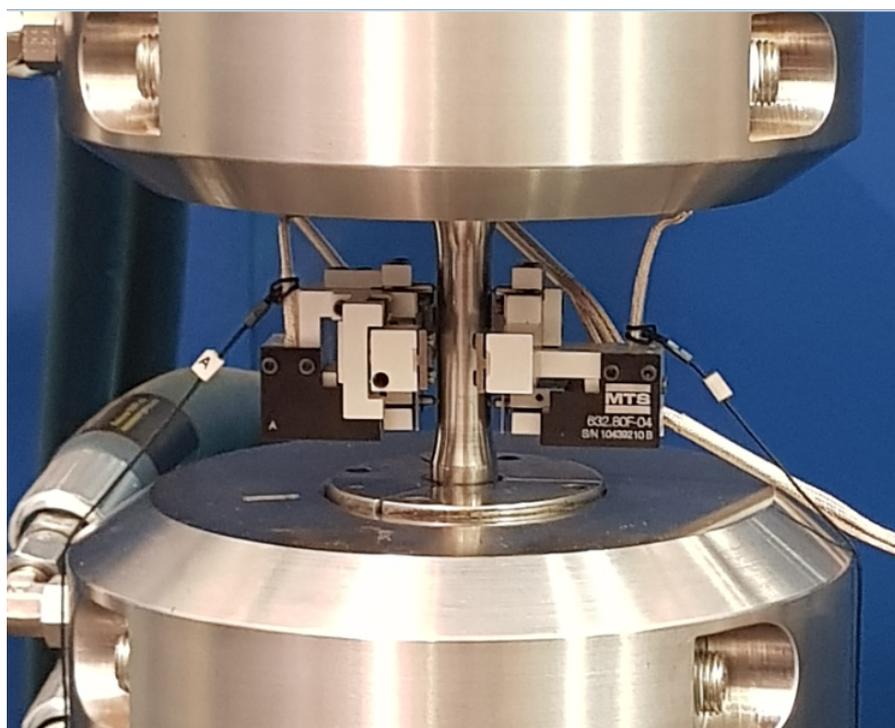


Figura 3.4: Extensômetro e corpo de provas instalados na maquinas de ensaios

3.4 Preparação dos experimentos

Os experimentos realizados são de dois tipos: no primeiro, aplica se inicialmente certo números de ciclos N_1 de tração-compressão, mede se a deformação plástica acumulada. Em seguida aplica-se um carregamento cíclico torcional, medindo-se a deformação plástica acumulada por um numero de ciclos N_2 . Na segunda invertesse a ordem dos carregamentos primeiro aplica-se a torção por um certo número de ciclos N_1 e depois se aplica o carregamento de tração e compressão por um numero de ciclos N_2 .

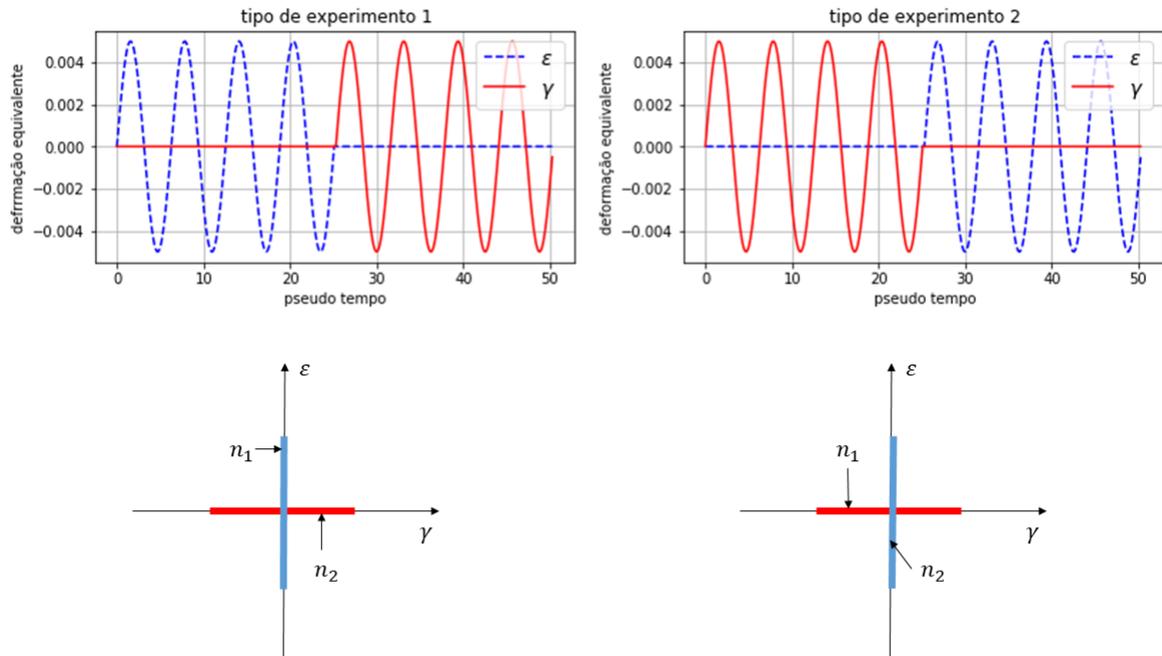


Figura 3.5: Diagrama dos ensaios propostos

Pelo fato de o 304L ser um material visco plástico a taxa de deformação também tem sua importância para manter as mesmas condições já testadas por (JUNIOR, 2017) e (BARROS, 2018) adota se valores em que a taxa de deformação equivalente de Mises tem valor próximo de $10^{-2}s^{-1}$ para mais informações consulte (BARROS, 2018). A Tab. 3.3 apresenta os valores de deformação equivalente, deformação axial, deformação cisalhante, a frequência utilizada, número de ciclos do primeiro modo de carregamento N_1 , número de ciclos do segundo modo de carregamento N_2 e a ordem dos carregamentos. Foi realizado apenas um experimento para cada conjunto de dados

3.5 Eliminação da deformação plástica residual

Quando se faz um ensaio com N ciclos com deformação total controlada o ensaio normalmente para quando ϵ tem valor nulo, porem isso não significa que ϵ_p é igual a zero ,um exemplo do que realmente ocorre nesse tipo de ensaio esta mostrado na Fig

Tabela 3.3: Dados utilizados em cada experimento

Ordem dos carregamentos	$\frac{\Delta\epsilon_{eq}}{2}\%$	$\frac{\Delta\epsilon}{2}\%$	$\frac{\Delta\gamma}{2}\%$	f(Hz)	N_1	N_2
axial/ torcional	0.5	0.5	0.87	0.5	100	100
torcional/axial	0.5	0.5	0.87	0.5	100	100
axial/ torcional	0.5	0.5	0.87	0.5	30	30
torcional/axial	0.5	0.5	0.87	0.5	30	170
axial/ torcional	0.5	0.5	0.87	0.5	5	200
axial/ torcional	0.28	0.28	0.48	2.0	100	100
axial/ torcional	0.28	0.28	0.48	2.0	30	170

3.6. Na figura pode-se perceber que no ponto 1 começa o experimento com um ciclo de torção o ponto 2 e quando a deformação cisalhante é máxima e conseqüentemente a deformação plástica também será, depois no ponto 3 aplica-se a carga com a torção mínima e conseqüentemente a deformação plástica terá o menor valor também, o ponto 4 é quando zeramos a deformação total e o ponto 5 é o máximo do ciclo de tração, o ponto 6 é quando se aplica a carga máxima de compressão depois o ponto 7 é quando zera se deformação total novamente. Percebe-se que ocorre um ciclo misto, o que não é desejado. Para zerar as ϵ_p e ϵ_e utiliza se de um método gráfico o qual esta representado na Fig.3.7. Primeiramente o ciclo definido por deformação controlada para no ponto1. Posteriormente avançasse até o ponto 2, que é a intercepção do laço de histerese com uma linha reta que tem inclinação igual ao módulo de elasticidade do material (linha elástica). Em seguida a força é zerada para se chegar ao ponto 3 e obtermos deformação plástica e elástica nula ao fim dos N_1 primeiros ciclos.

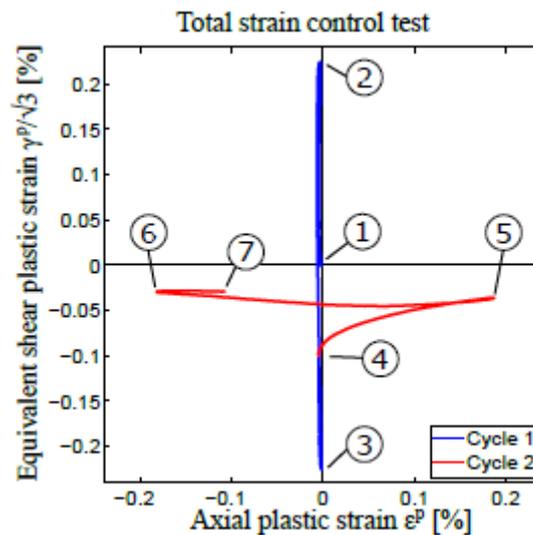


Figura 3.6: Resposta a deformação plástica para carregamentos de torção pura seguidos de tração compressão para deformação total controlada (JUNIOR, 2017)

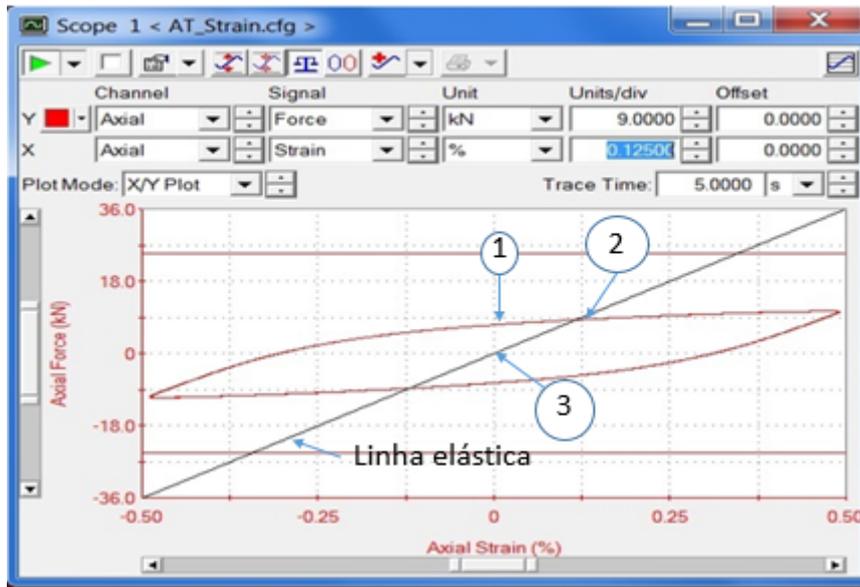


Figura 3.7: Representação do laço de histerese no último ciclo de tração compressão com a linha de referência do comportamento puramente elástico representada

3.6 Tratamento de dados

A fim de poder comparar a produção de dados experimentais e calcular tensões e deformações verdadeiras bem e as amplitudes de tensões e de deformações plásticas. A hipótese de uma distribuição uniforme de tensões de cisalhamento e normal é assumida, a qual é uma boa aproximação para corpos de provas de paredes finas.

Para calcular a tensão normal e a tensão cisalhante a partir da força e do torque, que são obtidos pela célula de carga do equipamento e da geometria do corpo de prova o qual foi descrito anteriormente. Tem se que a tensão normal é calculada

$$\sigma = \frac{4F}{D^2 - d^2} \quad (3.1)$$

já a tensão cisalhante para o corpo de prova pode ser calculado como:

$$T = \int_A r\tau da \quad (3.2a)$$

$$T = \tau \int_0^{2\pi} \int_r^R r r dr d\theta \quad (3.2b)$$

$$\tau = \frac{12T}{\pi(D^3 - d^3)} \quad (3.2c)$$

O extensômetro mede o ângulo de torção, θ , entre os planos que definem o comprimento do medidor. A deformação cisalhante, γ , pode ser calculada a partir do diâmetro D , ângulo de deslocamento e o comprimento do medidor L como segue:

$$\gamma = \frac{D\theta_{twist}}{2L} \quad (3.3)$$

A Eq.3.3 serve para qualquer ponto do corpo de prova, como as trincas normalmente se iniciarem na superfície, onde normalmente estão as maiores tensões (SOCIE; MARQUIS, 2000) foi utilizado o diâmetro máximo. Para normalizar as tensões, deformações totais e deformações plásticas e colocar todos de forma comparáveis entre si coloca se todos na base desviadora apresentada no capítulo 2. As expressões podem ser resumidas

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2} \quad (3.4)$$

$$\varepsilon_{eq} = \sqrt{\varepsilon^2 + \frac{1}{3}\gamma^2} \quad (3.5)$$

$$\varepsilon_{eqp} = \sqrt{\varepsilon_p^2 + \frac{1}{3}\gamma_p^2} \quad (3.6)$$

O cálculo da taxa de deformação total para os casos axiais (Eq3.7a) e torcionais (Eq.3.7b) em casos de carregamentos senoidais, os quais serão utilizados nesse trabalho é definido como

$$\varepsilon(t) = \frac{\Delta\varepsilon}{2} \sin(\omega t) \quad (3.7a)$$

$$\gamma(t) = \frac{\Delta\gamma}{2} \sin(\omega t + \phi) \quad (3.7b)$$

Para calcular a deformação plástica usa-se a Eq3.8a para deformação axial e Eq 3.8b para deformação cisalhante. Conhecendo a deformação plástica em cada ciclo pode se obter a deformação plástica acumulada total para cada ciclo .

$$\varepsilon_p = \varepsilon - \frac{\sigma}{E} \quad (3.8a)$$

$$\gamma_p = \gamma - \frac{\tau}{G} \quad (3.8b)$$

4 Resultados e discussões

4.1 Os resultados obtidos experimentalmente

Nos experimentos de encruamento transversal feitos pode se ver 4 regiões diferentes, representadas na Fig 4.1. A primeira é um pequeno endurecimento cíclico, depois um amolecimento cíclico, essas duas etapas constituem o primeiro modo de carregamento, que no exemplo da Fig4.1 é de tração-compressão, porem poderia ser de cisalhamento. Representado pelos números 1 e 2, posteriormente tem-se o fenômeno de encruamento transversal representado pelo número 3 e o efeito da perda de memória que acontece em 4.

A Tab.4.1 apresenta os valores de deformação equivalente, deformação axial, deformação cisalhante, a frequência utilizada, número de ciclos do primeiro modo de carregamento N_1 , número de ciclos do segundo modo de carregamento N_2 , o valor da tensão pós encruamento transversal (σ_{a+}), o valor do encruamento transversal em percentual e a ordem dos carregamentos. O valor do encruamento transversal em percentual e calculado como mostrado na Eq.4.1. Os dados obtidos de amplitude de tensão e deformação plástica acumulada estão representados graficamente nas Fig.4.2 a Fig.4.6.

Tabela 4.1: Dados utilizados em cada experimento e resultados observados.

$N^\circ Exp$	Ordem dos carregamentos	$\frac{\Delta\epsilon_{eq}}{2} \%$	$\frac{\Delta\epsilon}{2} \%$	$\frac{\Delta\gamma}{2} \%$	f(Hz)	N_1	N_2	σ_{a+}	$h_{cpc} \%$
1°	axial/ torcional	0,5	0,5	0,87	0,5	100	100	350	15
2°	torcional/axial	0,5	0,5	0,87	0,5	100	100	351	32
3°	axial/ torcional	0,5	0,5	0,87	0,5	30	30	353	7,6
4°	torcional/axial	0,5	0,5	0,87	0,5	30	170	347	19
5°	axial/ torcional	0,5	0,5	0,87	0,5	5	200	345	2,7
6°	axial/ torcional	0,28	0,28	0,48	2,0	100	100	289	17
7°	axial/ torcional	0,28	0,28	0,48	2,0	30	170	290	6,7

$$h_{cpc} = \frac{1 - \frac{\sigma_{a+}}{\sigma_{a-}}}{100} \quad (4.1)$$

onde h_{cpc} é o valor do encruamento transversal em percentual, σ_{a-} é valor da amplitude de tensão antes do encruamento transversal, σ_{a+} é valor da amplitude de tensão

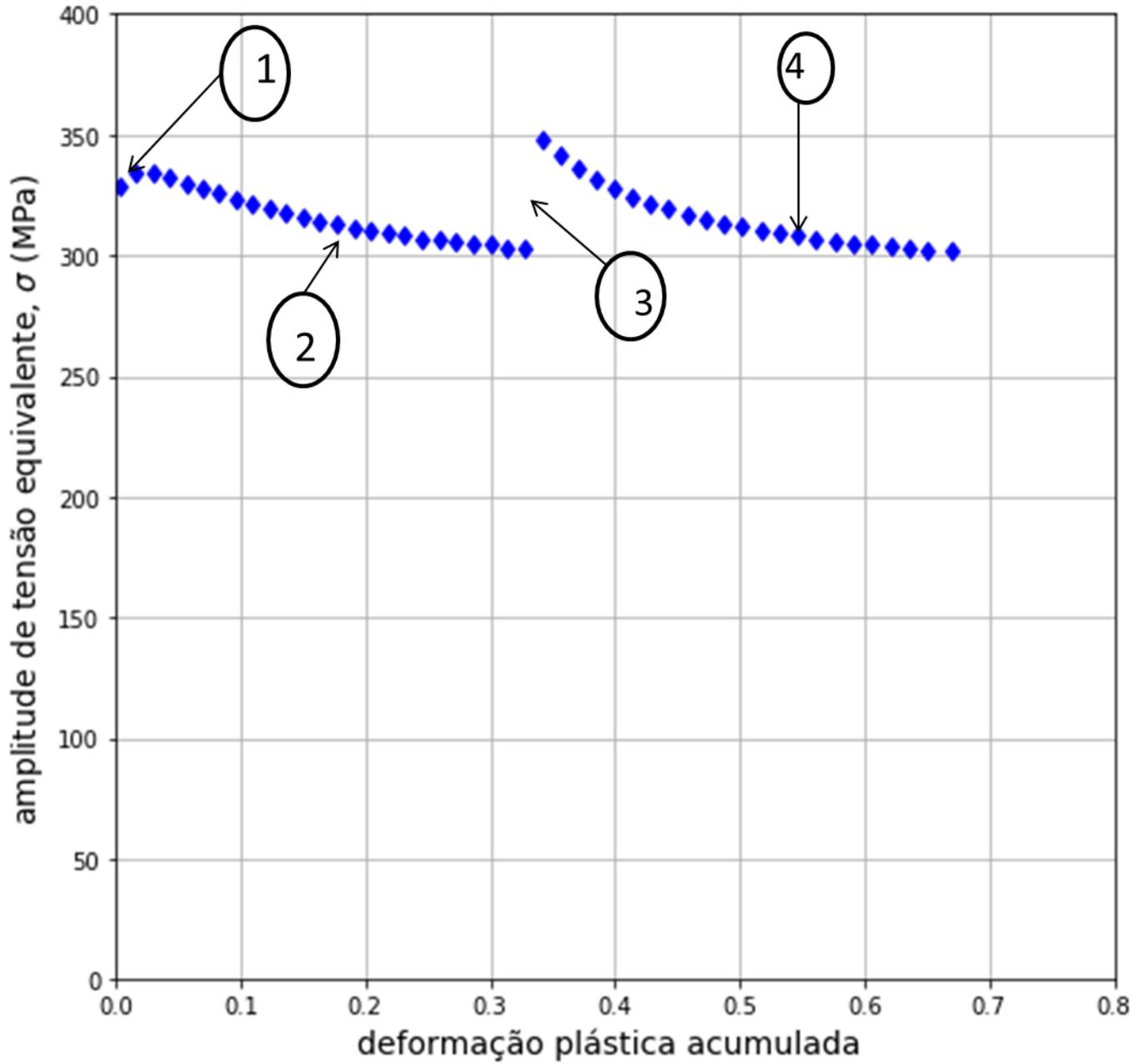


Figura 4.1: Amplitude de tensão x deformação plástica acumulada, mostrando o efeito do encruamento transversal para o experimento 100 ciclos axial/100 ciclos torcional.

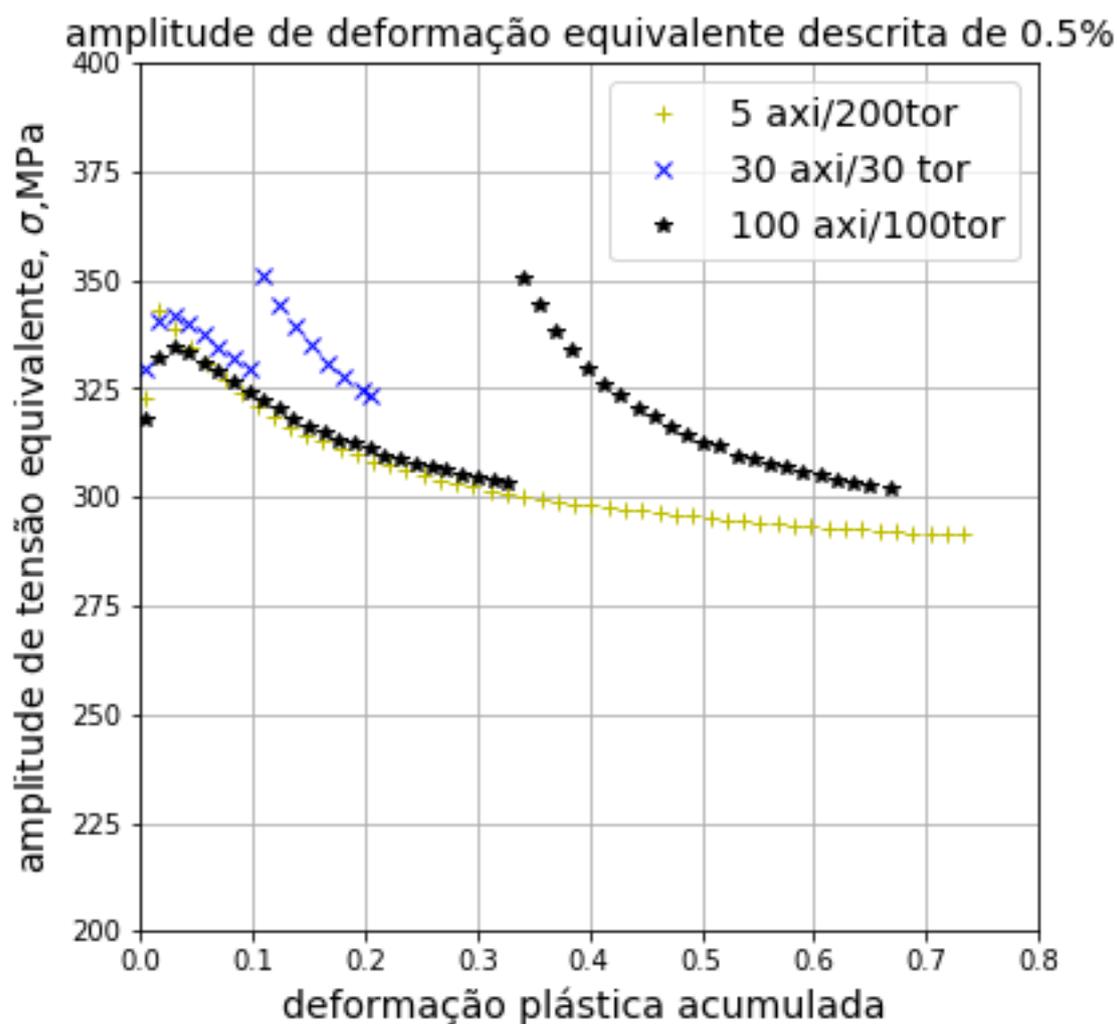


Figura 4.2: Deformação plástica acumulada versus amplitude de tensão, mostrando o efeito do encruamento transversal para o experimento axiais torcionais com amplitude de 0,5%.

pós encruamento transversal.

4.2 Análise dos resultados experimentais obtidos

O nível de amplitude de tensão após o ocorrer o endurecimento cruzado ficou sempre perto de um mesmo valor, para um valor de deformação equivalente semelhante. Para a deformação de 0,5% ficou em torno de 350 MPa e para de 0,28% em torno de 290MPa. Independentemente da ordem dos carregamentos ou da deformação plástica acumulada. Observando-se que a intensidade do encruamento transversal é influenciada apenas pela amplitude de tensão antes do fenomeno acontecer. A intensidade do encruamento transversal é influenciada tanto pela quantidade de deformação plástica acumulada quanto pela ordem dos carregamentos (axial/torcional, torcional/axial), pois esses fatores influenciam o comportamento da amplitude de tensão em carregamentos cíclicos.

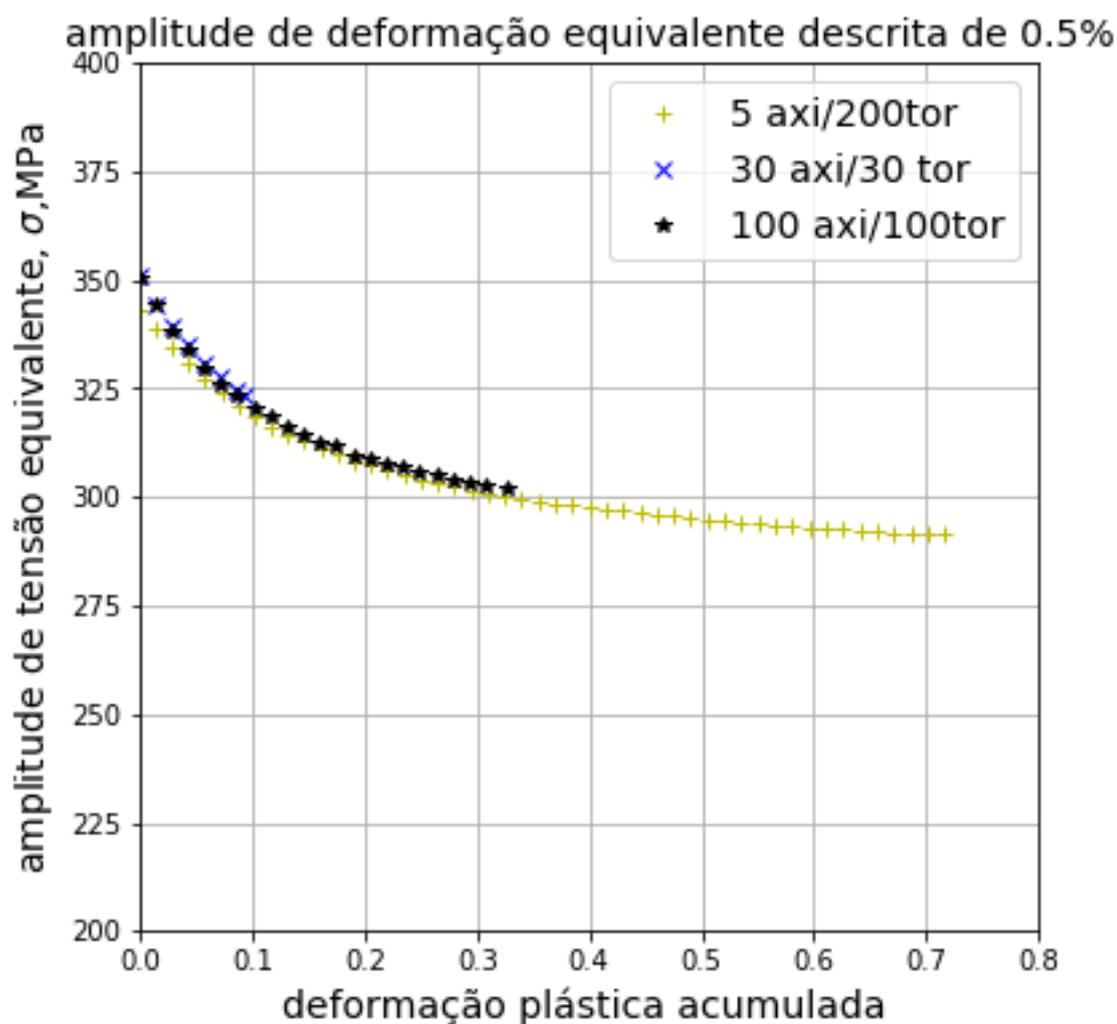


Figura 4.3: Deformação plástica acumulada versus amplitude de tensão, mostrando o efeito da perda de memória para o experimento axiais torcionais com amplitude de 0,5%.

O efeito de perda de memória é influenciado pela ordem dos carregamentos, pelo amolecimento cíclico e pela amplitude de tensão equivalente. Quanto maior a quantidade de deformação plástica acumulada, mais ciclos são necessários para que o efeito do encruamento transversal seja totalmente esquecido, devido ao fato de ter ocorrido um maior amolecimento cíclico. A ordem torcional/axial apresenta uma perda de memória mais rápida em relação a ordem axial/torcional. Também percebe-se que quanto menor a deformação equivalente mais lento é o processo da perda de memória.

O parâmetro de Tanaka não consegue perceber a influência das ordens de carregamento na perda de memória e no encruamento transversal. Pois uma vez calibrado para o experimento de endurecimento cruzado, após o encruamento transversal ele é função direta da deformação plástica acumulada e essa não muda de maneira significativa quando se muda o modo de carregamento. Porém como visto nos experimentos (Fig. 4.2 a Fig. 4.6) como a amplitude de tensão tende a ser a mesma ele é uma boa ferramenta para prever o fenômeno do encruamento transversal.

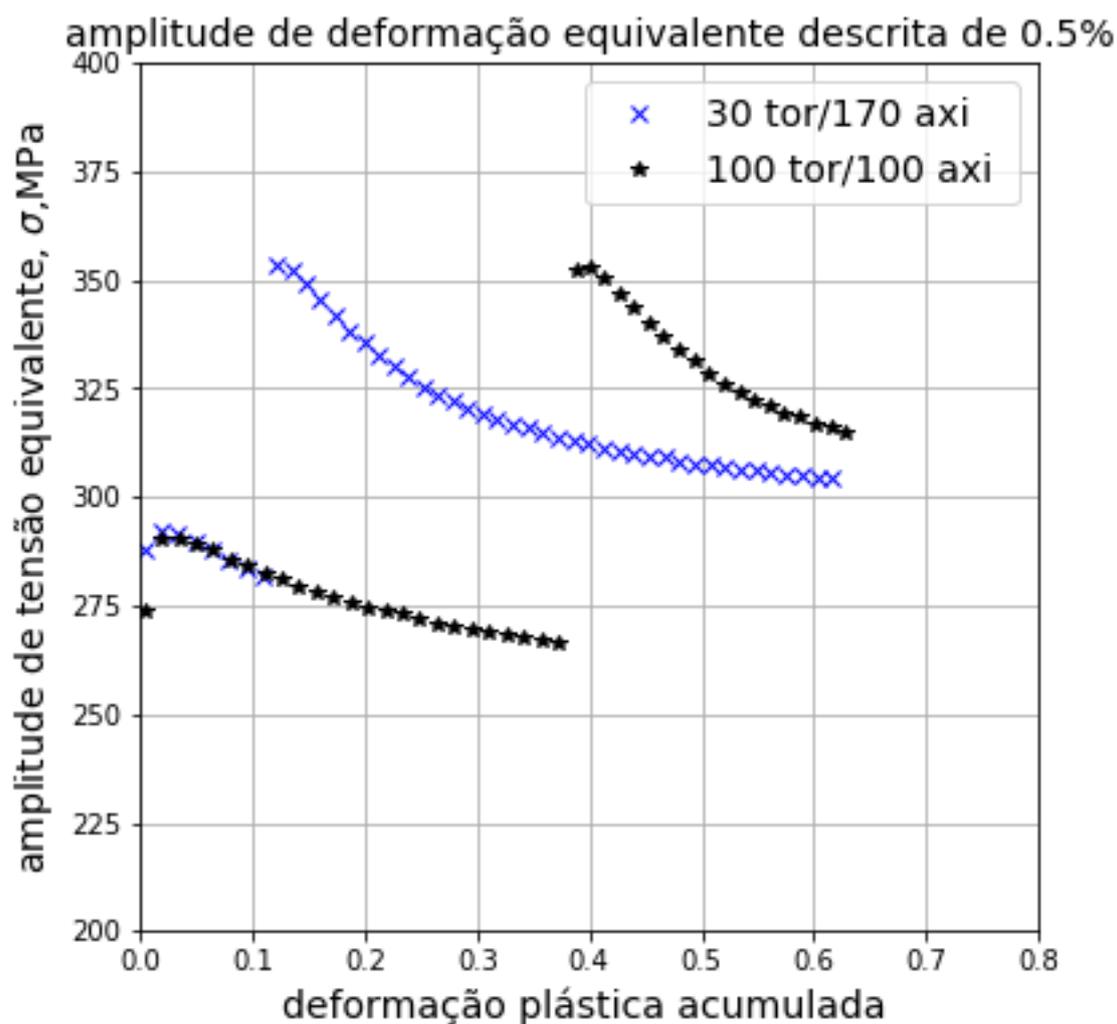


Figura 4.4: Deformação plástica acumulada versus amplitude de tensão, mostrando o efeito do encruamento transversal para o experimento torcional axial com amplitude de 0,5%

Também nota-se uma similaridade entre as curvas de tração antes e depois do endurecimento cruzado, porém há uma tensão maior nos ciclos iniciais pois as discordâncias em uma direção endurecem o material e dificultam inicialmente a produção de novas trincas. Porém, após alguns ciclos as descontinuidades são desfeitas e o material volta ao comportamento antes de ocorrer o fenômeno do endurecimento cruzado. Como observado na Fig.4.2 no final ambas as curvas coincidem.

4.3 Ajuste de curva com o modelo de Chaboche

Com os dados de (JUNIOR, 2017) foi obtido os valores dos parametros de Chaboche, para os experimentos de tração e compressão com as amplitudes de 1%, 0,8%, 0,5%, 0,35% e 0,25%, nos ciclos de números 5, 30 e 100. Foi feito um ajuste de curvas usando o modelo de Chaboche com dois termos de Armstrong e Frederick e um de Prager, com os dados de carregamento ciclico de tração e compressão nas amplitudes ja citadas. A

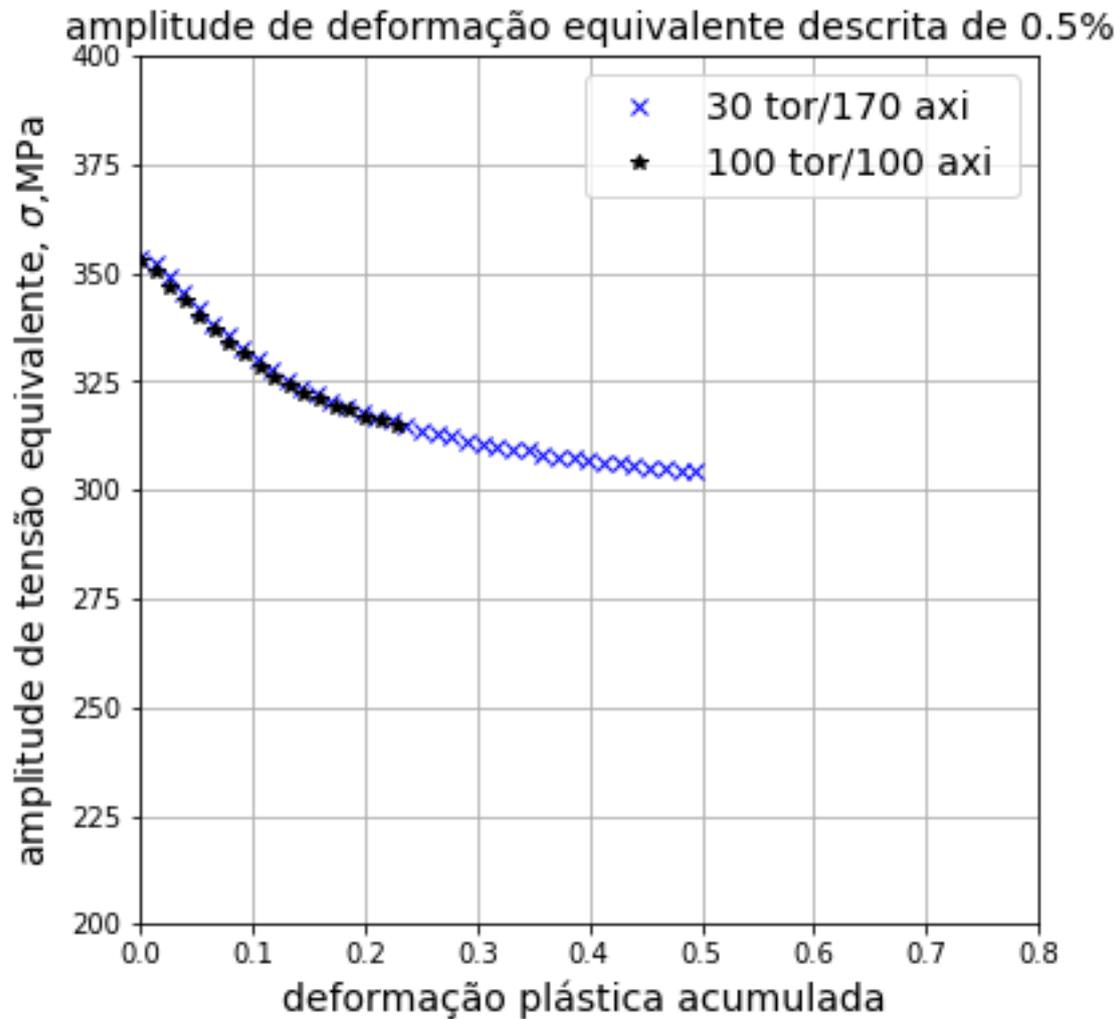


Figura 4.5: Deformação plástica acumulada versus amplitude de tensão, mostrando o efeito da perda de memória para o experimento torcional axial com amplitude de 0,5%

Tabela 4.2: Constantes achadas pelo ajuste do modelo de Chaboche utilizando o 5º ciclo

σ_0	165 MPa
H_0	14685 MPa
H_1	25602 MPa
H_2	24532 MPa
c_1	531
c_2	531

equação utilizada para o ajuste é a Eq.4.2 e o gráfico da curva de tração está nas Fig.4.8 a Fig.4.10. Os dados obtidos por tração estão na Tab.4.2 a Tab.4.4 os dados estão em ordem crescente de ciclos.

$$\sigma_a = H_0 \varepsilon_{pa} + \frac{H_1}{c_1} \tanh(c_1 \varepsilon_{pa}) + \frac{H_2}{c_2} \tanh(c_2 \varepsilon_{pa}) + \sigma_y \quad (4.2)$$

No ajuste do 5º (Fig.4.8 e Tab.4.2) tem se os dados mais próximos do ponto de

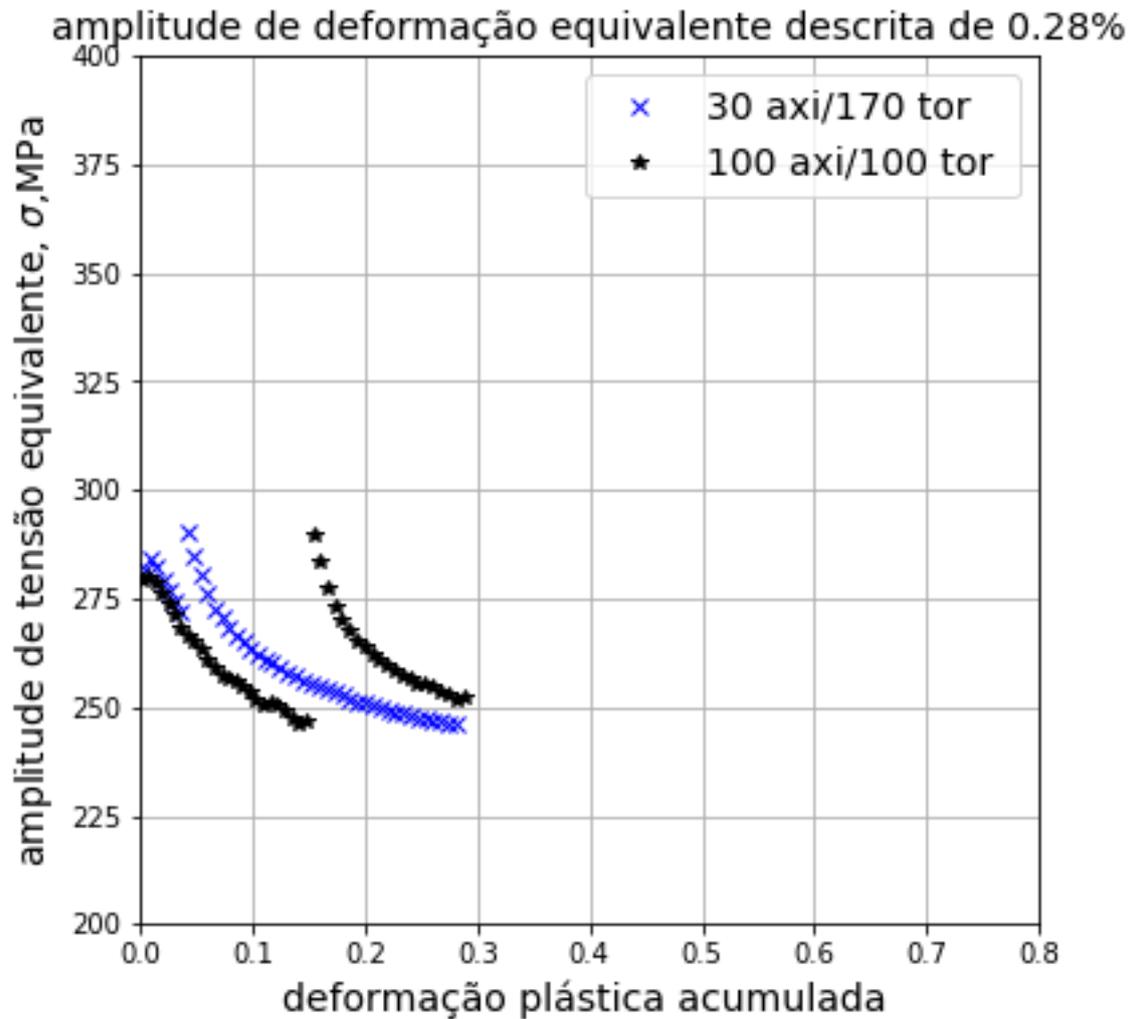


Figura 4.6: Deformação plástica acumulada versus amplitude de tensão, mostrando o efeito do encruamento transversal para o experimento axiais torcionais com amplitude de 0,28%

Tabela 4.3: Constantes achadas pelo ajuste do modelo de Chaboche utilizando o 30° ciclo

σ_0	160 MPa
H_0	19120 MPa
H_1	18611 MPa
H_2	17499 MPa
c_1	470
c_2	470

máxima tensão, os quais corresponde a um primeiro endurecimento do material. Percebe-se uma dificuldade de realizar o ajuste ficando a maioria dos pontos acima dos pontos de máxima tensão e deformação. Apesar de a curva ter ficado com o formato característico e não degenerar para uma reta. Assumindo-se esses dados como verdadeiros vemos que o limite de escoamento do material sofreu um processo de degradação.

No ajuste do 30°(Fig.4.9 e Tab.4.3) tem-se os dados mais afastados do ponto de máxima tensão levando ao amolecimento primário e uma certa estabilização dos ciclos.

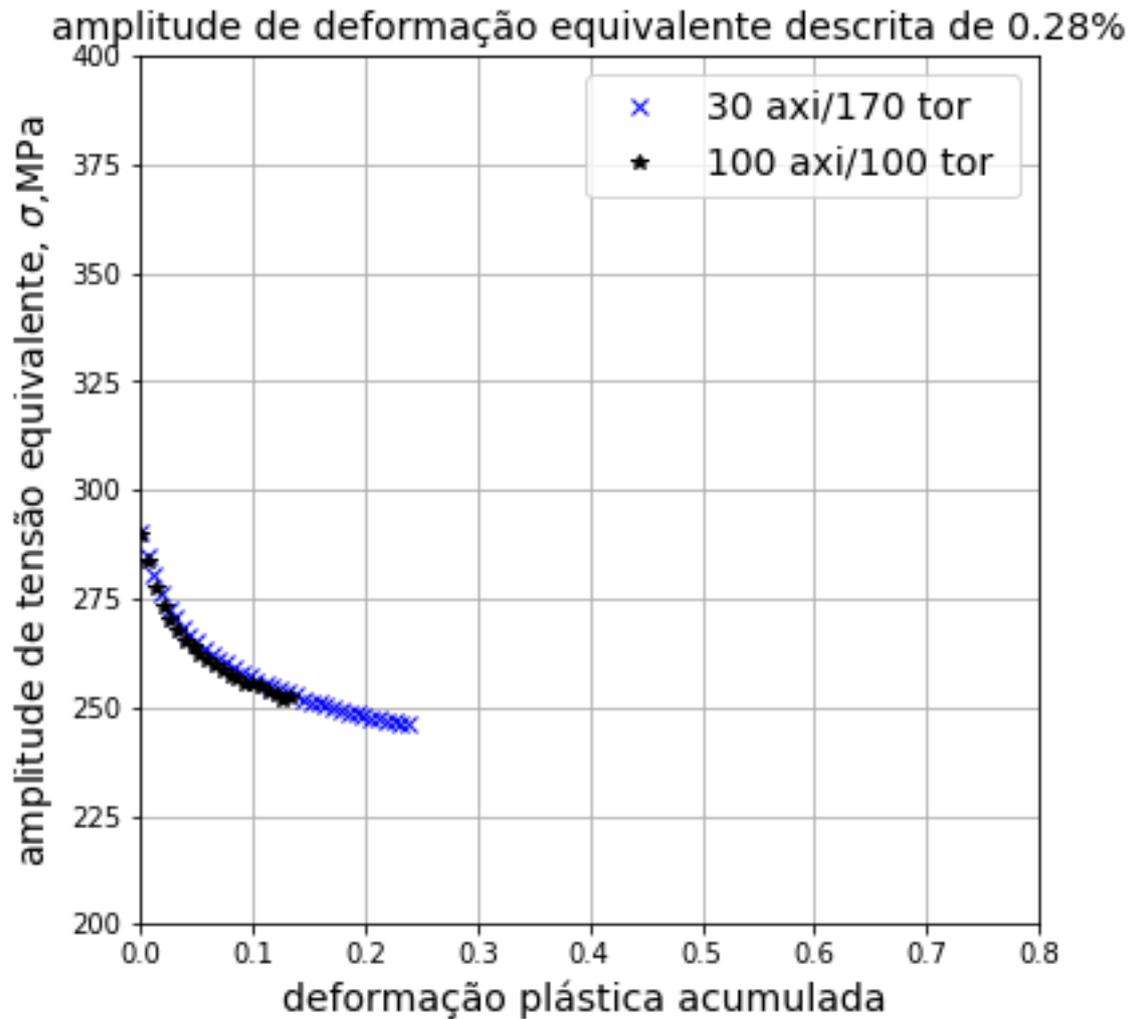


Figura 4.7: Deformação plástica acumulada versus amplitude de tensão, mostrando o efeito da perda de memória para o experimento axial torcional com amplitude de 0,28%

Tabela 4.4: Constantes achadas pelo ajuste do modelo de Chaboche utilizando o 100^o ciclo

σ_0	200 MPa
H_0	28669 MPa
H_1	709975 MPa
H_2	111036 MPa
c_1	-78146
c_2	78030

Também se percebe uma dificuldade de realizar o ajuste ficando a maioria dos pontos acima dos pontos de máxima tensão e deformação como no caso anterior. Apesar de a curva ter ficado com o formato característico e não degenerar para uma reta. Assumindo-se esses dados como verdadeiros vemos que o limite de escoamento do material sofreu um processo de degradação novamente caindo ainda mais.

No ajuste do 100^o(Fig.4.10 e Tab.4.4) tem se os dados mais afastados ainda do ponto de máxima tensão levando ao amolecimento primário e uma maior estabilização dos

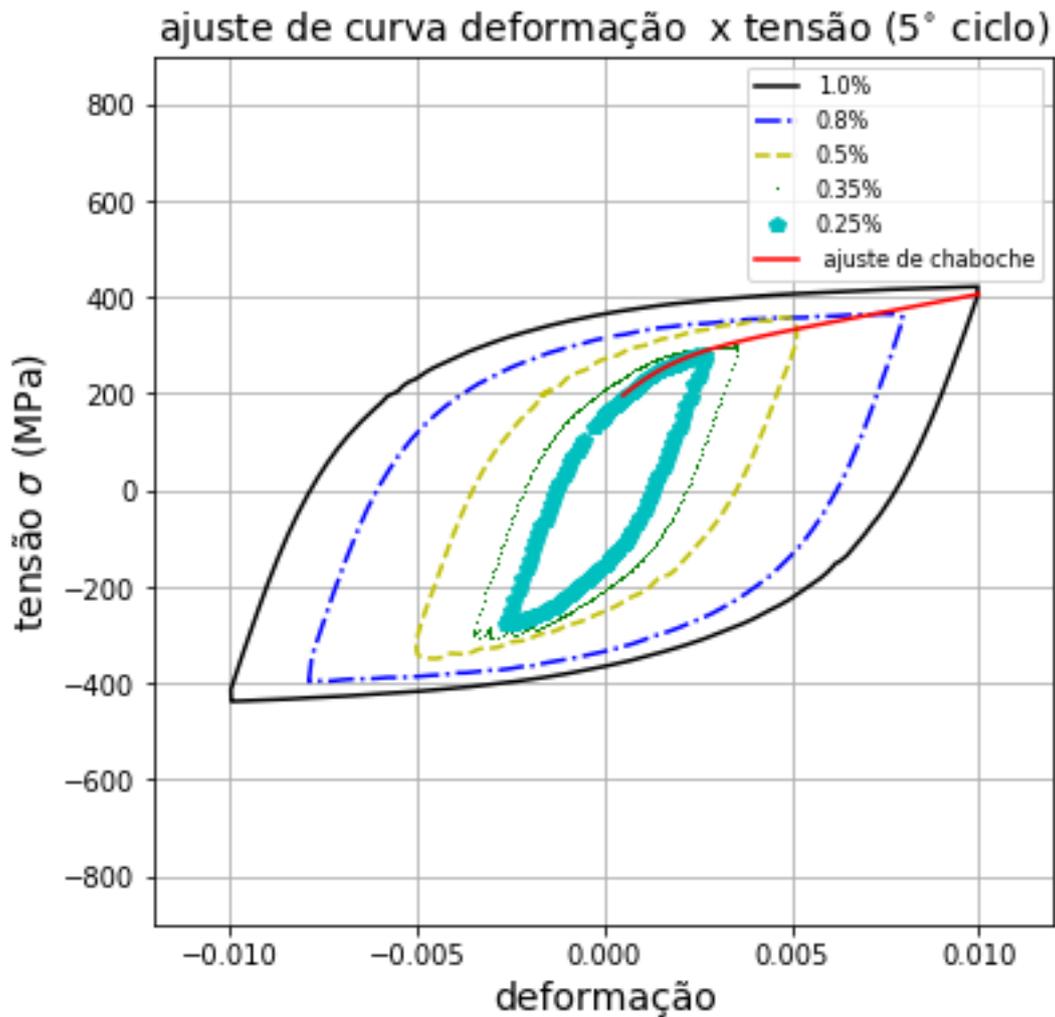


Figura 4.8: Calibração do modelo de Chaboche utilizando o 5º ciclo

ciclos. Percebendo-se que ao contrário do caso anterior o ajuste parece estar mais próximo dos pontos de máxima tensão e deformação. Porém a curva foi degenerar para uma reta. Também se nota valores negativos para algumas constantes.

4.4 Comparação dos ciclos obtidos com a simulação de chaboche e os dados de tração e torção experimentais

Supondo que os valores achados nos ajuste de curva feitos com o método do de chaboche são representativos dos experimentos de tração compressão ciclicos, tentou-se reproduzir os laços de histerese dos experimentos de(JUNIOR, 2017) para o caso de tração compressão, com um algoritmo implícito do modelo de Chaboche. Os resultados usando os dados obtidos com o ajuste feito no 5º ciclo estão representados na Fig. 4.11 e os resultados feitos com o ajuste feito no 30º ciclo estão representados na Fig. 4.12, já os dados obtidos no ajuste do 100º ciclo não deram resultados nas simulações com os ciclos de tração devido a um problema de convergencia e não serão mostradas.

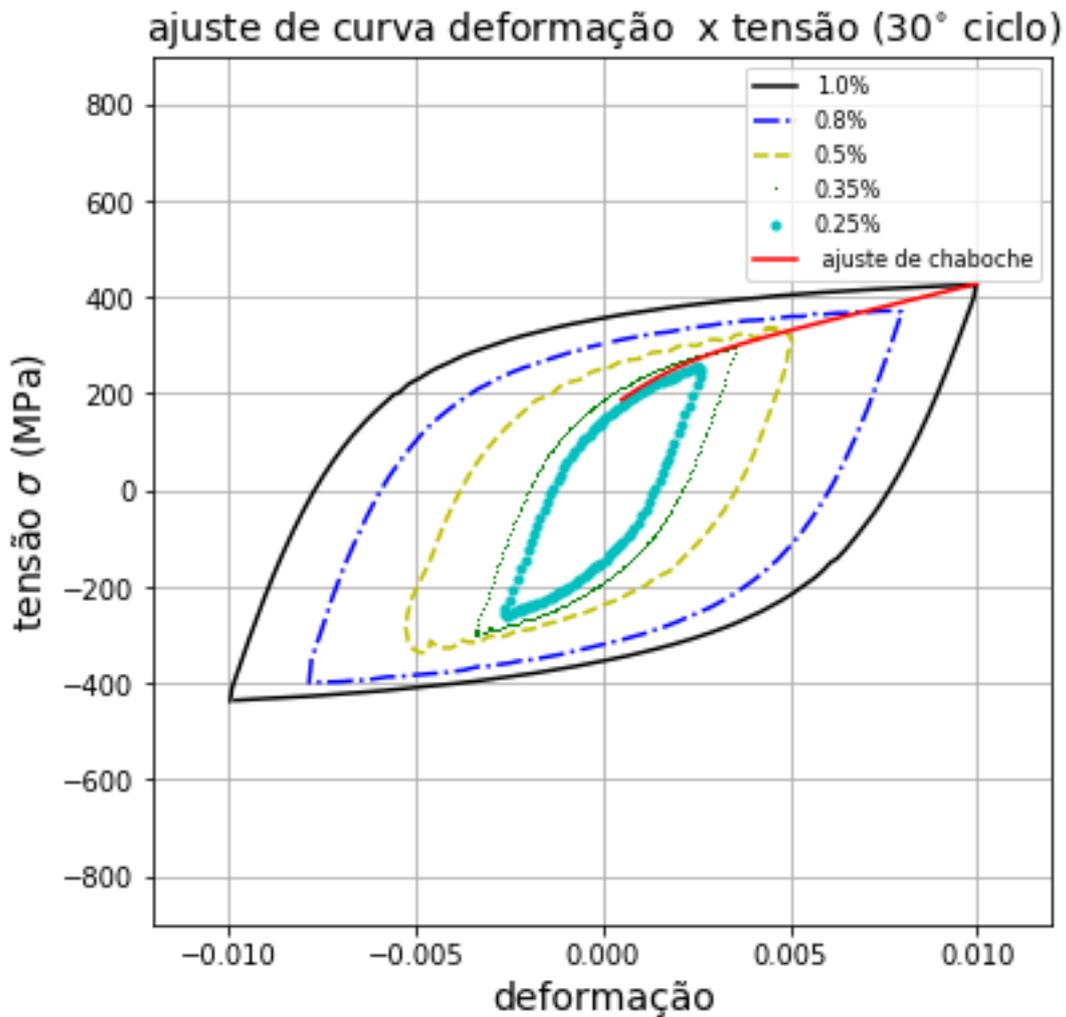


Figura 4.9: Calibração do modelo de chaboche utilizando o 30° ciclo

Nota-se que no caso do ajuste com o 5^o ciclo (Fig.4.11) nas pequenas deformações como 0,25% e 0,35% quase não se nota diferença entre os ciclos experimentais e o simulado. O 100° ciclo é o que mais se distingue, porém não de maneira exacerbada. Quando se analisa as deformações de 0,5% percebe-se uma maior separação entre os ciclos experimentais. O simulado se aproxima de mais fortemente do ciclo de número 30. Para o ciclo de deformação de 0,8% os ciclos experimentais voltam a se aproximar e o simulado fica bem diferente dos demais. Na deformação de 1% o modelo de Chaboche já quase não consegue descrever os ciclos de maneira satisfatória, mesmo com os ciclos com formato bem próximos. Concluindo que há uma piora da representação do modelo de Chaboche de acordo com o aumento da deformação.

Igualmente no caso do ajuste com o 30° ciclo (Fig.4.12) nas pequenas deformações como 0,25% e 0,35% quase não se nota diferença entre os ciclos experimentais da mesma forma que no caso anterior. Novamente 100° ciclo experimental é o que mais se distingue, mesmo assim o modelo consegue descrever bem. Quando se analisa as deformações de 0,5% o simulado se aproxima de mais fortemente do ciclo de número 30, mas ainda consegue descrever bem o comportamento experimental. Para o ciclo de deformação de 0,8%

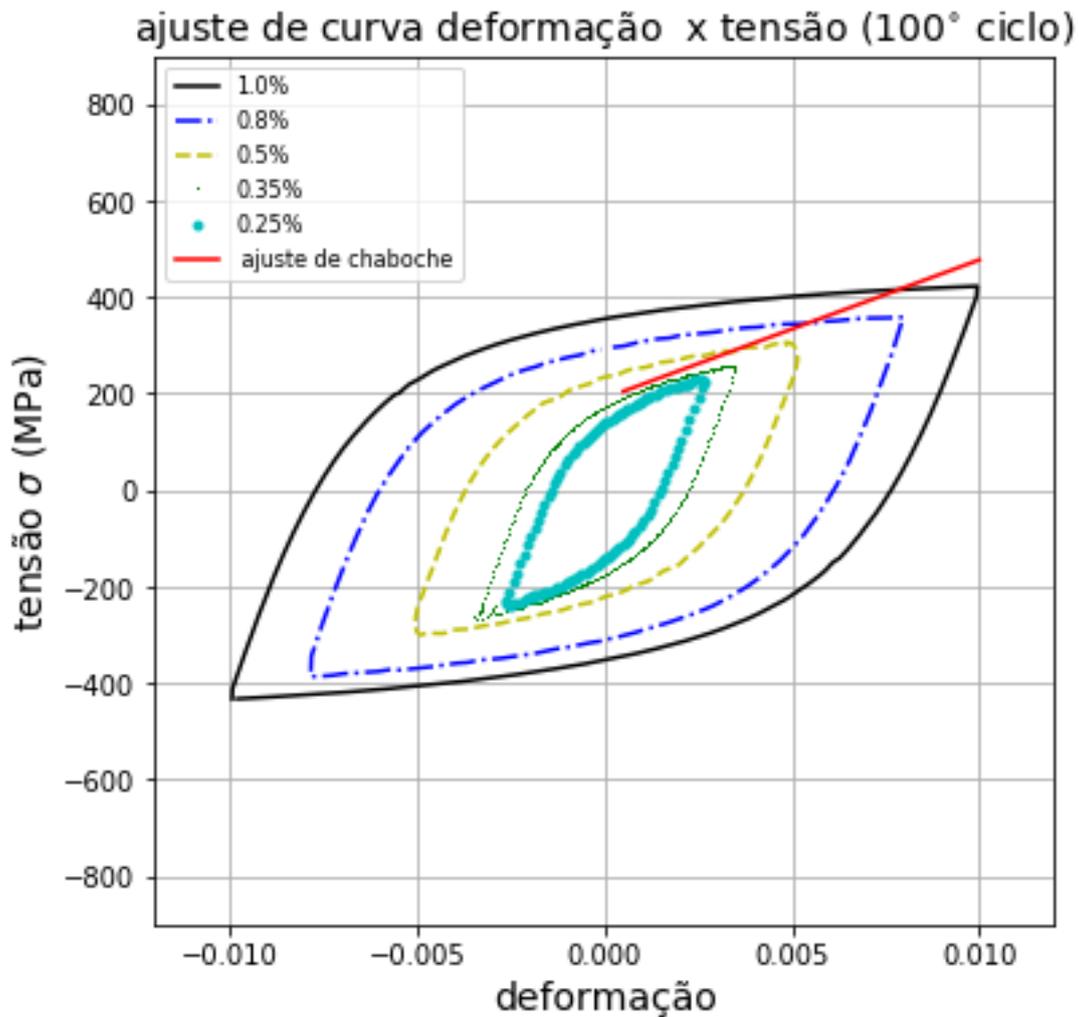


Figura 4.10: Calibração do modelo de chaboche utilizando o 100° ciclo

simulado fica com um comportamento parecido com o caso anterior. Na deformação de 1 % o modelo de Chaboche como no caso anterior, não descrever os ciclos de maneira satisfatória. Concluindo que há uma piora da representação do modelo de Chaboche de acordo com o aumento da deformação em ambos os casos. Os resultados foram bem parecidos para os dois conjuntos de parâmetros achados.

Após isso tenta-se verificar se também é possível simular os laços para torção, a partir dos dados de (JUNIOR, 2017) para as deformações equivalentes de: 1%, 0,75%, 0,5%, 0,35% e 0,28%. Os resultados usando os dados achados no 5° ciclo está na Fig.4.13 e utilizando o 30° Fig.4.14

Para o caso de cisalhamento com o ajuste feito no 5° (Fig.4.13) ciclo nota-se que os casos experimentais para as tensões equivalentes 0,28% e 0,35% estão bem próximos porem o ciclo simulado está bem maior que eles. O de menor deformação o ciclo simulado está mais próximo dos experimentais, mas não descrevendo bem nenhum dos casos. Para os casos de deformação equivalente de 0,5% e 0,75% o modelo de Chaboche descreve de forma melhor os dados experimentais, porem os picos de deformação estão maiores no

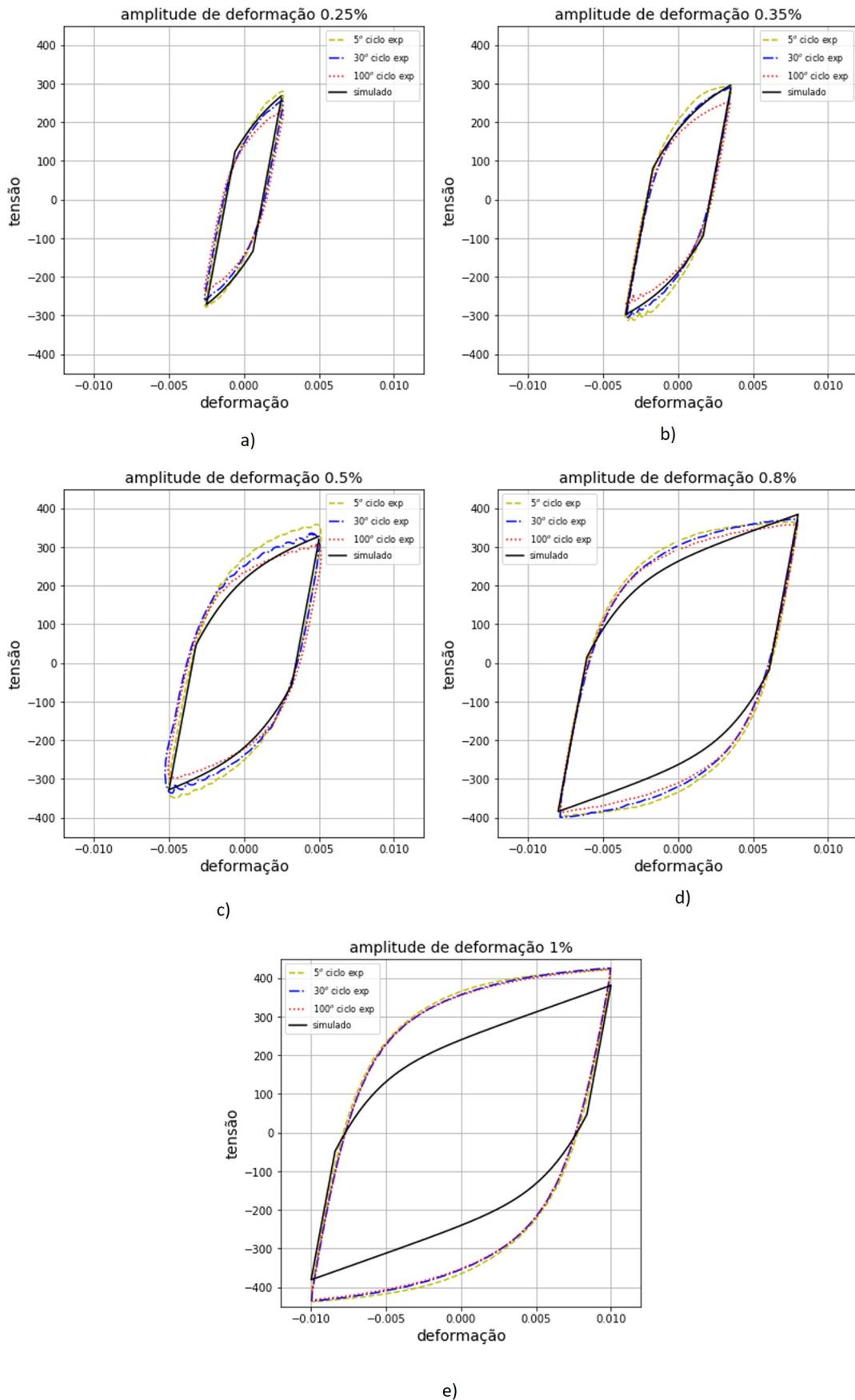


Figura 4.11: Comparação do laço de histerese experimental após 5, 30 e 100 ciclos e simulado com o modelo de Chaboche para carregamentos do tipo tração compressão, calibrados no 5º ciclo. As tensões equivalentes de Mises são a) 0,25%, b) 0,35%, c) 0,5%, d) 0,8% e e) 1,0%. Os dados experimentais e de calibração foram obtidos por (JUNIOR, 2017).

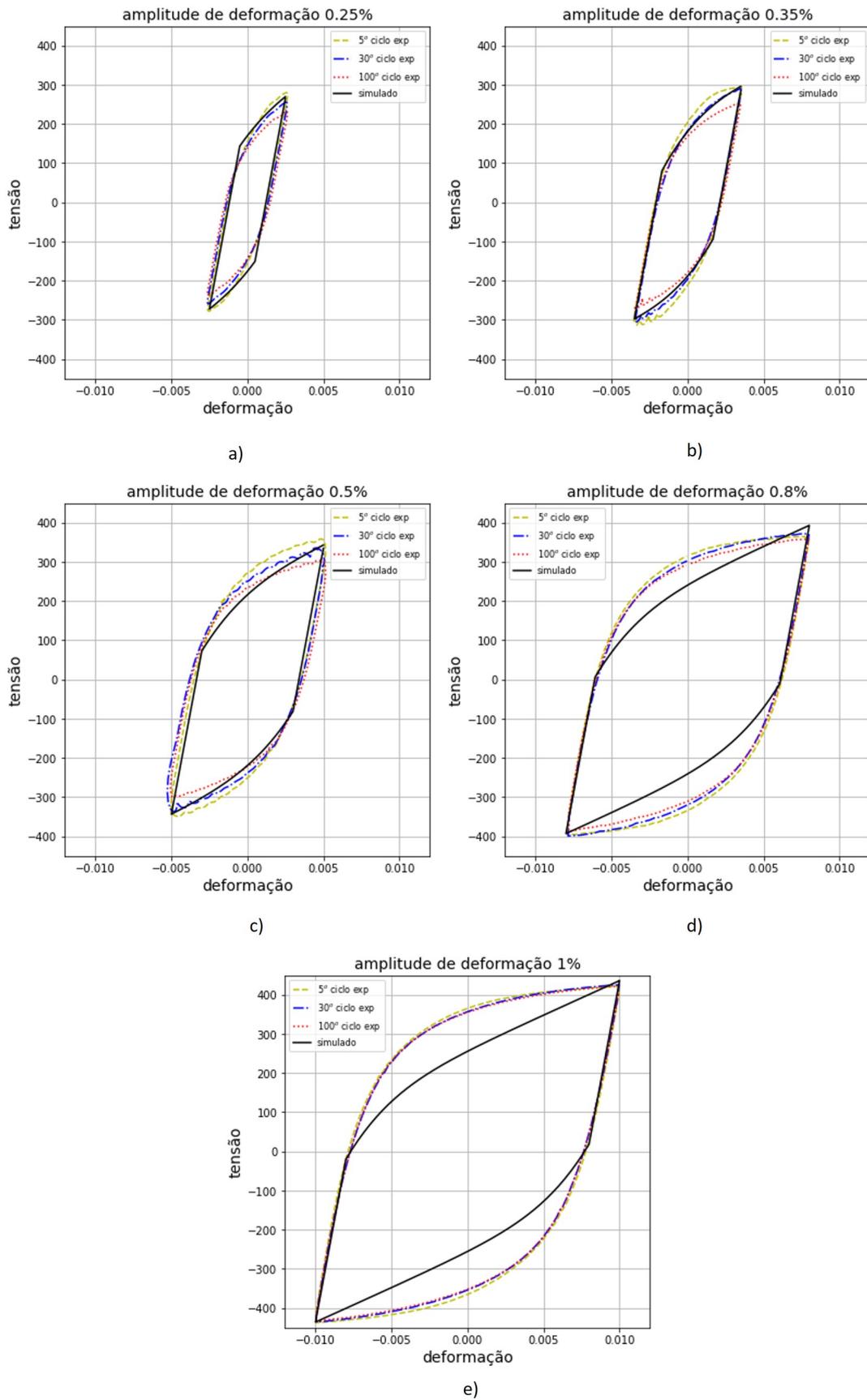


Figura 4.12: Comparação do laço de histerese experimental após 5, 30 e 100 ciclos e simulado com o modelo de Chaboche para carregamentos do tipo tração compressão, calibrados no 30^o ciclo. As tensões equivalentes de Mises são a) 0,25%, b) 0,35%, c) 0,5%, d) 0,8% e e) 1,0%. Os dados experimentais e de calibração foram obtidos por (JUNIOR, 2017).

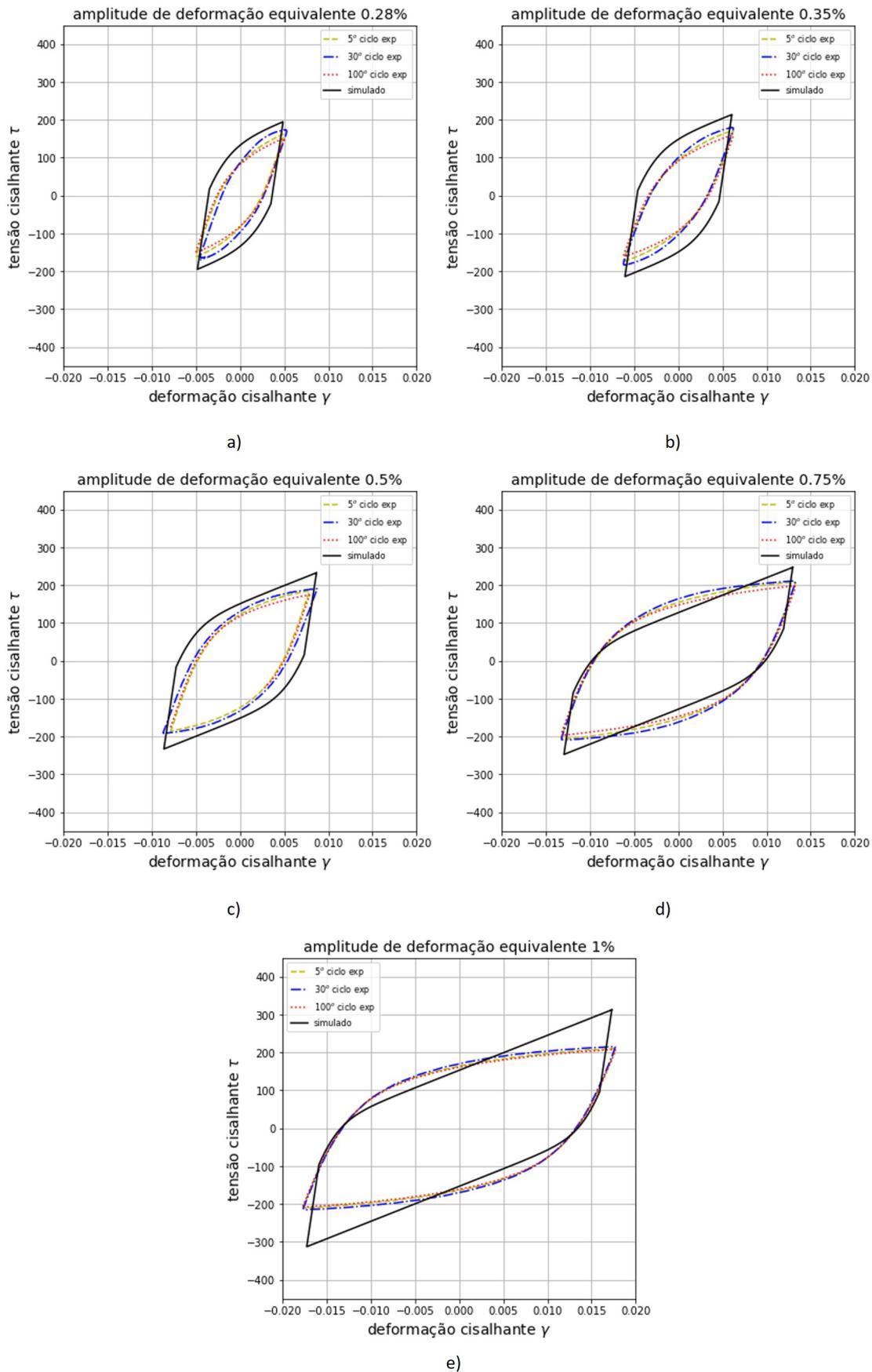


Figura 4.13: Comparação do laço de histerese experimental após 5, 30 e 100 ciclos e simulado com o modelo de Chaboche o para carregamentos do tipo cisalhamento puro, calibrados no 5º ciclo. As tensões equivalentes de Mises são a)0,25%, b)0,35%, c)0,5%,d)0,8% e e)1,0%. Os dados experimentais e de calibração foram obtidos por (JUNIOR, 2017).

caso simulado do que no experimental. Para a deformação de 1% os ciclos experimentais estão bem próximos e a uma diferença novamente entre os valores de picos de deformação.

Analisando o caso de cisalhamento com o ajuste feito no 30° (Fig. 4.14) ciclo nota-se que os casos experimentais para as tensões equivalentes 0,28% e 0,35% estão bem próximos porem o ciclo simulado está bem maior que eles. O de menor deformação o ciclo simulado está mais próximo dos experimentais, mas não descrevendo bem nenhum dos casos. Para a deformação equivalente de 0,5% e 0,75% o modelo de Chaboche descreve melhor os ciclos experimentais, porem os picos de deformação estão maiores no caso simulado do que no experimental. Para a deformação de 1% os ciclos experimentais estão bem próximos e a uma diferença novamente entre os valores de picos de deformação.

Percebe se que o modelo de Chaboche mesmo com certa limitação consegue prever o comportamento do material, mas não consegue prever corretamente o endurecimento e amolecimentos cíclicos bem como a transformação de carregamentos de tração para torção fica alterado também.

4.5 Comparação dos ciclos do obtidos com a simulação de chaboche e os dados dos ensaios de endurecimento cruzado

Após realizado o ajuste com o modelo de Chaboche foi simulado o experimento de endurecimento cruzado com o carregamento axial/torcional com 100 ciclos cada. Tanto para a amplitude de 0,5% como para amplitude de 0,28%, com os dois conjuntos de parâmetros achados. Os resultados estão representados nas Fig. 4.15 a Fig. 4.18

Nessa primeira parte para o experimento com deformação de 0,28% (4.18) percebe se que o modelo de Chaboche apenas intercepta a curva experimental próximo do valor de máxima tensão no ciclo de carregamento de tração, no ciclo de cisalhamento em percebe se uma diferença de entorno de 70 MPa. Na deformação de 0,5% ((4.17)) chega bem próximo de interceptar o trecho de tração no ponto de máxima amplitude de tensão, no ciclo de cisalhamento puro há uma divergência de entorno de 80MPa. Ou seja, Chaboche em sua maneira clássica fica a dever na descrição de experimentos do tipo de endurecimento cruzado por não conseguir descrever a tensão máxima e não consegue prever os eventos como a perda de memória e os endurecimentos e amolecimentos que ocorrem no material.

Não se notou uma grande diferença entre os resultados obtidos com a simulação feita com o ajuste com o 5° e com o 30° ciclo apenas que há uma tensão maior no 30° mas ambos apresentam os mesmos problemas. Não conseguindo descrever de forma satisfatória o experimento do endurecimento cruzado.

Nas Fig. 4.19 a Fig. 4.22 pode-se ver uma comparação entre os laços experimentais do encruamento transversal para as duas amplitudes e os simulados pelo método de Chabo-

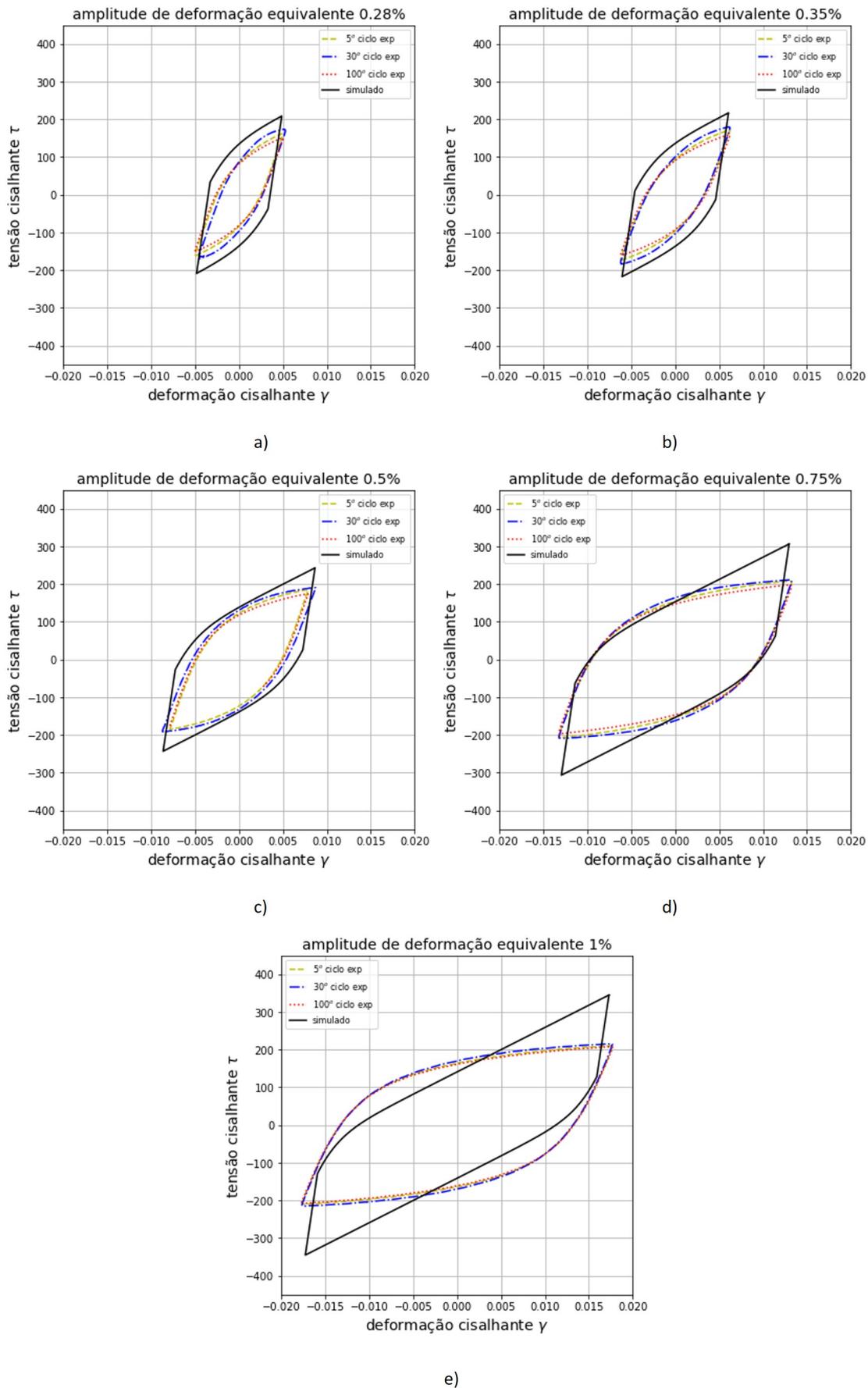


Figura 4.14: Comparação do laço de histerese experimental após 5, 30 e 100 ciclos e simulado com o modelo de Chaboche o para carregamentos do tipo cisalhamento puro, calibrados no 30^o ciclo. As tensões equivalentes de Mises são a)0,25%, b)0,35%, c)0,5%,d)0,8% e e)1,0%. Os dados experimentais e de calibração foram obtidos por (JUNIOR, 2017).

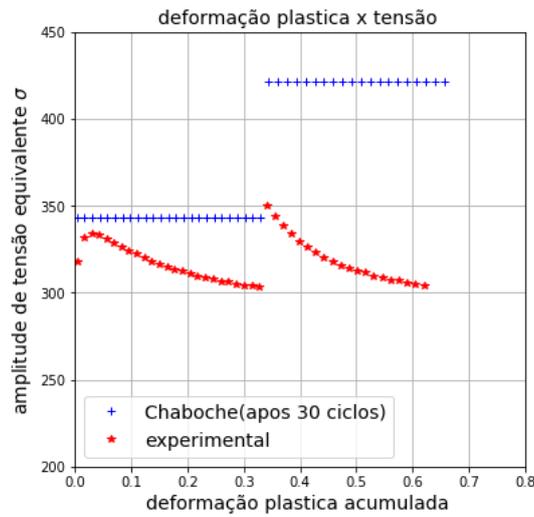


Figura 4.15: Simulação por Chaboche do experimento de endurecimento cruzado 100 axial/100 torcional com amplitude equivalente de Mises de 0,5%. Com os parâmetro obtidos com o ajuste após 5 ciclos

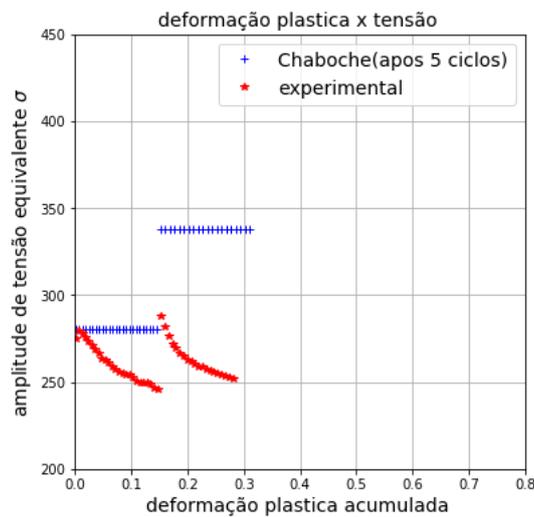


Figura 4.16: Simulação por Chaboche do experimento de endurecimento cruzado 100 axial/100 torcional com amplitude equivalente de Mises de 0,28%. Com os parâmetro obtidos com o ajuste após 5 ciclos

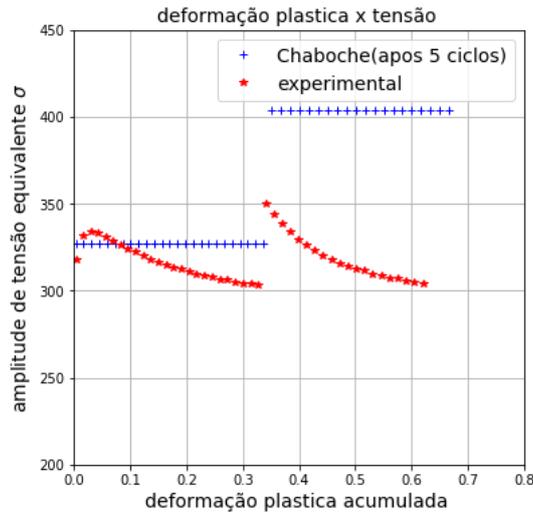


Figura 4.17: Simulação por Chaboche do experimento de endurecimento cruzado 100 axial/100 torcional com amplitude equivalente de Mises de 0,5%. Com os parâmetro obtidos com o ajuste após 30 ciclos

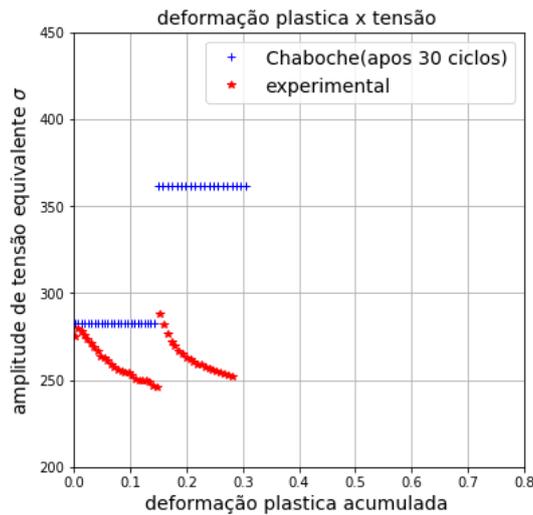


Figura 4.18: Simulação por Chaboche do experimento de endurecimento cruzado 100 axi/100 tor com amplitude equivalente de Mises de 0,28%. Com os parâmetro obtidos com o ajuste após 30 ciclos

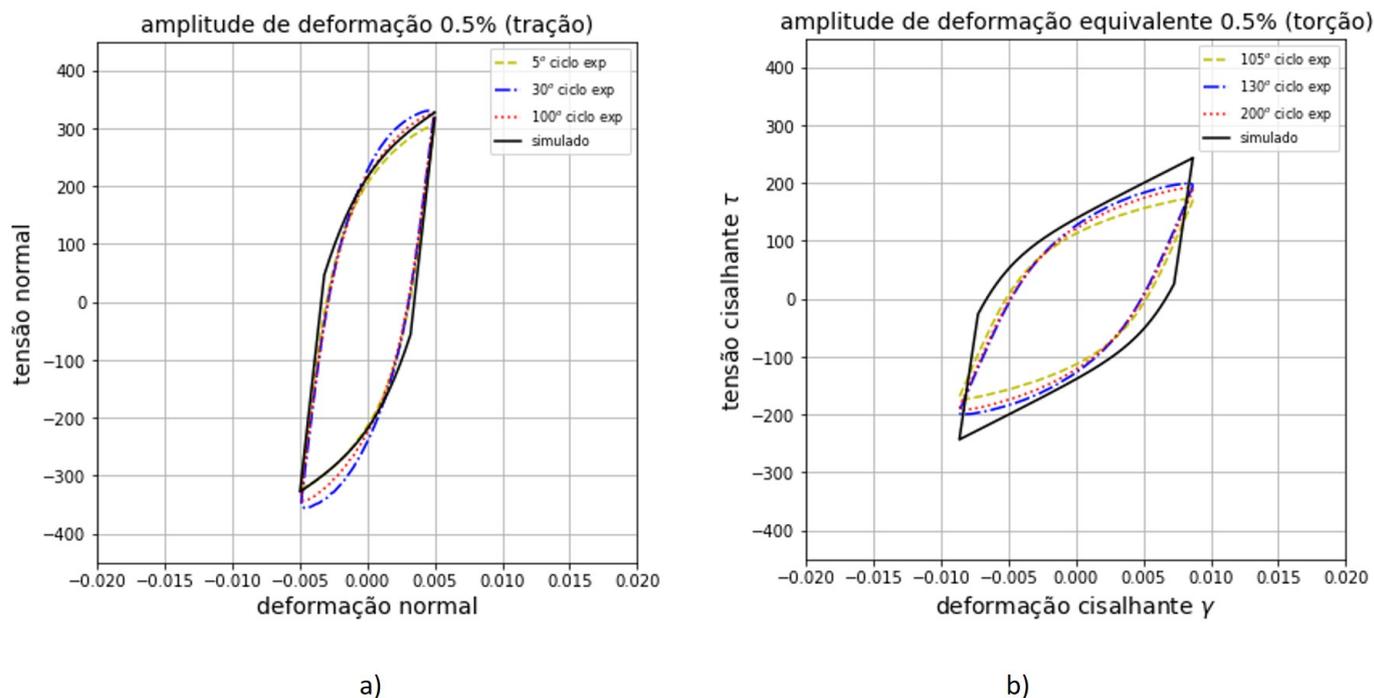


Figura 4.19: Comparação do laço de histerese experimentais com o laço simulado pelo método de Chaboche obtido com o ajuste no 5º ciclo. Para o experimento 100 axial /100 torcionais com amplitude de 0,5%. A letra a) é o carregamento normal e a b) é o carregamento torcional

che. É notória a diferença após o encruamento transversal há uma grande diferença entre as tensões máximas e as formas dos laços, ou seja, tanto a deformação plástica como a amplitude de tensões não conseguem ser previstas pelo modelo de Chaboche.

Comparando os laços antes do endurecimento cruzado no caso de tração para as amplitudes de 0,5% e 0,28% simulados com os parâmetros achados no 5º ciclo. Percebesse que o modelo consegue descrever bem os laços experimentais algo que já era esperado pois os resultados experimentais deviam ter certas similaridades com os de (JUNIOR, 2017) por se tratarem apenas de um ensaio cíclico. Porém após o encruamento cruzado, o modelo de Chaboche não consegue descrever os resultados experimentais sendo que com a deformação equivalente de 0,5% o laço simulado por Chaboche conseguiu uma melhor aproximação do formato do laço que os 0,28%, mas ambos não conseguem prever a amplitude de tensão.

Percebe-se que Chaboche não conseguiu descrever corretamente os experimentos fazendo-se necessário um jeito de simular tanto o amolecimento cíclico como o efeito de perda de memória que ocorre nos experimentos. Também se notou que o modelo é sensível a mudança do tipo de carregamento, porém os valores simulados na maioria das vezes são muito maiores do que aqueles obtido experimentalmente após o endurecimento cruzado. O efeito de perda de memória pode ser simulado inserindo o parâmetro de Tanaka no modelo de Chaboche já o amolecimento e endurecimento existe uma proposta de fazer as constantes materiais “h” e “c” variarem no pseudo tempo bem como a introdução de uma

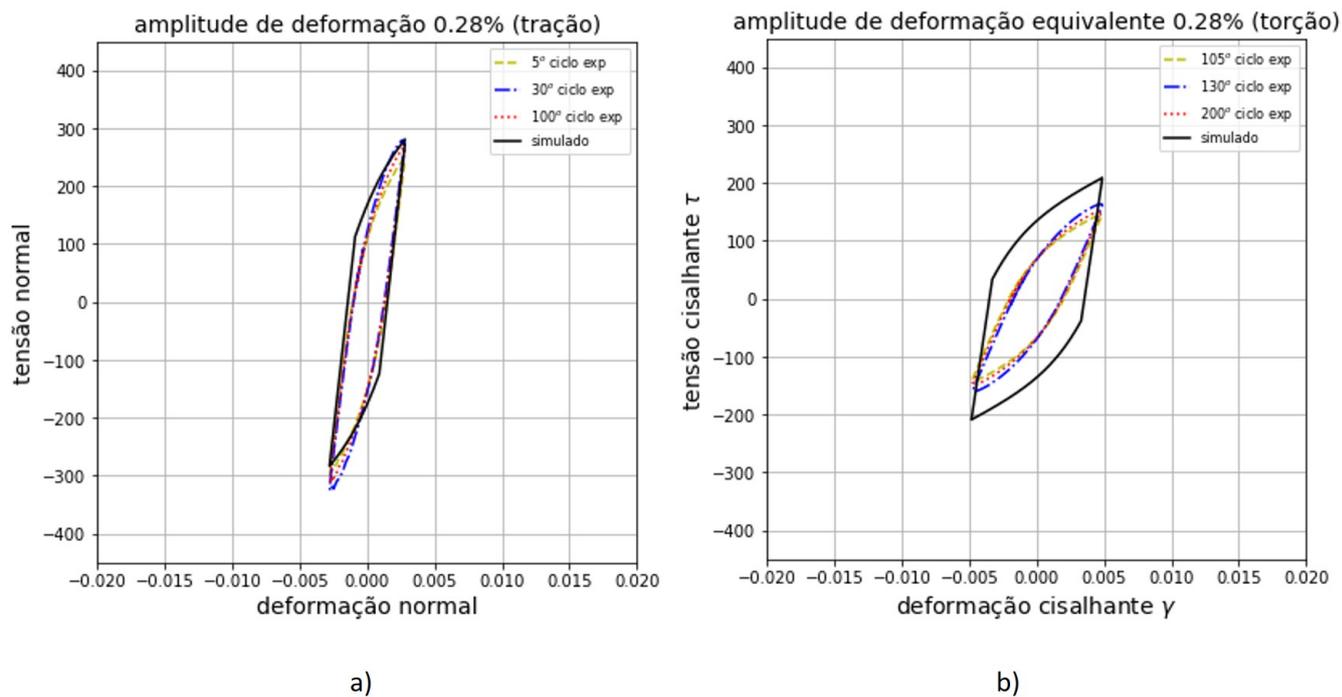


Figura 4.20: Comparação do laço de histerese experimentais com o laço simulado pelo metodo de Chaboche obtido com o ajuste no 5° ciclo. Para o experimento 100 axial/100 torcionais com aplitude de 0,28%. A letra a) é o carregamento normal e a b) é o carregamento torcional

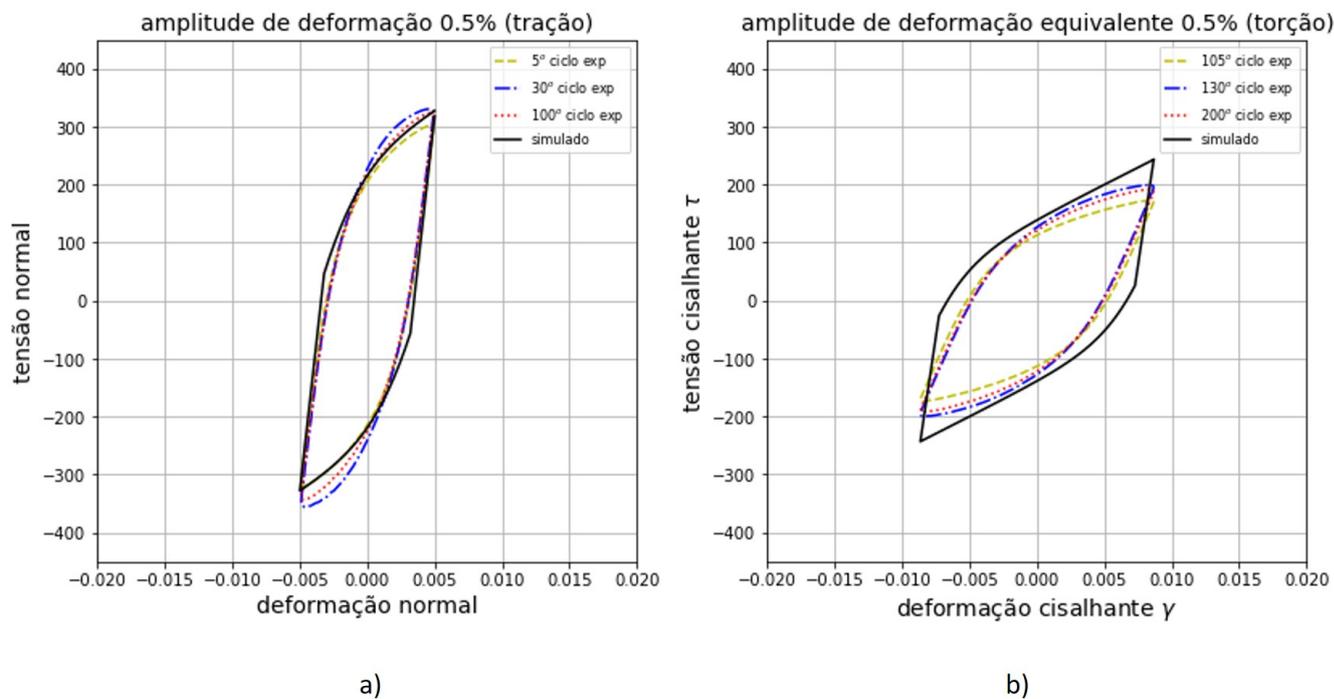


Figura 4.21: Comparação do laço de histerese experimentais com o laço simulado pelo metodo de Chaboche obtido com o ajuste no 30° ciclo. Para o experimento 100 axial /100 torcionais com aplitude de 0,5%. A letra a) é o carregamento normal e a b) é o carregamento torcional

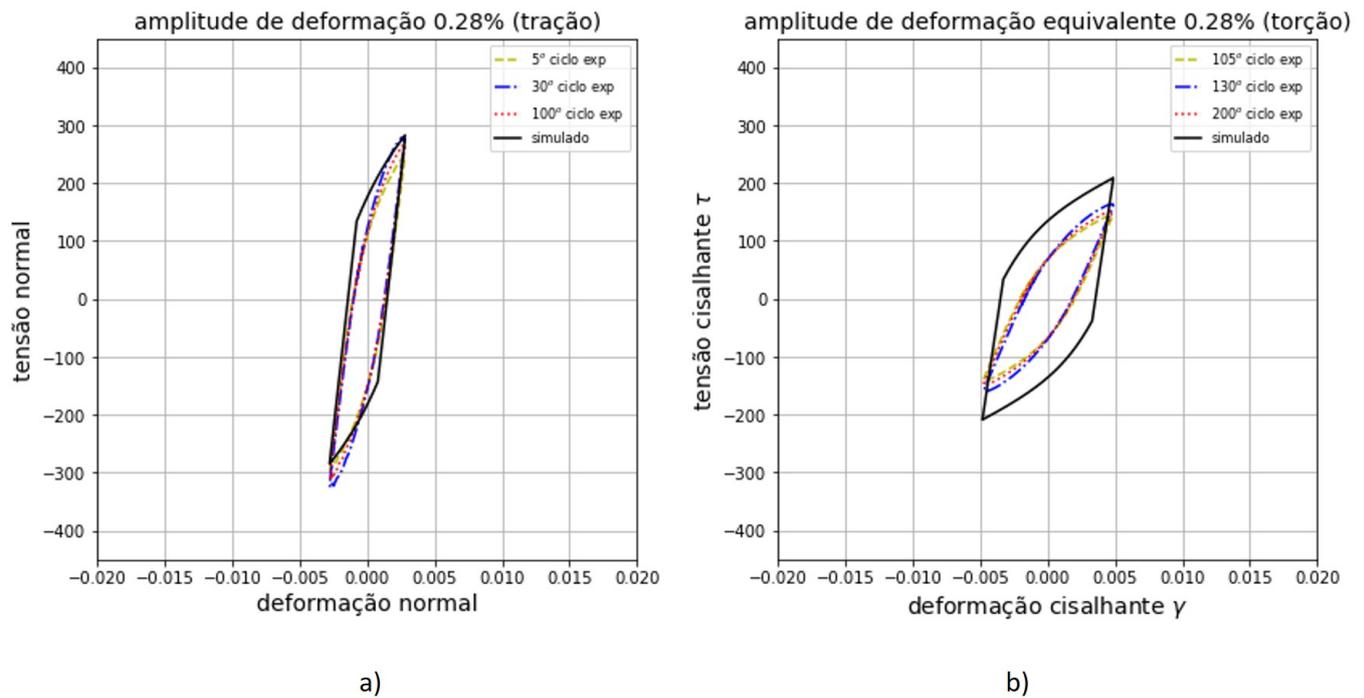


Figura 4.22: Comparação do laço de histerese experimentais com o laço simulado pelo método de Chaboche obtido com o ajuste no 30º ciclo. Para o experimento 100 axial /100 torcionais com amplitude de 0,28%. A letra a) é o carregamento normal e a b) é o carregamento torcional

superfície de memória para descrever o amolecimento e endurecimento cíclicos (ZHANG; JIANG, 2008). Mesmo considerando esse fatores vemos que na deformação equivalente de misses de 0,28% o segundo ciclo de carregamentos não possuem pontos de interseção inviabilizando o uso do modelo de Chaboche para descrever o fenômeno do endurecimento cruzado, bem como os outros fenômenos presentes no comportamento mecânico do aço inox 304L.

5 Conclusão

Foi observado nos experimento com aço inoxidável 304L normalizado que a amplitude de tensão pós crosshardening depende da amplitude de deformação equivalente, não depende da ordem dos carregamentos e também não depende da quantidade de deformação plástica acumulada. Os valores de amplitude de tensão observados para a deformação equivalente de 0.5% foram de 350 MPa e para a deformação de 0.28% o valor observado foi de 290 MPa. O fato da amplitude de tensão equivalente sempre ir para o mesmo valor confirma a hipótese do parâmetro de Tanaka que após ocorre o endurecimento cruzado sempre vai para o valor um. Tal fenômeno não foi observado nos estudos de (CARNEIRO JUNIOR;CASTRO, 2017) porem o material utilizado nos estudos de (CARNEIRO JUNIOR;CASTRO, 2017) foio 316 não normalizado.

Observou-se que o valor do crosshardening depende dos fatores: deformação plástica acumulada, ordem dos carregamentos e amplitude de tensão equivalente. Para o 304L, quanto maior a quantidade de deformação plástica acumulada maior o crosshardening. A ordem de carregamento torcional/axial gera maiores valores de endurecimento cruzado que axial/torcional. Os dois primeiros fatores são explicáveis pois eles alteram as amplitudes de tensão antes do endurecimento cruzado σ_a -, para o aço inox 304L, modificando seu valor.

O efeito de perda de memória também é afetado pelos fatores: ordem dos carregamentos e amplitude de tensão equivalente, porém esse efeito não consegue ser percebido pelo parâmetro de Tanaka. Quanto maior a quantidade de deformação plástica acumulada, mais ciclos são necessários para que o efeito do endurecimento cruzado seja totalmente esquecido. A ordem torcional/ axial apresenta uma perda de memória mais rápida em relação ao axial/torcional. Quanto menor a deformação equivalente mais lento é o processo da perda de memória.

O parâmetro de Tanaka consegue prever alguns fenômenos relacionados ao crosshardening como o fato sempre ir para a mesma amplitude de tensão e o valor do crosshardening, porém não consegue prever de maneira satisfatória o efeito da perda de memória.

O modelo de Chaboche não é suficiente para descrever o fenômeno do endurecimento cruzado, apesar de o primeiro ciclo de carregamento apresentar certa semelhança entre a parte espermental e a simulada após o efeito do endurecimento cruzado o modelo de chaboche em sua forma como foi descrito nesse estudo perde completamente acapa-

cidade de descrever o experimento. Também não consegue descrever fenômenos como o amolecimento e endurecimento cíclico, pois sempre mantem uma amplitude de tensão constante uma vez já definidos a amplitude de deformação e os parâmetros materiais do modelo. Fazendo-se necessário o uso de outros artifícios como parâmetro de Tanaka e superfícies de memórias bem como constantes que variam no tempo, essas são proposta de modelos mais recentes com(ZHANG; JIANG, 2008) e (JIANG; SEHITOGLU, 1996). Isso ajuda a descrever a resposta mecânica do 304L quando submetidos a carregamentos não proporcionais e com esses dados fazer uma melhor previsão de vida a fadiga do material.

Referências

ASTM, A. *ASTM Standard E112 Standard Test Methods for Determining Average Grain Size*. [S.l.], 2013. Citado na página 13.

ASTM, A. *ASTM Standard E2207-08 Standard Practice for Strain-Controlled Axial-Torsional Fatigue Testing with Thin-walled specimens*. [S.l.], 2013. Citado na página 15.

ASTM, A. *ASTM A276/A276M-17 Standard Specification for Stainless Steel Bars and Shapes*. [S.l.], 2017. Citado na página 13.

BARROS, C. B. d. Fatigue and cyclic plasticity of 304l stainless steel under axial, torsional and proportional axial-torsional loading. 2018. Citado 2 vezes nas páginas 2 e 17.

BAYERLEIN, M.; CHRIST, H.-J.; MUGHRABI, H. Plasticity-induced martensitic transformation during cyclic deformation of aisi 304l stainless steel. *Materials Science and Engineering: A*, Elsevier, v. 114, p. L11–L16, 1989. Citado 2 vezes nas páginas 2 e 14.

BENALLAL, A.; MARQUIS, D. Constitutive equations for nonproportional cyclic elasto-viscoplasticity. *Journal of engineering materials and technology*, American Society of Mechanical Engineers, v. 109, n. 4, p. 326–336, 1987. Citado na página 1.

CARNEIRO JUNIOR;CASTRO, F. C. M. E. N. Nonproportional hardening of 316 stainless steel under non stabilized loading conditions. *6th International Symposium on Solid Mechanics ,MECSOL 2017*, 2017. Citado 2 vezes nas páginas 3 e 42.

CHABOCHE, J.-L.; ROUSSELIER, G. On the plastic and viscoplastic constitutive equations—part i: Rules developed with internal variable concept. *Journal of Pressure Vessel Technology*, American Society of Mechanical Engineers, v. 105, n. 2, p. 153–158, 1983. Citado 2 vezes nas páginas 4 e 6.

CHOPRA, O. K.; GAVENDA, D. J. Effects of lwr coolant environments on fatigue lives of austenitic stainless steels. *Journal of pressure vessel technology*, American Society of Mechanical Engineers, v. 120, n. 2, p. 116–121, 1998. Citado na página 1.

COLIN, J.; FATEMI, A. Variable amplitude cyclic deformation and fatigue behaviour of stainless steel 304l including step, periodic, and random loadings. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Wiley Online Library, v. 33, n. 4, p. 205–220, 2010. Citado na página 2.

DOONG, S.; SOCIE, D. Constitutive modeling of metals under nonproportional cyclic loading. *Journal of Engineering Materials and Technology*, American Society of Mechanical Engineers, v. 113, n. 1, p. 23–30, 1991. Citado na página 1.

DOONG, S.-H.; SOCIE, D.; ROBERTSON, I. Dislocation substructures and nonproportional hardening. *Journal of Engineering Materials and Technology*, American Society of Mechanical Engineers, v. 112, n. 4, p. 456–464, 1990. Citado na página 4.

FAN, F.; KALNAUS, S.; JIANG, Y. Modeling of fatigue crack growth of stainless steel 304L. *Mechanics of Materials*, Elsevier, v. 40, n. 11, p. 961–973, 2008. Citado na página 2.

GARDNER, L. The use of stainless steel in structures. *Progress in Structural Engineering and Materials*, Wiley Online Library, v. 7, n. 2, p. 45–55, 2005. Citado na página 1.

HADDAR, N.; FISSOLO, A. 2d simulation of the initiation and propagation of crack array under thermal fatigue. *Nuclear engineering and design*, Elsevier, v. 235, n. 9, p. 945–964, 2005. Citado 2 vezes nas páginas 1 e 2.

HENNESSY, D.; STECKEL, G.; ALTSTETTER, C. Phase transformation of stainless steel during fatigue. *Metallurgical Transactions A*, Springer, v. 7, n. 3, p. 415–424, 1976. Citado na página 13.

HUDA, Z.; EDI, P. Materials selection in design of structures and engines of supersonic aircrafts: a review. *Materials & Design*, Elsevier, v. 46, p. 552–560, 2013. Citado na página 1.

JIANG, Y.; SEHITOGLU, H. Modeling of cyclic ratchetting plasticity, part ii: comparison of model simulations with experiments. *Journal of Applied Mechanics*, American Society of Mechanical Engineers, v. 63, n. 3, p. 726–733, 1996. Citado na página 43.

JUNIOR, L. A. C. Estudo experimental da plasticidade ciclica e fadiga do aco inoxidavel 304L. 2017. Citado 16 vezes nas páginas v, vi, 2, 4, 13, 15, 17, 18, 25, 29, 31, 32, 33, 34, 36 e 39.

KALNAUS, S. et al. An experimental investigation of fatigue crack growth of stainless steel 304L. *International Journal of Fatigue*, Elsevier, v. 31, n. 5, p. 840–849, 2009. Citado na página 2.

KRAL, M. V.; MAHER, C. M.; MCSWAIN, R. H. Failure analysis of a brazed, stainless steel fuel injection line. *Engineering Failure Analysis*, Elsevier, v. 88, p. 54–62, 2018. Citado na página 1.

KREMPL, E. An experimental study of room-temperature rate-sensitivity, creep and relaxation of aisi type 304 stainless steel. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Elsevier, v. 27, n. 5-6, p. 363–375, 1979. Citado 2 vezes nas páginas 2 e 4.

KREMPL, E.; LU, H. The hardening and rate-dependent behavior of fully annealed aisi type 304 stainless steel under biaxial in-phase and out-of-phase strain cycling at room temperature. *Journal of Engineering Materials and Technology*, American Society of Mechanical Engineers, v. 106, n. 4, p. 376–382, 1984. Citado na página 4.

LAMBA, H.; SIDEBOTTOM, O. Cyclic plasticity for nonproportional paths: part 1—cyclic hardening, erasure of memory, and subsequent strain hardening experiments. *Journal of Engineering Materials and Technology*, American Society of Mechanical Engineers, v. 100, n. 1, p. 96–103, 1978. Citado na página 4.

MARSHALL, P. *Austenitic stainless steels: microstructure and mechanical properties*. [S.l.]: Springer Science & Business Media, 1984. Citado na página 14.

MCDOWELL, D. A two surface model for transient nonproportional cyclic plasticity, part 1: development of appropriate equations. *Journal of Applied Mechanics*, American Society of Mechanical Engineers, v. 52, n. 2, p. 298–302, 1985. Citado na página 1.

MILLER, K. J.; BROWN, M. W.; BROWN, M. W. *Multiaxial Fatigue: A Symposium*. [S.l.]: ASTM International, 1985. Citado na página 3.

PEGUES, J. et al. Cyclic strain rate effect on martensitic transformation and fatigue behaviour of an austenitic stainless steel. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Wiley Online Library, v. 40, n. 12, p. 2080–2091, 2017. Citado 2 vezes nas páginas 2 e 4.

SOCIE, D.; MARQUIS, G. Multiaxial fatigue, society of automotive engineers. *Inc. Warrendale, Pa*, v. 484, 2000. Citado 2 vezes nas páginas 3 e 20.

TAHERI, S.; FATEMI, A. Fatigue crack behavior in power plant residual heat removal system piping including weld residual stress effects. *International Journal of Fatigue*, Elsevier, v. 101, p. 244–252, 2017. Citado 2 vezes nas páginas v e 2.

TANAKA, E. A nonproportionality parameter and a cyclic viscoplastic constitutive model taking into account amplitude dependences and memory effects of isotropic hardening. *European journal of mechanics. A. Solids*, Elsevier, v. 13, n. 2, p. 155–173, 1994. Citado 3 vezes nas páginas 1, 4 e 11.

TAUQIR, A. et al. An air crash case study. *Engineering Failure Analysis*, Elsevier, v. 3, n. 3, p. 203–210, 1996. Citado na página 1.

TELLES, P. d. S. Tubulações industriais: Materiais. *Projeto, Montagem, 10ª Edição, LTC*, 2001. Citado na página 1.

VINCENT, L.; ROUX, J.-C. L.; TAHERI, S. On the high cycle fatigue behavior of a type 304l stainless steel at room temperature. *International Journal of fatigue*, Elsevier, v. 38, p. 84–91, 2012. Citado na página 2.

YE, D. Investigation of cyclic deformation behavior in the surface layer of 18cr–8ni austenitic stainless steel based on vickers microhardness measurement. *Materials chemistry and physics*, Elsevier, v. 93, n. 2-3, p. 495–503, 2005. Citado na página 1.

ZHANG, J.; JIANG, Y. Constitutive modeling of cyclic plasticity deformation of a pure polycrystalline copper. *International Journal of Plasticity*, Elsevier, v. 24, n. 10, p. 1890–1915, 2008. Citado 3 vezes nas páginas 1, 41 e 43.