

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
ESCOLA DE ENGENHARIA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE MINAS,  
METALÚRGICA E DE MATERIAIS – PPGE3M

MODELAGEM E ANÁLISE NUMÉRICA DE VARIAÇÕES DOS PARÂMETROS  
NÃO CONTROLÁVEIS EM UM SISTEMA DE TREFILAÇÃO DE BARRAS

**JULIANA ZOTTIS**

Porto Alegre  
2013

**JULIANA ZOTTIS**

**MODELAGEM E ANÁLISE NUMÉRICA DE VARIAÇÕES DOS PARÂMETROS  
NÃO CONTROLÁVEIS EM UM SISTEMA DE TREFILAÇÃO DE BARRAS**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGE3M da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Engenharia, modalidade Acadêmica.

**Orientador: Prof. Dr. Alexandre da Silva Rocha, PPGE3M – UFRGS**

Porto Alegre  
2013

**JULIANA ZOTTIS**

**MODELAGEM E ANÁLISE NUMÉRICA DE VARIAÇÕES DOS PARÂMETROS  
NÃO CONTROLÁVEIS EM UM SISTEMA DE TREFILAÇÃO DE BARRAS**

Esta dissertação de mestrado foi analisada e julgada adequada para obtenção do título de Mestre em Engenharia, área de concentração em Processos de Fabricação, e aprovada em sua forma final, pelo orientador e pela Banca Examinadora designada pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGE3M da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

---

Orientador: Prof. Dr. Alexandre da Silva Rocha

---

Coordenador: Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker

Aprovado em: 03/12/2013

**BANCA EXAMINADORA**

Prof. Dr. Thomas Hirsch, IWT – Bremen, Alemanha.

Dr. Rafael Menezes Nunes, UFRGS – Porto Alegre.

Dr. Alberto Brito, UFRGS – Porto Alegre.

*“Que os vossos esforços desafiem as  
impossibilidades, lembrai-vos de que as grandes  
coisas do homem foram conquistadas do que  
parecia impossível.”  
(Charles Chaplin)*

## **Agradecimentos**

Aos meus pais, irmãos e familiares que me apoiam em todos os momentos.

Ao meu orientador Prof. Dr. Alexandre da Silva Rocha pela oportunidade, pelos esclarecimentos e troca de informações durante o período de mestrado.

À equipe do Laboratório de Transformação Mecânica – Grupo de Engenharia de Superfícies e aos colegas que fazem parte do projeto. Especialmente aos meus colegas da equipe de simulação numérica computacional Msc. Eng<sup>a</sup>. Carla Adriana Theis Soares Diehl, Msc. Eng. Tomaz Souza, Msc. Eng. Vinicius Waechter Dias e aos graduandos João Paulo Vieira Bittencourt, Rafael Paini Pavlak, Hugo Tenório Kemmerich, Eduardo Rocha Costa pelo auxílio prestado.

À equipe do Institut für Umformtechnik und Leichtbau (IUL) da Technische Universität (TU) de Dortmund na Alemanha, representada pelo Prof. Dr.-Ing. A. Erman Tekkaya, ao Dr.-Ing. Celal Soyarslan, ao Dipl.-Ing. Stephan Haenisch, ao Ing. Oliver Napierala, ao Dipl. -Ing. Stefan Ossenkemper pela recepção e instruções na chegada à Alemanha e todo o apoio durante a missão.

A CAPES, pelo apoio financeiro durante o projeto “Investigation and improvement of a manufacturing process chain from cold drawing processes to induction hardening” do programa BRAGECRIM, em parceria com o DFG - Deutsche Forschungsgemeinschaft, CNPq e FINEP.

Ao programa BRAGECRIM pela oportunidade de intercâmbio para pesquisa.

Ao Helmholtz-Zentrum Berlin (HZB) – Alemanha por ter cedido à equipe do projeto BRAGECRIM os difratômetros de medição de tensões residuais por difração de radiação síncrotron e difração de nêutrons.

## Sumário

Índice de figuras .....	VIII
Índice de tabelas .....	XI
Lista abreviaturas.....	XII
Lista de Símbolos .....	XIII
Resumo .....	XIV
Abstract.....	XV
<b>1 INTRODUÇÃO E OBJETIVOS .....</b>	<b>1</b>
1.1 METAS .....	2
1.2 ESTRUTURA DO TRABALHO .....	3
<b>2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>4</b>
2.1 CONFORMAÇÃO E ENCRUAMENTO DE MATERIAIS METÁLICOS.....	4
2.2 PROCESSO DE FABRICAÇÃO.....	6
2.2.1 <i>Trefilação</i> .....	6
2.2.1.1 Propriedades do material trefilado .....	8
2.2.1.2 Parâmetros do processo de trefilação .....	11
2.2.1.3 Defeitos nos produtos trefilados.....	16
2.2.2 <i>Formas de análise das tensões residuais</i> .....	17
2.3 MÉTODOS DE ANÁLISE DOS PROCESSOS DE CONFORMAÇÃO .....	18
2.3.1 <i>Conceitos básicos em análise não linear</i> .....	19
2.3.1.1 Lei da Decomposição .....	19
2.3.1.2 Critérios de Escoamento.....	20
2.3.2 <i>Método da Simulação</i> .....	22
2.3.2.1 Método Numérico por Elementos Finitos ou Modelagem computacional ..	23
2.3.3 <i>Método de Newton-Raphson</i> .....	24
<b>3 MATERIAIS E MÉTODOS .....</b>	<b>27</b>
3.1 MATERIAL .....	27
3.1.1 <i>Curva de escoamento</i> .....	27
3.2 PROCESSO .....	28
3.3 MEDIÇÃO DAS DISTORÇÕES.....	30
3.4 MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS – FEM.....	31
3.5 MODELAGEM COMPUTACIONAL .....	31
3.6 MODELOS COMPUTACIONAIS UTILIZADOS NAS SIMULAÇÕES.....	33
3.6.1 <i>Determinação da malha</i> .....	34
3.6.2 <i>Modelo de referência</i> .....	36
3.6.3 <i>Variação da Velocidade do Processo</i> .....	37
3.6.4 <i>Distribuição heterogênea do atrito e desalinhamento da feira</i> .....	37
3.6.5 <i>Excentricidade da barra</i> .....	38
3.6.6 <i>Variações geométricas</i> .....	39
3.6.7 <i>Propriedades do Material</i> .....	42
<b>4 RESULTADOS E DISCUSSÕES .....</b>	<b>43</b>
4.1 CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL E DADOS DE ENTRADA .....	43
4.1.1 <i>Tensões e esforços</i> .....	44

4.1.2	<i>Redução</i> .....	45
4.1.3	<i>Parâmetro delta</i> .....	45
4.2	MÉTODO DE SIMULAÇÃO NUMÉRICA COMPUTACIONAL .....	46
4.2.1	<i>Modelo de referência</i> .....	46
4.2.2	<i>Variação da Velocidade do Processo e forma de agarre</i> .....	49
4.2.3	<i>Distribuição heterogênea do atrito e desalinhamento da feira</i> .....	51
4.2.4	<i>Excentricidade da barra</i> .....	55
4.2.5	<i>Variações geométricas</i> .....	58
4.2.6	<i>Propriedades do material</i> .....	61
4.2.7	<i>Medições geométricas após simulação</i> .....	64
5	CONCLUSÕES .....	67
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....	69
7	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....	70

## *Índice de figuras*

FIGURA 2.1 - VARIAÇÃO DAS PROPRIEDADES MECÂNICAS EM FUNÇÃO DA DEFORMAÇÃO A FRIO. FONTE: DIETER, 1981.....	5
FIGURA 2.2 – ETAPAS DO PROCESSO DE TREFILAÇÃO COMBINADA DE BARRAS DE AÇO. FONTE: NUNES, 2008A.....	6
FIGURA 2.3 – DESENHO ESQUEMÁTICO DO PROCESSO DE TREFILAÇÃO E ZONAS DA FIEIRA. FONTE: ADAPTADO DE MARTINS, 2012.....	7
FIGURA 2.4 - FIGURAS DE PÓLOS DE ARAMES TREFILADOS: (A) TEXTURA NORMAL E (B) CÍCLICA. FONTE: BRESCIANI ET. AL, 2011.....	9
FIGURA 2.5 – TENSÕES PRESENTES NA TREFILAÇÃO DE BARRAS CILÍNDRICAS. FONTE: BUTTON, 2008. ....	11
FIGURA 2.6 – INFLUÊNCIAS DO ÂNGULO DE TRABALHO SOBRE (A) A ENERGIA DE ATRITO; (B) O CISALHAMENTO INTERNO DO MATERIAL; (C) A ENERGIA TOTAL DE TREFILAÇÃO. FONTE: BUTTON, 2008.....	13
FIGURA 2.7 – DETERMINAÇÃO DO SEMIÂNGULO IDEAL DA FERRAMENTA. FONTE: NUNES, 2008B. ....	14
FIGURA 2.8 – TENSÕES RESIDUAIS MEDIDAS PARA AS SEÇÕES A 1/6 E 1/2 COM ÂNGULO DE REDUÇÃO DA FIEIRA DE 15° E 20°. FONTE: METZ ET AL, 2007A. ....	15
FIGURA 2.9 – SUPERPOSIÇÃO DE TENSÃO RESIDUAL E TENSÃO DE SERVIÇO. FONTE: ASM HANDBOOK, 2002. ....	17
FIGURA 2.10 – COMPORTAMENTO ELASTO-PLÁSTICO OBTIDO ATRAVÉS DE ENSAIO DE TRAÇÃO. (A) CARREGAMENTO/DESCARREGAMENTO; (B) MODELO ELASTO-PLÁSTICO; (C) MODELO ELASTO-PLÁSTICO COM ENDURECIMENTO. FONTE: JORGE & DINIS, 2005....	20
FIGURA 2.11 – REPRESENTAÇÃO DAS SUPERFÍCIES DE ESCOAMENTO DE TRESCA E VON MISES. FONTE: JORGE & DINIS, 2005. ....	21
FIGURA 2.12 - REPRESENTAÇÃO GRÁFICA DO MÉTODO DE NEWTON-RAPHSON. FONTE: HOFFMAN, 1992. ....	24
FIGURA 3.1 – LOCALIZAÇÃO DOS CORPOS-DE-PROVA NA DIREÇÃO (A) TRANSVERSAL E (B) AXIAL. FONTE: ADAPTADO DE SOARES, 2012.....	27
FIGURA 3.2: DESENHO ESQUEMÁTICO DO ENSAIO DE COMPRESSÃO. ....	28
FIGURA 3.3 – ROTA DE FABRICAÇÃO ANALISADA NA PRIMEIRA ETAPA DO PROJETO. FONTE: ADAPTADA DE DIAS, 2013. ....	28
FIGURA 3.4 – CURVA DE CALIBRAÇÃO PARA O ENSAIO DE COMPRESSÃO DO ANEL. ....	29
FIGURA 3.5 – PARÂMETROS DE ANÁLISE DO PROCESSO DE TREFILAÇÃO ESTUDADO. ....	32
FIGURA 3.6 – FLUXOGRAMA DAS SIMULAÇÕES REALIZADAS NA ANÁLISE DO PROCESSO DE TREFILAÇÃO.....	33
FIGURA 3.7 – MODELO BASE PARA AS SIMULAÇÕES DO PROCESSO DE TREFILAÇÃO.....	34
FIGURA 3.8 – MODELO DE SIMULAÇÃO COM MALHA HEXAÉDRICA: (A) BARRA EM CORTE E (B) VISTA SUPERIOR. ....	35
FIGURA 3.9 – PERFIL DE TENSÕES RESIDUAIS MOSTRANDO A MALHA COM (A) 8, (B) 10, (C) 12 ELEMENTOS NO RAIOS.....	35
FIGURA 3.10 – PERFIL DE TENSÕES RESIDUAIS NA BARRA (A) SUPERFÍCIE E (B) CENTRO, UMA COMPARAÇÃO ENTRE AS SIMULAÇÕES DE MALHA. ....	36
FIGURA 3.11 – ANÁLISE INICIAL DA INFLUÊNCIA DO DESALINHAMENTO DA FIEIRA E DO ATRITO. ....	38
FIGURA 3.12 – MODELO NUMÉRICO CARACTERIZANDO EXCENTRICIDADE ENTRE EIXOS BARRA/FIEIRA (MM). ....	39



FIGURA 3.13 – DESENHO ESQUEMÁTICO DA BOBINA DE ARMAZENAMENTO DO FIO-MÁQUINA.	39
FIGURA 3.14 – MEDIÇÃO DA GEOMETRIA DA BARRA APÓS A ETAPA DE PRÉ-ENDIREITAMENTO (MM).	40
FIGURA 3.15 – MODELO NUMÉRICO CARACTERIZANDO DIFERENÇAS DE DIÂMETRO (MM).	41
FIGURA 3.16 – ANÁLISE DE CURVATURA DO FIO-MÁQUINA (A) DESENHO ESQUEMÁTICO E MODELO COM CURVATURA EM “C” E (B) DESENHO ESQUEMÁTICO E MODELO CURVATURA PARA A DIREITA.	41
FIGURA 4.1 – CURVA MÉDIA DE ESCOAMENTO.	43
FIGURA 4.2 – MODELOS DE REFERÊNCIA: PERFIL AXIAL DE TENSÕES RESIDUAIS PARA ÂNGULO DE FIEIRA 2A (A) 15° E (B) 20°.	47
FIGURA 4.3 – COMPARAÇÃO DOS PERFIS DE TENSÕES RESIDUAIS PARA AS SIMULAÇÕES DOS MODELOS DE REFERÊNCIA COM A MEDIÇÃO EXPERIMENTAL.	48
FIGURA 4.4 – FORÇAS SIMULADAS E CALCULADAS PARA A ANÁLISE DO PROCESSO DE TREFILAÇÃO.	48
FIGURA 4.5 – SIMULAÇÕES DE DIFERENTES VELOCIDADES DO PROCESSO COM FIEIRA 2A: (A) 15° E (B) 20°.	49
FIGURA 4.6 – SIMULAÇÕES COM DIFERENTES FORMAS DE AGARRE: PUXADOR ENVOLTO NA BARRA(2A=20°).	50
FIGURA 4.7 – COMPARAÇÃO DOS PERFIS DE TENSÃO RESIDUAL AVALIANDO A VELOCIDADE E FORMA DE AGARRE (FIEIRA 20°)	50
FIGURA 4.9 - COMPARAÇÃO DOS PERFIS DE TENSÃO RESIDUAL VARIANDO A VELOCIDADE DE TREFILAÇÃO (FIEIRA 15°).	51
FIGURA 4.10 – COMPARAÇÃO DAS FORÇAS SIMULADAS ANALISANDO A INFLUÊNCIA DA VELOCIDADE NO PROCESSO.	51
FIGURA 4.11 – PERFIL AXIAL DE TENSÕES RESIDUAIS PARA AS SIMULAÇÕES COM DESALINHAMENTO DA FIEIRA (A) 15° E (B) 20°.	52
FIGURA 4.12 – SIMULAÇÕES COMBINANDO DIFERENTES ATRITOS E DESALINHAMENTO DA FIEIRA 2A (A) 15° E (B) 20°.	53
FIGURA 4.13 – COMPARAÇÃO DOS PERFIS DE TENSÃO RESIDUAL AVALIANDO ATRITO E DESALINHAMENTO DA FIEIRA 20°.	53
FIGURA 4.14 – COMPARAÇÃO DOS PERFIS DE TENSÃO RESIDUAL AVALIANDO ATRITO E DESALINHAMENTO DA FIEIRA 15°.	54
FIGURA 4.15 – ESTIRAMENTO DA BARRA RESULTANTE DE EXTREMA EXCENTRICIDADE.	55
FIGURA 4.16 – PERFIL AXIAL DE TENSÕES RESIDUAIS PARA SIMULAÇÃO DE EXCENTRICIDADE, FIEIRA 2A : (A) 15° E (B) 20°.	56
FIGURA 4.17 – COMPARAÇÃO DOS PERFIS DE TENSÃO RESIDUAL ENTRE OS CASOS DE EXCENTRICIDADE PARA 2A=15° E 20°.	57
FIGURA 4.18 – EXCENTRICIDADE COM RESTRIÇÃO DOS NÓS CENTRAIS E NAS EXTREMIDADES DA BARRA – 2A: (A) 15°E (B) 20°.	57
FIGURA 4.19 – COMPARAÇÃO DOS PERFIS PARA A ANÁLISE DE EXCENTRICIDADE COM RESTRIÇÕES.	58
FIGURA 4.20 – PERFIL AXIAL RESULTANTE DA SIMULAÇÃO COM BARRA CURVADA “PUXADOR ALINHADO” PARA 2A= 15°.	59
FIGURA 4.21 – PERFIL AXIAL DE TENSÕES RESIDUAIS PARA A SIMULAÇÃO FIEIRA 2A= 20° BARRA CURVADA (A) EM “C” E (B) COM PUXADOR ALINHADO.	60
FIGURA 4.22 - COMPARAÇÃO DOS PERFIS DE TENSÃO RESIDUAL AVALIANDO DIFERENTES CURVATURAS DA BARRA.	60
FIGURA 4.23 – PERFIL DE TENSÕES RESIDUAIS PARA A SIMULAÇÃO COM DIFERENTES DIÂMETROS PARA 2A : (A) 15° E (B) 20°.	61

FIGURA 4.24 - COMPARAÇÃO DOS PERFIS DE TENSÃO RESIDUAL NAS DIREÇÕES AXIAL, RADIAL E TANGENCIAL AVALIANDO DIFERENTES CURVAS DE ESCOAMENTO DO MATERIAL PARA FIEIRA DE 15° .....	62
FIGURA 4.25 - COMPARAÇÃO DOS PERFIS DE TENSÃO RESIDUAL NA DIREÇÃO AXIAL AVALIANDO DIFERENTES CURVAS DE ESCOAMENTO EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE DE DEFORMAÇÃO PARA FIEIRA DE 15° .....	63
FIGURA 4.26 - COMPARAÇÃO DOS PERFIS DE TENSÃO RESIDUAL NA DIREÇÃO AXIAL AVALIANDO DIFERENTES CURVAS DE ESCOAMENTO EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE DE DEFORMAÇÃO PARA FIEIRA DE 20° .....	63
FIGURA 4.27 – DIÂMETROS MEDIDOS APÓS SIMULAÇÃO DO PROCESSO.....	64
FIGURA 4.28 – (A) DESENHO ESQUEMÁTICO DO DESALINHAMENTO DA FERRAMENTA E (B) BARRA APÓS SIMULAÇÃO (FIEIRA 15° + DESALINHAMENTO B=1°) COM DIMENSÕES EM MILÍMETROS (MM).....	64
FIGURA 4.29 – RESULTADO DA SIMULAÇÃO COM FIEIRA DE 20° E DESALINHAMENTO DE B=1° COM DIMENSÕES EM MILÍMETROS (MM). .....	65
FIGURA 4.30 – (A) DESENHO ESQUEMÁTICO DA DIFERENÇA DE ATRITO, (B) RESULTADO DA SIMULAÇÃO COM FIEIRA DE 15° E DESALINHAMENTO DE B=1° + DIFERENÇA DE ATRITO NO MESMO LADO DA INCLINAÇÃO E (C) DIFERENÇA NO LADO OPOSTO À INCLINAÇÃO DA FERRAMENTA, AMBOS COM DIMENSÕES EM MILÍMETROS (MM).....	65
FIGURA 4.31 – (A) RESULTADO DA SIMULAÇÃO COM FIEIRA DE 20° E DESALINHAMENTO DE B=1° + DIFERENÇA DE ATRITO NO MESMO LADO DA INCLINAÇÃO E (B) DIFERENÇA NO LADO OPOSTO À INCLINAÇÃO DA FERRAMENTA, AMBOS COM DIMENSÕES EM MILÍMETROS (MM). .....	66

## *Índice de tabelas*

TABELA 2.1 – PROPRIEDADES MECÂNICAS EM FUNÇÃO DA CONDIÇÃO DE FORNECIMENTO. ..	10
TABELA 3.1 – PARÂMETROS DO PROCESSO DE TREFILAÇÃO PARA MATERIAL ISOTRÓPICO ANALISADO. ....	29
TABELA 3.2 – PROPRIEDADES DO MATERIAL ANALISADO. ....	33
TABELA 3.3 – PARÂMETROS DO PROCESSO, DADOS DE ENTRADA DO SOFTWARE. ....	33
TABELA 3.4 – VALORES DE DIÂMETRO MEDIDOS NO COMPRIMENTO DA BARRA PRÉ- ENDIREITADA. ....	40
TABELA 3.5 – DIFERENTES CURVAS DE ESCOAMENTO PARA O AÇO AISI 1045. ....	42
TABELA 3.6 – VALORES DOS PARÂMETROS ANISOTRÓPICOS PARA INPUT NO SOFTWARE. ....	42
TABELA 4.1 – RESULTADOS DA FORÇA DE TREFILAÇÃO. ....	44
TABELA 4.2 - COMPARAÇÃO ENTRE OS RESULTADOS DAS TENSÕES RESIDUAIS MÉDIAS PARA O MODELO DE REFERÊNCIA. ....	47
TABELA 4.3 - COMPARAÇÃO ENTRE OS RESULTADOS DAS TENSÕES RESIDUAIS PARA A VARIAÇÃO DA VELOCIDADE. ....	49

### *Lista abreviaturas*

$A_o$	Área inicial da seção do fio máquina
$A_l$	Área final da seção da barra trefilada
$Al$	Alumínio
$C$	Constante referente à Tensão
$C$	Carbono
$cp$	Corpo de prova
$Cr$	Cromo
$Cu$	Cobre
$d_o$	Diâmetro inicial do corpo de prova para compressão
$d_l$	Diâmetro final do corpo de prova para compressão
$dr$	Distância entre fieiras
$D_o$	Diâmetro inicial do fio máquina
$D_l$	Diâmetro final da barra trefilada
$D_m$	Diâmetro médio da barra
$d$	Distância entre planos
$\Delta d$	Variação na rede de espaçamentos
$E$	Módulo de Elasticidade ou Módulo de Young
$F$	Constante do estado de anisotropia para a direção normal
$F_t$	Força de trefilação
$F_a$	Força de atrito
$f(\alpha)$	Função do ângulo de inclinação da matriz
$G$	Constante do estado de anisotropia para a direção normal
$h_o$	Altura inicial do corpo de prova para compressão
$h_l$	Altura final do corpo de prova para compressão
$H$	Constante do estado de anisotropia para a direção normal
$H_c$	Comprimento útil da fieira
$k_{fo}$	Tensão limite de escoamento inicial
$k_f$	Tensão de escoamento
$k_{fm}$	Tensão de escoamento média
$L$	Constante do estado de anisotropia para a direção cisalhante
$l$	Comprimento de redução
$M$	Constante do estado de anisotropia para a direção cisalhante
$m$	Ordem de difração
$Mn$	Manganês
$Mo$	Molibdênio
$n$	Coefficiente de encruamento
$N_o$	Força normal
$N$	Constante do estado de anisotropia para a direção cisalhante
$Nb$	Nióbio
$Ni$	Níquel
$P$	Fósforo
$Q$	vetor
$r$	Redução em área da barra
$S$	Enxofre
$Si$	Silício
$\nu$	Coefficiente de Poisson

### *Lista de Símbolos*

$\Delta$	Parâmetro delta
$\beta$	Inclinação da feira
$\alpha$	Semi-ângulo da feira
$\theta$	Ângulo de incidência
$\varepsilon$	Deformação entre os planos
$\varepsilon_x$	Deformação entre os planos para a direção x
$\varepsilon_y$	Deformação entre os planos para a direção y
$\varepsilon_z$	Deformação entre os planos para a direção z
$\Delta\theta$	Variação do ângulo de incidência
$\lambda$	Comprimento de onda da radiação monocromática
$\mu$	Coefficiente de atrito de Coulomb
$\sigma_x$	Componente normal de tensão para a direção x
$\sigma_y$	Componente normal de tensão para a direção y
$\sigma_z$	Componente normal de tensão para a direção z
$\sigma_1$	Tensão principal na direção 1
$\sigma_2$	Tensão principal na direção 2
$\sigma_3$	Tensão principal na direção 3
$\sigma_{oij}$	Relação entre tensão normal principal e média entre as tensões principais
$\sigma_{av}$	Média entre as tensões principais
$\bar{\sigma}_H$	Tensão equivalente de Hill
$\bar{\sigma}_M$	Tensão equivalente de von Mises
$\tau_{12}$	Tensão cisalhante entre os planos 1 2
$\tau_{13}$	Tensão cisalhante entre os planos 1 3
$\tau_{23}$	Tensão cisalhante entre os planos 2 3
$\tau_{oij}$	Relação entre tensão cisalhante principal e tensão cisalhante inicial
$\tau_o$	Tensão de cisalhamento inicial
$\varphi$	Deformação verdadeira sofrida pela barra

**MODELAGEM E ANÁLISE NUMÉRICA DE VARIAÇÕES DOS PARÂMETROS  
NÃO CONTROLÁVEIS EM UM SISTEMA DE TREFILAÇÃO DE BARRAS**  
*JULIANA ZOTTIS*

**Resumo**

Assim como em qualquer processo de fabricação, a qualidade do produto final deve estar aliada à otimização dos custos do processo, portanto, deve-se conhecer os fatores que alteram as propriedades do produto e que possam causar alguma influência indesejada. A trefilação de barras de aço é usualmente utilizada para conferir precisão dimensional e melhores propriedades mecânicas ao material. Um dos grandes problemas encontrados na fabricação de eixos através deste processo é o aparecimento de distorções de forma após o tratamento térmico. Tais distorções estão diretamente ligadas ao acúmulo de tensões residuais geradas durante as etapas de pré-endireitamento, jateamento e trefilação propriamente dita, modificando o comportamento e resistência mecânica, bem como a resistência à fadiga e à corrosão das peças. Portanto, este trabalho tem por objetivo analisar, através de uma abordagem numérica computacional, a influência de parâmetros de processo e propriedades do material no aparecimento de distorções em barras trefiladas de aço AISI 1045, em função de possíveis fontes geradoras de heterogeneidades, principalmente de tensões residuais durante o processo de fabricação. A análise das tensões foi realizada através da modelagem numérica 3D do processo de trefilação, sendo utilizado o software de simulação numérica computacional Deform<sup>TM</sup>. Da mesma maneira, foram analisadas as formas de agarre que fornecem a velocidade do processo, a primeira utilizando um puxador na extremidade da barra, a segunda com um puxador envolto movimentando-se ao longo da barra. Através destas análises, verificou-se que a forma de como a barra é tracionada ocasiona uma redução de até 100 MPa nas tensões residuais no centro da barra, o que representa um fator importante no estudo das possíveis causas das distorções. Observou-se ainda que os fatores de velocidade e homogeneidade da lubrificação modificaram o perfil das tensões residuais na barra. Outros parâmetros, como desalinhamento da ferramenta, diferenças de atrito, excentricidade do eixo e curvatura da barra, também foram avaliados, sendo que ambos influenciam consideravelmente na distribuição das tensões residuais ao longo do perfil da barra. Torna-se evidente a importância de um eficiente pré-endireitamento do fio máquina, pois os resultados das simulações com curvatura mostram que a força de trefilação e a distribuição das tensões residuais ao longo da barra trefilada aumentam, bem como a barra apresenta certa curvatura remanescente, para ambas as feiras com ângulo de 15° e 20°. Sendo assim, tais resultados evidenciam a elevada influência dos parâmetros estudados no aparecimento de distorções no produto final.

**Palavras chave:** Parâmetros de processo, Trefilação, Tensões Residuais, Simulação Numérica.

**NUMERICAL SIMULATION OF UNCONTROLLED PARAMETER VARIATIONS  
IN A WIRE DRAWING SYSTEM  
JULIANA ZOTTIS**

***Abstract***

As with any manufacturing process, the quality of the final product must be coupled with cost optimization of the process, so you should know the factors that alter the properties of the product that may cause some unwanted influence. The drawing of steel bars is usually used to impart better dimensional accuracy and mechanical properties to the material. One of the major problems encountered in the manufacturing of axes through this process is the appearance of distortion of size and shape after heat treatment. Such distortions are directly linked to the accumulation of residual stresses generated during the stages of pre-straightening, shot blasting and drawing itself, modifying behavior and mechanical strength, residual stresses and resistance to fatigue and corrosion of parts. Therefore, this work aims to examine, through a computational numerical approach, the influence of material parameters and process the appearance of distortions in cold drawn steel bars AISI 1045, due to possible sources of residual stresses during the manufacture. The analysis of strains and residual stresses were performed by 3D numerical modeling of the drawing process, the software being used numerical simulation computational Deform<sup>TM</sup>. In order to transmit the drawing speed, the forms of grip were analyzed using a first end of the puller bar, the second wrapped with a puller moving along the bar. Since through these analyzes, it was found that as the shape of the bar is pulled up causes a reduction in the residual stress 100 MPa in the center of the bar, which is an important factor in the study of the possible causes of the distortion. As well as factors speed and homogeneity of lubrication significantly altered the profile of residual stresses in the bar. Other parameters, such as misalignment of the tool, friction differences, curvature and eccentricity of the axis of the bar were also evaluated, both of which significantly modify the distribution of residual stresses along the profile of the bar. It became evident that an efficient pre-straightening of the wire is important because the results of simulations show that the curvature with the drawing force and the distribution of residual stresses along the bar Cold Drawn Bars increase as well as the bar has some remnant curvature, for both dies with an angle of 15 ° and 20 °. Thus, these results demonstrate the high influence of the parameters studied distortions in the appearance of the final product.

**Keywords:** Process Parameters, Wire Drawing Process, Residual Stresses, Numerical Simulation.

## ***1 INTRODUÇÃO E OBJETIVOS***

---

A trefilação aplica-se fundamentalmente na fabricação de peças que possuam simetria axial de revolução, destacando-se pela sua importância industrial na produção de arames, fios e barras de diferentes diâmetros, bem como a redução de secção de componentes tubulares (MARTINS, 2012).

Este processo de fabricação é usualmente utilizado para conferir precisão dimensional e melhores propriedades mecânicas ao material, como por exemplo, na fabricação de barras de aço com um alto índice de produtividade. Sendo que este se caracteriza pela tração de barras, arames ou de fio máquina proveniente da laminação através de uma matriz em forma de canal convergente chamada de fieira ou trefila, onde ocorre a redução da secção transversal e respectivo aumento no comprimento do material (BLACK et al., 2008). A maior parte do escoamento plástico é causada por esforços de compressão resultantes da reação do metal com a matriz (DIETER et al., 2003).

Assim como em qualquer processo de fabricação, a qualidade do produto final deve estar aliada à otimização dos custos do processo, portanto, deve-se obter conhecimento dos fatores que alteram as propriedades do produto e que possam causar alguma influência indesejada.

O conhecimento do estado de tensões na matéria-prima utilizada para a fabricação de componentes automotivos é de suma importância para garantir a qualidade e estabilidade dos processos produtivos (METZ et al, 2007a). Sendo que os diferentes processos, aos quais são submetidos os componentes mecânicos durante sua fabricação, são responsáveis pelo estado final de tensões residuais do componente fabricado.

Os processos de fabricação e tratamentos térmicos em geral, introduzem tensões residuais no componente produzido, onde os mecanismos de deformação plástica gerados são complexos e não homogêneos devido à geometria das ferramentas e as condições de lubrificação (atrito). Tais tensões modificam o comportamento mecânico, alteraram a resistência mecânica, à fadiga e à tenacidade, permanecendo na peça enquanto o sistema de forças que lhe está associado estiver auto equilibrado e poderão causar defeitos de forma ou distorções no material (MARTINS, 2005).



A utilização do método de elementos finitos como ferramenta para análise e otimização de processos de conformação mecânica, incluindo análise de tensões residuais, é importante para as indústrias de conformação de todo o mundo reduzindo custos e aumentando a qualidade na execução e no desenvolvimento de novos produtos em menos tempo, para o aumento do *know-how*, auxiliar em treinamentos e aumentar a eficácia de marketing (WANG, 2002; TEKKAYA, 2000; ARBAK, 2007).

O uso de análises numéricas, entre outros, o método de elementos finitos, tem permitido aprofundar o estudo de diferentes processos de fabricação, evitando erros de projeto que possam acarretar custos elevados na sua correção através de longas etapas de *try-out*. Desta forma, simulações numéricas computacionais permitem melhorar o processo antes mesmo da construção de protótipos, evitando, assim, investimentos desnecessários (TEKKAYA, 2000). Com este método, através de uma rede de elementos interligados (malha), um sistema de equações é aplicado, do qual a solução permite determinar as grandezas de interesse no fenômeno utilizado (ARAÚJO, 2009).

Portanto, este trabalho tem por objetivo analisar, através de uma abordagem numérica computacional, a influência de parâmetros de processo e propriedades do material no aparecimento de distorções em barras trefiladas de aço AISI 1045, em função de possíveis fontes geradoras de heterogeneidades, principalmente de tensões residuais durante o processo de fabricação.

Torna-se importante ressaltar que este trabalho foi desenvolvido como parte do projeto "*Investigation and improvement of a manufacturing process chain from cold drawing processes to induction hardening – reducing dimensional changes and distortion*" (Investigação e aperfeiçoamento de um processo de manufatura desde a trefilação a frio até o endurecimento por indução – para minimização de distorções e mudanças de forma) do Programa BRAGECRIM (Cooperação Internacional Teuto-brasileira para Pesquisa em Processos de Fabricação), e teve parte das simulações desenvolvidas no IUL (*Institut fuer Umformtechnik und Leichtbau*) da Universidade de Dortmund, em Dortmund, Alemanha.

### **1.1 Metas**

- ✓ Realizar simulações avaliando fatores do processo que possam influenciar na distribuição e níveis de tensão residual e, com isso, serem possíveis causadores de distorções no produto final. Analisar os fatores de:
  - Velocidade do processo;

- Desalinhamento da fieira;
  - Heterogeneidades de lubrificação;
  - Imperfeição da geometria inicial da barra – deficiências no pré-endireitamento;
  - Excentricidade da barra – erros de ajuste do equipamento;
  - Propriedades do material.
- ✓ Avaliar as tensões residuais obtidas pelas simulações para cada um dos fatores estudados;
  - ✓ Identificar e combinar os fatores do processo que possuam maior influência sobre as tensões residuais após a trefilação;
  - ✓ Comparar os resultados obtidos com valores experimentais obtidos no projeto Bragecrim.

## ***1.2 Estrutura do trabalho***

A **Revisão bibliográfica** abordará o que de mais importante tem sido estudado sobre o assunto até o momento.

O capítulo de **Materiais e Métodos** apresenta como foram os procedimentos experimentais para obtenção dos principais dados de entrada para o *software* de simulação numérica computacional, bem como a modelagem computacional e respectivos parâmetros utilizados para as simulações.

No Capítulo **Resultados e Discussões** serão agrupados todos os resultados de tensões residuais obtidos pela simulação e sua comparação com as medições experimentais por difração de Nêutrons e outras simulações resultantes da investigação e análise da cadeia de produção realizadas no projeto BRAGECRIM – Investigation and improvement of a manufacturing process chain from cold drawing processes to induction hardening, onde com esta descrição, os resultados estão discutidos e avaliados.

As **Conclusões** encontradas são apresentadas ao final como resultantes da discussão efetuada.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

---

### 2.1 *Conformação e encruamento de materiais metálicos*

Entende-se o processo de conformação de corpos metálicos como um processo que ocasiona modificação de forma desses corpos para outra forma definida. Tais processos de conformação plástica permitem a fabricação de peças metálicas, no estado sólido, com características controladas e obtenção de produtos finais com especificação de: a) dimensão e forma, b) propriedades mecânicas, c) condições superficiais. Conciliando a qualidade com elevadas velocidades de produção e baixos custos de fabricação (BRESCIANI et al, 2011).

A classificação destes processos pode ser de acordo com vários critérios – quanto ao tipo de processo: metalúrgicos e mecânicos; tipo de esforço; temperatura de trabalho; forma do produto final; tamanho da região de deformação; tipo de fluxo do material; tipo de produto obtido, entre outros.

Os processos mecânicos são constituídos pelos processos de conformação plástica, para os quais as tensões aplicadas são geralmente inferiores ao limite de resistência à ruptura do material, e pelos processos de conformação por usinagem. Devido à sua natureza, esses processos são também denominados “processos de conformação mecânica”.

As forças externas aplicadas sobre a peça em processos de conformação por compressão indireta podem ser tanto de tração como de compressão. Porém, as que efetivamente provocam a conformação plástica do metal são de compressão indireta, forças desenvolvidas pela reação da matriz sobre a peça, sendo que os principais processos que se enquadram nesse grupo são a trefilação e a extrusão, de tubos e fios, e a estampagem profunda (embutimento) de chapas (parcial).

Tanto a trefilação, quanto a extrusão empregam deformação plástica do corpo metálico mantendo sua massa e integridade, podendo ser realizado um trabalho a quente (acima da temperatura de recristalização) ou a frio (abaixo da temperatura de recristalização). Onde, os trabalhos realizados a frio são caracterizados por elevadas tensões de compressão, encruamento do produto e ductilidade da liga inferior à dos processos a quente. Segundo Dalmolim (2012), a qualidade superficial e a precisão dimensional dos produtos conformados a frio são superiores à obtida pelos processos a quente.

A Figura 2.1 apresenta a variação das propriedades mecânicas de um material metálico, quando trabalhado a frio. Observa-se um aumento constante das tensões limites de escoamento e resistência à tração e uma queda acentuada da ductilidade (estricção e alongamento).

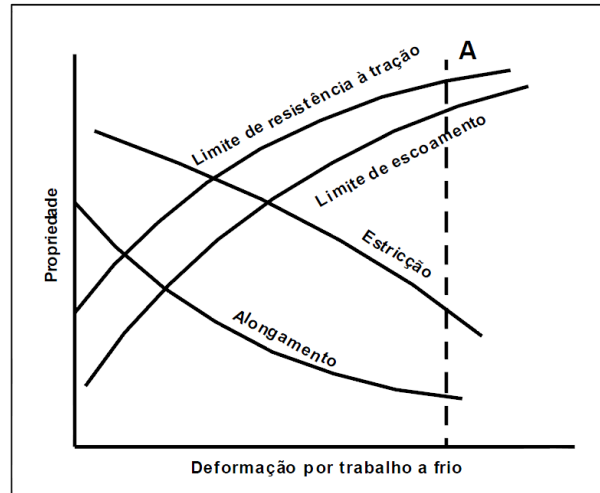


Figura 2.1 - Variação das propriedades mecânicas em função da deformação a frio. Fonte: DIETER, 1981.

Para deformações próximas da linha A, encontra-se o denominado limite de conformabilidade, ou seja, quando a tensão limite de escoamento é muito próxima da tensão limite de resistência à tração (DIETER, 1981). O fenômeno metalúrgico associado a esse comportamento é denominado encruamento ou endurecimento por deformação plástica a frio, característico dos processos de laminação, trefilação e estampagem, podendo ser influenciado por diversos fatores, tais como (MIRANDA, 2012):

- ◆ estrutura cristalina do metal;
- ◆ natureza química do metal;
- ◆ pureza do metal;
- ◆ orientação do cristal metálico;
- ◆ temperatura no processo de deformação;
- ◆ forma e dimensão do cristal metálico;
- ◆ condições superficiais do cristal metálico.

Um metal encruado tem suas propriedades físicas e mecânicas alteradas, apresenta maiores limites de escoamento e de resistência, maior dureza e menor alongamento e estrição, ou seja, à medida que a resistência se eleva pelo encruamento, a ductilidade decresce. As propriedades físicas como densidade e condutividade elétrica têm os seus níveis diminuídos com o aumento do encruamento e, com a expansão térmica ocorre o contrário.

## 2.2 Processo de fabricação

Há diversas instalações fabris de trefilação, cada qual apresenta um conjunto de máquinas e equipamentos auxiliares dependendo do tipo de produto a ser fabricado, das dimensões e propriedades do fio e da natureza do material. Essas máquinas e equipamentos podem ser: máquinas de alimentação contínua, equipamentos de decapagem, equipamentos pré e pós endireitamento, de tratamento térmico de recozimento, de têmpera e para revestimento dos fios com materiais plásticos ou metálicos (como nos processos de esmaltação, estanhagem ou zincagem) (BRESCIANI et al, 2011).

O processo de trefilação passou por avanços nos últimos anos e, a partir destes avanços foi desenvolvido um processo combinado, onde várias etapas do processo de fabricação de barras, ocorrem em sequência. Este processo, conhecido comercialmente como trefilação combinada, é mostrado na Figura 2.2 (NUNES, 2012).

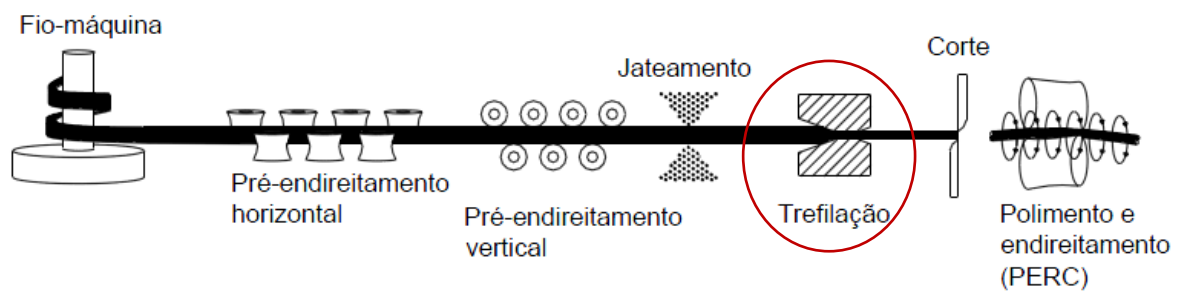


Figura 2.2 – Etapas do Processo de Trefilação combinada de barras de aço. Fonte: Nunes, 2008a.

Lingotes de aço são laminados a quente para obter-se a matéria-prima do processo de trefilação combinada, o fio-máquina, que após o processo de laminação é enrolado em forma de bobinas e posteriormente resfriado. O fio-máquina é pré-endireitado, jateado para a remoção de carepas e trefilado, passando através da fieira, sendo então cortado e denominado: barra trefilada. Em uma etapa subsequente do processo as barras trefiladas são polidas e endireitadas por rolos cruzados, abreviado pela sigla “PERC” (NUNES, 2012).

### 2.2.1 Trefilação

O princípio básico da trefilação consiste em tracionar a matéria-prima através de uma ferramenta cônica (fieira) aplicando uma força de tração na saída através de garras. À medida que o material vai atravessando a fieira ocorre uma deformação plástica ocasionando uma redução da seção transversal aumentando o comprimento do fio-máquina (matéria prima usada na trefilação), bem como o encruamento do material, consequentemente redução da

ductilidade e aumento da resistência mecânica. A grande vantagem do processo de trefilação é o excelente acabamento superficial aliado à alta velocidade do processo (ROSE, 1969).

Outro aspecto que caracteriza a maioria das variações dos processos de trefilação é o escoamento convergente do material quando de sua passagem pela matriz. Assim, o escoamento plástico na trefilação deve-se principalmente à ação de esforços de compressão resultantes da reação do material com as paredes internas da matriz. Esse comportamento determina que a trefilação seja classificada como um processo por compressão indireta (BUTTON, 2008).

As feiras são fabricadas em aço ou carboneto de tungstênio para assegurar uma boa durabilidade e são constituídas por quatro regiões ou zonas: *zona de entrada* – possuindo um ângulo ligeiramente maior do que o ângulo de trefilação de modo a facilitar a lubrificação do processo; *zona de trefilação* – possuindo um ângulo ( $2\alpha$ ) que geralmente está compreendido entre os  $5^\circ$  e os  $15^\circ$ ; *zona cilíndrica* ( $H_c$ ) – incluída por razões de fabricação e de manutenção da matriz, sendo fundamental para assegurar uma boa estabilidade dimensional ao produto final; *zona de saída* – com um ângulo de abertura contrário ao dos ângulos de entrada e de trefilação (MARTINS, 2012). O desenho esquemático da etapa de trefilação pode ser observado na Figura 2.3, onde são destacadas as regiões da feira e a forma de acionamento do processo.

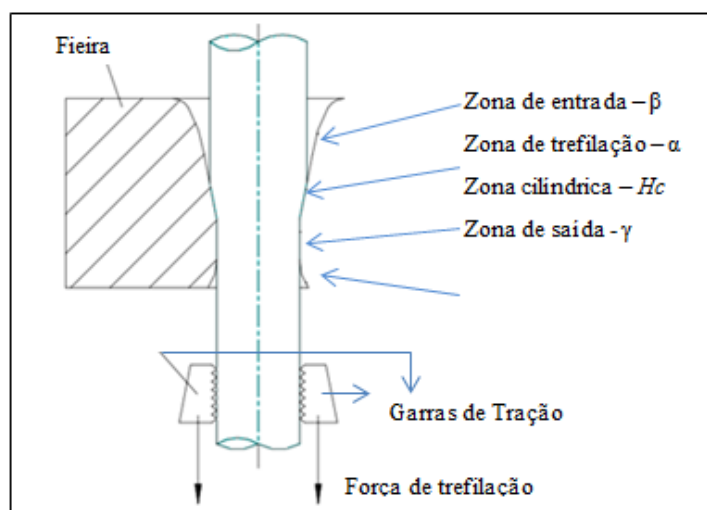


Figura 2.3 – Desenho esquemático do processo de trefilação e zonas da feira. Fonte: adaptado de Martins, 2012.

A região de entrada tem como objetivo o guiamento do material (fio-máquina) a ser trefilado e também facilitar o processo de lubrificação. Para o guiamento correto do material, a feira tem um ângulo de entrada definido como sendo o ângulo  $2\beta$ , que é ligeiramente maior que o ângulo da região de trabalho ( $2\alpha$ ).

A região de trabalho tem como objetivo deformar plasticamente o material que está sendo trefilado e esta deformação ocorre pelo escoamento do material devido a limitação de diâmetro dada pela ferramenta (fieira). Um fator importante desta região é o ângulo  $2\alpha$ , pois a força para trefilação de um material está diretamente correlacionado a este ângulo, considerando-se que os outros parâmetros do processo sejam constantes. Os ângulos mais comuns estão entre  $5^\circ$  e  $30^\circ$ , dependendo do tipo de material a ser trefilado (NUNES, 2008a).

Paralela ao material trefilado, a região de calibração, ou zona cilíndrica ( $H_c$ ) define a geometria e as dimensões do material que está sendo trefilado, sendo fundamental para assegurar a estabilidade dimensional do produto final.

Após o material ser deformado plasticamente há um retorno elástico pelo alívio das tensões compressivas aplicadas nas regiões de trabalho e de calibração. Assim, na região de saída o material sofre uma recuperação elástica e há um leve aumento de diâmetro. Nesta região há um ângulo de saída ( $2\gamma$ ), que é contrário aos ângulos das regiões de entrada e de calibração, facilitando a saída do material (SOARES, 2012).

### **2.2.1.1 Propriedades do material trefilado**

A trefilação é um dos processos de conformação que devido às suas características de lubrificação eficiente e trabalho a frio, oferecem produtos longos e contínuos de diversas geometrias com elevada qualidade geral associada a tolerâncias dimensionais e geométricas estreitas, boa qualidade superficial e com possibilidade do controle de suas propriedades mecânicas pela definição adequada do número de passes de trefilação, da redução de seção transversal e pelo emprego de etapas de recozimento (BUTTON, 2008).

Assim, a especificação das propriedades de um produto trefilado dependerá das exigências de sua utilização e da definição adequada do material de partida, da inclusão de etapas de limpeza e acabamento superficial, além dos cuidados para a definição das etapas de lubrificação, trefilação e recozimento.

Os cristais, ou grãos, de agregados policristalinos metálicos se orientam com a deformação plástica de maneira que determinadas direções cristalográficas se posicionam segundo as direções principais de escoamento do metal. Essa distribuição de orientação caracteriza a textura de deformação (BRESCIANI et al, 2011).

Diante da natureza do processo de trefilação, é de se esperar que os cristais deformados apresentem um eixo paralelo à direção da conformação, e os demais uma distribuição aleatória ao redor da mesma direção em face da simetria radial. Quando isso ocorre, a textura é denominada textura de fibra normal (Figura 2.4a). Verifica-se, contudo,

que muitas vezes, ao menos nas camadas superficiais do trefilado, os cristais tendem a ter direções preferenciais ao redor do eixo central, direções caracterizadas por planos paralelos aos planos tangentes à superfície da barra (ou arame), e direções coincidentes com a direção de trefilação - essa textura recebe a denominação de textura cíclica de fibra (Figura 2.4b). Então, quando se analisa a textura do trefilado, deve-se considerar sempre o que ocorre no núcleo e na camada exterior da barra (ou arame).

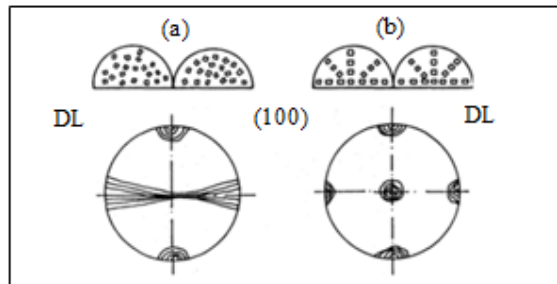


Figura 2.4 - Figuras de pólos de arames trefilados: (a) textura normal e (b) cíclica. Fonte: BRESCIANI et. al, 2011.

A caracterização do material no que se refere a propriedades mecânicas e comportamento sob deformação plástica é essencial para a compreensão dos fenômenos que influenciam o estado final do componente em cada etapa de um processo de manufatura envolvendo transformação mecânica (BLACK, et al., 2008).

A curva de escoamento de um material descreve sua tensão de escoamento sob determinadas condições de deformação, e o perfil desta curva é fortemente dependente da temperatura e da taxa de deformação. O completo entendimento e domínio deste comportamento são fundamentais para a melhoria dos processos de transformação mecânica como um todo (DIETENBERGER, et al., 2005).

Com 0,45% de carbono em sua composição, o aço AISI 1045 é classificado como aço de médio teor de carbono com boas propriedades mecânicas e tenacidade, bem como boa usinabilidade, ótima forjabilidade e soldabilidade quando laminado a quente ou normalizado.

O ferro é o componente principal do aço 1045, contudo, existem outros elementos com faixas específicas de composição. O primeiro elemento é o carbono, com um intervalo de 0,43 por cento para 0,50 %. Em seguida, silício, com um intervalo de 0,10 % para 0,60 %. O último elemento de liga é o manganês, com um intervalo permitido de 0,60 % para 0,90 %. O fósforo pode ser encontrado neste aço, até um máximo de 0,04 %.

Indicado para transmissão de média solicitação, parafusos, cabos, molas e eixos para vagões ferroviários, o aço em estudo pode ser endurecido ou beneficiado por tratamento térmico, tratado seletivamente por indução ou chama. Devido a isso, encontra grande



aplicação na fabricação de forjados, partes estruturais de máquinas e eixos em geral. Sua dureza na condição temperada é de aproximadamente 55 HRC. As suas aplicações, por constituir-se um aço padrão de média resistência e baixa temperabilidade, compreendem eixos, peças forjadas, engrenagens comuns, componentes estruturais e de máquinas, virabrequim (BUERGER et al, 2010).

Button (2008) apresenta as propriedades mecânicas do aço AISI 1045 na condição de fornecimento trefilado e na condição laminado a quente (Tabela 2.1). Observa-se que o encruamento causado pela trefilação acarreta um aumento de cerca de 70% na tensão limite de escoamento, o que favorece a aplicação de produtos trefilados para redução de peso de estruturas e conjuntos mecânicos.

Tabela 2.1– Propriedades mecânicas em função da condição de fornecimento.

<b>Condição de fornecimento</b>	<b>Tensão limite de escoamento (MPa)</b>	<b>Tensão limite de resistência (MPa)</b>	<b>Alongamento (%)</b>	<b>Dureza (HB)</b>
Trefilado	530	625	13	179
Laminado a quente	310	565	16	163

Fonte: BUTTON, 2008.

O comportamento do material em processos de conformação é comumente tratado pelos parâmetros do ensaio de tração, porém tal ensaio implica em algumas limitações na aplicação dos seus resultados em processos industriais de conformação mecânica.

Para Alves et al. (2011), a instabilidade plástica que surge no ensaio de tração uniaxial determina que a curva de escoamento apenas consegue ser definida para valores de deformação verdadeira muito inferiores a unidade. A maioria dos processos de conformação mecânica alcançam extensões que superam largamente a unidade, existe uma prática generalizada de obter as propriedades mecânicas dos materiais por extrapolação, o que pode dar origem a erros de modelação muito significativos. Ainda segundo o autor, uma das alternativas para evitar a ocorrência de estrição do material e evitar ou limitar as extrapolações, é o ensaio de compressão.

Propriedades de compressão são de interesse na análise de estruturas sujeitas a cargas de compressão ou flexão ou ambos e nas análises dos processos de fabricação de funcionamento do metal e que envolvem grandes deformações de compressão. Sendo possível detectar deformações sem o inconveniente de estrição ou empescoamento do corpo de prova, porém deve-se tomar cuidado com a lubrificação durante o ensaio, minimizando os efeitos de flambagem e embarrilamento (ASTM, 2000).

### 2.2.1.2 Parâmetros do processo de trefilação

#### A. Tensões e forças aplicadas na trefilação

As tensões mecânicas presentes no processo de trefilação podem ser analisadas considerando-se o esquema apresentado na Figura 2.5 para barras cilíndricas.

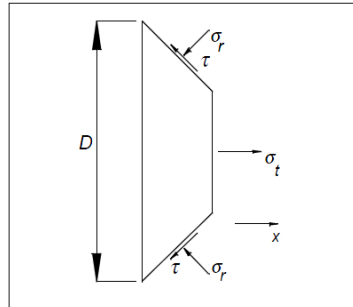


Figura 2.5 – Tensões presentes na trefilação de barras cilíndricas. Fonte: BUTTON, 2008.

Podem ser definidas três tensões atuantes na região de trabalho:

1. Tensão trativa ( $\sigma_t$ ) na direção  $x$  devido ao tracionamento da barra;
2. Tensões radiais compressivas ( $\sigma_r$ ) devido à reação da parede cônica da matriz ao movimento axial da barra;
3. Tensões tangenciais ( $\tau$ ) devido ao atrito causado pelo movimento da barra em contato com a matriz.

A tensão trativa define a tensão de trefilação ( $\sigma_{tref}$ ) e multiplicada pela área da seção transversal do produto trefilado fornecerá a força de trefilação ( $F_{tref}$ ) que definirá juntamente com a velocidade de trefilação ( $v$ ), qual será a potência necessária ( $P_{tref}$ ) para a trefiladora, como mostra a (Equação 2.1).

$$F_{tref} = A_f \sigma_{tref} \quad \text{e} \quad P_{tref} = F_{tref} v \quad (\text{Equação 2.1})$$

As tensões compressivas são determinantes na maior ou menor facilidade de trefilação de um material metálico, tanto assim que a tensão necessária para provocar uma dada deformação por trefilação é significativamente menor que a necessária na tração uniaxial para a mesma deformação.

Segundo Soares (2012), a força de trefilação é fator importante neste processo, fazendo com que o fio-máquina passe através da ferramenta ou fieira. Existem diversas equações para determinação desta força e duas formas de calcular a força trativa que provoca o deslocamento do fio-máquina por dentro da fieira foram propostas por Sachs (Equação 2.2), que leva em conta o atrito e o ângulo da ferramenta; e por Avitzur (Equação 2.2), a qual considera também a região de calibração da fieira. Ambas calculam a força de tração necessária para que a barra atravesse a fieira.

$$F_t = A_1 \cdot k_{fm} \cdot \left(1 + \frac{1}{\mu \cdot \cot \alpha}\right) \cdot \left[1 - \left(\frac{A_1}{A_o}\right)^{\mu \cdot \cot(\alpha)}\right] \quad (\text{Equação 2.2})$$

Onde  $F_t$  é a força de trefilação [N],  $A_o$  e  $A_1$  são as áreas das seções transversais da barra antes e após a trefilação [ $\text{mm}^2$ ],  $k_{fm}$  é a tensão de escoamento média [MPa],  $\mu$  é o coeficiente de atrito de Coulomb e  $\alpha$  é o semi-ângulo da fiação expresso em radianos.

$$F_t = A_1 \cdot k_{fo} \cdot \frac{\left\{2 \cdot f(\alpha) \cdot \ln\left(\frac{D_o}{D_1}\right) + \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{\alpha}{(\sin^2 \alpha)} - \cot \alpha\right) + 2 \cdot \mu \cdot (\cot \alpha) \cdot \left[1 - \ln\left(\frac{D_o}{D_1}\right)\right] \ln\left(\frac{D_o}{D_1}\right) + \frac{2 \cdot H_c}{D_1}\right\}}{1 + 4 \cdot \mu \cdot \frac{H_c}{D_1}} \quad (\text{Equação 2.3})$$

Onde  $k_{fo}$  é a tensão de escoamento inicial [MPa],  $D_o$  e  $D_1$  são os diâmetros da barra antes de depois da trefila [mm],  $H_c$  é o comprimento da região de calibração da fiação [mm] e  $f(\alpha)$  é uma função complexa do ângulo de inclinação da matriz e é calculado pela (Equação 2.4).

$$f(\alpha) = \frac{1}{(\sin^2 \alpha)} \cdot \left\{1 - \cos \alpha \cdot \sqrt{1 - \frac{11}{12} \cdot (\sin^2 \alpha)} + \frac{1}{\sqrt{11 \cdot 12}} \cdot \ln \left[ \frac{1 + \sqrt{11/12}}{\sqrt{11 \cdot 12} \cdot \cos \alpha + \sqrt{1 - (11/12) \cdot \sin^2 \alpha}} \right] \right\} \quad (\text{Equação 2.4})$$

## B. Redução

A redução em área que a barra a ser trefilada sofre é um fator importante para o processo e é obtida pela (Equação 2.5 (DIETER, 2003):

$$r = \frac{(D_o)^2 - (D_1)^2}{(D_o)^2} \quad (\text{Equação 2.5})$$

Onde  $D_o$  é o diâmetro inicial da barra [mm],  $D_1$  é o diâmetro final da barra [mm] e  $r$  é a redução.

No processo de trefilação, a redução está diretamente ligada à geração de tensões residuais, pois a mesma está ligada à profundidade de deformação que o material irá sofrer. Quando se aplica uma redução baixa, o perfil de tensões residuais é modificado nas direções axial, radial e tangencial podendo até haver uma troca de tensões trativas para compressivas (ATIENZA, 2001).

## C. Ângulo da ferramenta e atrito

A intensidade das tensões compressivas é determinada pela conicidade do ângulo de trabalho e pelo atrito entre o material trefilado e a matriz de trefilação. Conforme Button (2008), para avaliar a influência do ângulo da fiação ( $2\alpha$ ) e do coeficiente de atrito ( $\mu$ ) sobre as tensões compressivas e, conseqüentemente sobre a tensão de trefilação, considera-se que a energia de trefilação ( $E_{tref}$ ) seja composta por três parcelas de energia:

1. energia de deformação homogênea ou uniforme, representada pela redução de área da seção transversal, e que independe de  $2\alpha$  e  $\mu$ ;

2. energia devida ao atrito entre material e matriz e que depende de  $\mu$ , pois será tanto maior quanto maior for o coeficiente de atrito, e também depende de  $2\alpha$  pois para uma mesma redução de área, ângulos de trabalho menores corresponderão a um comprimento maior da região de trabalho e conseqüentemente definirão uma maior força para vencer o atrito. Portanto, para ângulos maiores haverá uma menor região de contato e assim, uma menor força devida ao atrito;

3. energia de trabalho redundante, relacionada com a mudança no sentido de escoamento na entrada e na saída da região de trabalho. Essa energia pode ser associada com o cisalhamento interno causado pelo escoamento convergente e será mais intensa quanto maior for  $\alpha$ .

A Figura 2.6(a) apresenta uma comparação de dois processos de trefilação com a mesma redução de área, porém, com ângulos de trabalho diferentes; na Figura 2.6(b) observa-se a influência do ângulo de trabalho sobre o cisalhamento interno do material e assim, sobre a energia redundante de trabalho; assim como a Figura 2.6(c), a qual mostra a variação da energia total de trefilação em função do ângulo de trabalho.

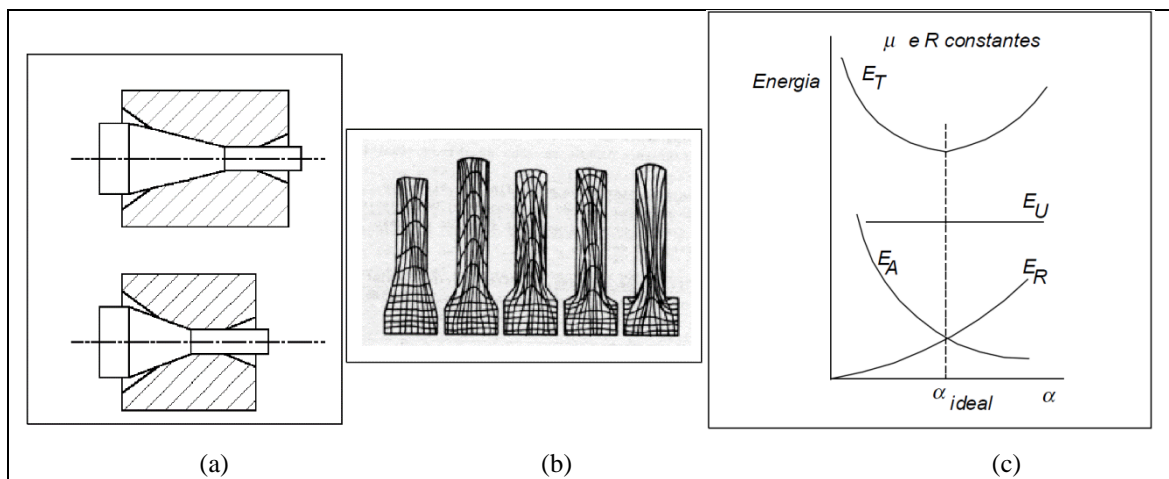


Figura 2.6 – Influências do ângulo de trabalho sobre (a) a energia de atrito; (b) o cisalhamento interno do material; (c) a energia total de trefilação. Fonte: BUTTON, 2008.

Dessas três parcelas, as duas últimas não contribuem para a qualidade do produto final dependem diretamente da qualidade e da geometria das ferramentas empregadas. Observa-se ainda que existe um ângulo  $2\alpha$  ideal para o qual a energia de trefilação é minimizada (BUTTON, 2001).

A partir do ângulo de fieira ( $2\alpha$ ) utilizado e o tamanho da região de redução, pode-se controlar o nível de tensões residuais na barra trefilada, (ELICES,2004; GODFREY, 2000;

NAKAGIRI et al, 2001; NUNES, 2008a; NUNES, 2008b; METZ, 2007a; METZ et al., 2007b; ROCHA, 2008b; WANG, 2002). Ainda segundo Dieter et al (2003), pode-se determinar um ângulo ideal de ferramenta utilizando-se a (Equação 2.6).

$$\alpha_o = \sqrt{\frac{3}{2}\mu \ln\left(\frac{D_0}{D_1}\right)} = \sqrt{\frac{3}{2}\mu \varphi_A} \quad (\text{Equação 2.6})$$

Onde:  $\mu$ ,  $D_0$  e  $D_1$  são respectivamente o coeficiente de atrito, o diâmetro inicial da barra e o diâmetro final da barra.

Torna-se importante o conhecimento do ângulo de feira, em função de este ser um fator relevante na força de trefilação. Para tal é necessário levar em conta a força devido à deformação homogênea e ao trabalho redundante, bem como, devido ao atrito. Obtendo-se tal ângulo onde a força de atrito e a força do trabalho redundante são iguais, é possível minimizar a força de trefilação (LANGE, 2006).

Segundo Schaeffer (2004) e Nunes (2008b), um exemplo prático utilizando os dados da Figura 2.7(a) e aplicando as equações de força de trefilação, resultou no gráfico apresentado na Figura 2.7(b). Sendo que para este, o semi-ângulo de feira ideal possui um valor próximo de  $7,5^\circ$ .

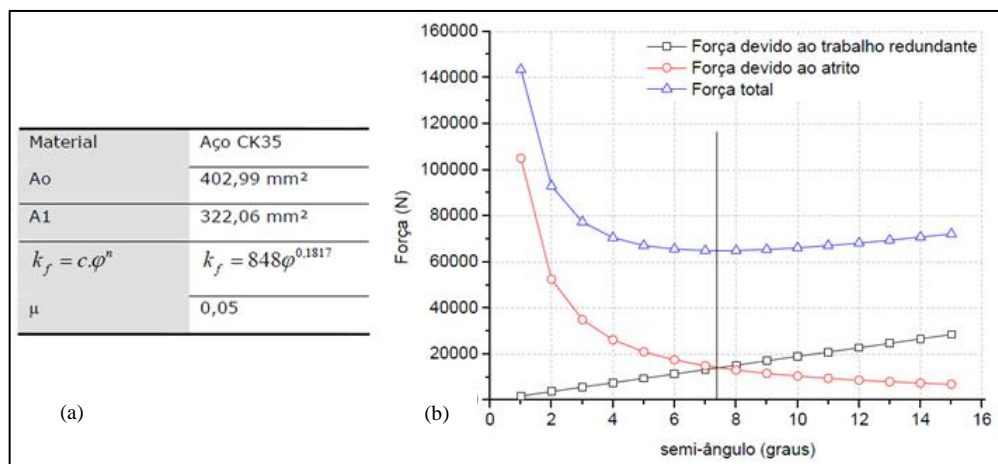


Figura 2.7 – Determinação do semiângulo ideal da ferramenta. Fonte: NUNES, 2008b.

Conforme Nakagiri et al (2001) e Asakawa et al (2000), a relação entre o semiângulo, o comprimento do paralelo (L) e o diâmetro final ( $D_1$ ) têm forte influência nas tensões residuais. Conforme ilustra a Figura 2.8, comparando-se as deflexões medidas a 1/6 e 1/2, nota-se um perfil mais homogêneo de tensões quando usado semiângulo  $\alpha$  de  $20^\circ$ . Este efeito pode ser explicado a partir da exigência de uma menor força de trefilação no processo. Esta diferença relativa é da ordem de 10% sendo praticamente desprezível frente ao processo de revenimento.

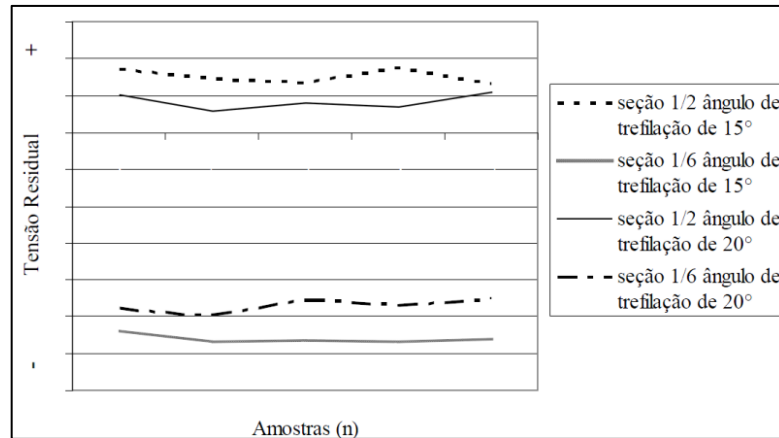


Figura 2.8 – Tensões Residuais medidas para as seções a 1/6 e 1/2 com ângulo de redução da feira de 15° e 20°. Fonte: METZ et al, 2007a.

#### D. Parâmetro Delta

O ângulo de trabalho na feira provavelmente é o parâmetro mais importante a ser controlado na confecção de uma boa ferramenta de trefilção, seu efeito no fluxo de material trefilado não pode ser apenas considerado a partir do nível de redução do processo. Assim, foi introduzido o parâmetro “ $\Delta$ ” (Equação 2.7), que é definido pela razão entre o diâmetro ( $h$ ) e o tamanho do contato entre o metal deformado e a ferramenta ( $L$ ) (SCHAEFFER, 2004).

$$\Delta = \frac{h}{L} \quad (\text{Equação 2.7})$$

Para o processo de trefilção de eixo simétrico, onde ( $h$ ) é o diâmetro, a redução é dada pela Equação 2.8, aplicando essa variável na Equação 2.7 obtém-se a Equação 2.9.

$$r = \frac{(d_i^2 - d_f^2)}{d_i^2} \quad (\text{Equação 2.8})$$

$$\Delta = \frac{\sin \alpha (1 + (1 - r)^{\frac{1}{2}})^2}{r} \quad (\text{Equação 2.9})$$

- *Efeitos do parâmetro  $\Delta$  nas tensões residuais* – A partir do parâmetro “ $\Delta$ ” podemos estimar a natureza das tensões residuais, pois estas tensões dependem da forma da zona de deformação. Com valores de “ $\Delta$ ” iguais ou menores que 1 (um exemplo prático seria uma redução com ângulo de ferramenta baixo), o padrão do fluxo do material é praticamente uniforme, e assim, observa-se menores tensões residuais geradas no perfil trefilado. As tensões residuais geradas no perfil são diretamente ligadas ao parâmetro “ $\Delta$ ” e sua magnitude aumenta ou diminuiu conforme o ângulo da ferramenta varia. Entretanto se o valor de “ $\Delta$ ” for extremamente alto as tensões residuais terão um comportamento totalmente diferente. Pode-se observar que para pequenas deformações as tensões residuais não penetram em uma

profundidade significativa no material e a tendência é que tais tensões residuais se mantenham na superfície do material com comportamento compressivo.

- *Efeitos do parâmetro  $\Delta$  no atrito* – Baixos valores de  $\Delta$  envolvem um trabalho de atrito alto entre a ferramenta e o material que está sendo trefilado, por outro lado valores elevados de  $\Delta$  envolverão perda de força no processo por trabalho de cisalhamento interno, na prática, o trabalho de cisalhamento interno começa a existir a partir de valores de  $\Delta$  superiores a um (1).

### **2.2.1.3 Defeitos nos produtos trefilados**

Componentes mecânicos de alto desempenho usualmente são tratados termicamente para obter melhores propriedades mecânicas, porém este tratamento térmico ocasiona, muitas vezes, distorções indesejadas (NUNES, 2012).

O processo de trefilação combinada, apesar das inúmeras vantagens como a agilidade do processo, qualidade do produto final, facilidade de estocagem, envolve importantes deformações, nas quais o limite de escoamento do material é ultrapassado, gerando mudança no estado de tensões que podem gerar inúmeros defeitos e empenamentos que devem ser considerados nos cálculos de projeto. Os defeitos na barra trefilada podem também ser originados durante a laminação por problemas superficiais (SOUZA, 2011).

As distorções de forma geradas pelos processos de fabricação, denominados imperfeições geométricas iniciais, representam quantitativamente o afastamento da superfície real em relação ao desejado, ou ainda uma mudança dimensional.

Estudos analíticos e experimentais relacionados aos processos produtivos de conformação apontam grande influência da matéria-prima na estabilidade da geometria e propriedades mecânicas dos produtos finais, mesmo utilizando tolerâncias restritas (NEVES, 2003; ATIENZA, 2001; HE, 2003).

Um dos defeitos mais comuns é o rompimento do centro da barra, sendo que uma análise dos parâmetros de trefilação pode prever para quais semiângulos ( $\alpha$ ), reduções ou condições de atrito esse rompimento poderá ocorrer.

Tensões residuais trativas junto à superfície são particularmente perigosas, e em alguns casos, a causa de falhas por fratura frágil, fadiga precoce e corrosão sob tensão. Por outro lado, tensões residuais compressivas na superfície são comumente utilizadas para aumentar a vida de componentes em fadiga. Estes efeitos influenciam diretamente no desempenho dos produtos (WANG, 2002; ELICES, 2004; RULZ et. al, 2004).

### 2.2.2 Formas de análise das tensões residuais

A avaliação das tensões residuais é um estágio muito importante para o controle da deformação de componentes e o entendimento do processo industrial. Todos os processos mecânicos de fabricação que envolvem deformação provavelmente produzirão componentes com tensões residuais, seja ela elevada ou não.

Estas tensões residuais existem em um material sem aplicação de forças externas (incluindo gravidade) ou gradientes térmicos. Todo sistema de tensões residuais está em equilíbrio e o somatório das forças resultantes e os momentos produzidos serão zero. Sendo causadas principalmente pelas altas deformações plásticas durante o processo de trefilação, onde a deformação não homogênea ao longo da seção acaba gerando tais tensões residuais após o descarregamento (final do processo).

As tensões residuais ( $\sigma_R$ ) são consequência de interações entre o tempo, temperatura, deformação e microestrutura, sendo que estas serão sobrepostas à tensão de serviço ( $\sigma_S$ ), conforme mostrado na Figura 2.9, e modificarão a tensão real ( $\sigma_R + \sigma_S$ ) no componente.

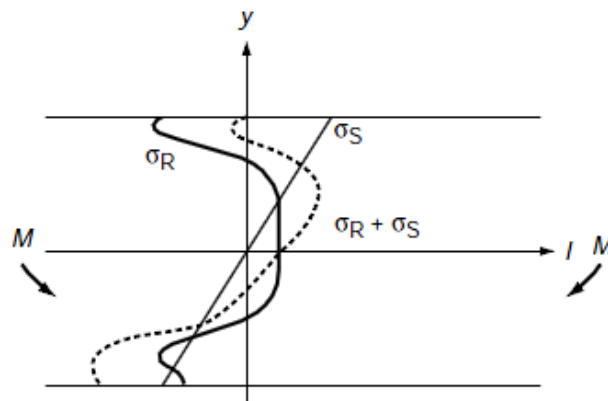


Figura 2.9 – Superposição de tensão residual e tensão de serviço. Fonte: ASM Handbook, 2002.

A análise das tensões residuais torna-se importante, pois, tal superposição de tensões pode afetar o desempenho do material em vida em fadiga, resistência à corrosão, resistência à ruptura, estabilidade dimensional, entre outros (ASM Handbook, 2002).

Diferenças de tensões residuais durante o processo podem ser ocasionadas por diferentes fases no material que variam sua resistência mecânica, gerando assim diferenças de forças ao longo do material. Pode-se citar, também, como um fator gerador de tensões residuais a presença de inclusões no material, bem como a não homogeneidade de resistência da matriz e também um possível gradiente de temperatura em diferentes localidades da matriz, ocasionando variações de esforços mecânicos durante o processo.

Nos processos de trefilação o nível de tensões residuais gerados está relacionado com a quantidade de redução usada no processo. Para reduções de até 1%, as tensões residuais



apresentadas na superfície do componente são compressivas. Para deformações superiores a 1%, que são comumente usadas pela indústria, o nível de tensões residuais apresentada no componente trefilado é trativo na superfície e compressivo no núcleo.

A medição das tensões residuais é particularmente difícil, pois elas estão presentes nos componentes em repouso, em estado de equilíbrio e sujeitos a condições uniformes de temperatura, na ausência de carregamento externo e de forças de massa.

As técnicas tradicionais de medição experimental de tensões em geral baseiam-se na mudança de determinadas propriedades e depois da aplicação de um carregamento, fazendo com que elas não percebam as tensões residuais. Portanto, conforme Dieter (1976), para mensurá-las podem ser utilizadas duas formas:

- Mensurar as propriedades do componente tensionado e comparar com os resultados do componente isento de tensões;
- Instalar um transdutor e eliminar as tensões residuais. As mudanças nas propriedades em razão da ausência das tensões residuais serão mensuradas.

A primeira forma descrita pode ser realizada através de técnicas não destrutivas, como difração por raios-X, difração de nêutrons e método magnético ou ultrassônico; e a segunda através de técnicas destrutivas como o método do furo cego com extensômetros elétricos (RUUD, 2002). Outros métodos, tais como método de furação, seccionamento ou remoção de camadas, são classificados como semidestrutivos, sendo que a melhor escolha do método deve levar em conta o material, o volume, a geometria e o acesso.

Os métodos destrutivos se baseiam na destruição do estado de equilíbrio de tensões residuais no material, podendo então medir-se o seu relaxamento, ou seja, o efeito das tensões residuais contidas no material. Todos os métodos destrutivos são sensíveis a tensão residual macroscópica. Sendo que os métodos não destrutivos podem avaliar os diferentes tipos de tensões. Entre os métodos mais conhecidos destacam-se (DIAS, 2013): Difração de Raios-X (XRD); Furo-Cego Incremental (Hole-drilling); Difração de Nêutrons; Micromagnético.

### ***2.3 Métodos de análise dos processos de conformação***

No estudo da mecânica das deformações plásticas, em face da complexidade matemática do tratamento do modelo físico-matemático estabelecido para a solução de problemas de conformação, há necessidade de se aplicar métodos analíticos e experimentais para o cálculo das relações entre as tensões e as deformações envolvidas, bem como das velocidades de deformação, dos trabalhos e das potências exigidas para a deformação plástica.

Para cada processo de conformação, podem-se aplicar alguns dos diferentes métodos com resultados mais ou menos precisos em função das hipóteses simplificadoras que cada método adota. Alguns processos de conformação são tratados como processos quase estacionários ou de movimento constante, onde a tensão e a velocidade de deformação não variam em um ponto qualquer considerado e referido a um sistema de coordenadas. Aos processos contínuos de conformação (laminação, trefilação e extrusão de semiprodutos de longo comprimento) pode ser aplicada a condição de quasi-estacionário, que facilita substancialmente a aplicação de métodos de análise das tensões e das deformações.

Os métodos de análise podem ser classificados em (BRESCIANI et al, 2011): método da energia uniforme; método da simulação, divisão em elementos ou elementos finitos; método do limite superior e inferior; método das linhas de deslizamento; método da visualização ou da visioplasticidade.

### **2.3.1 Conceitos básicos em análise não linear**

Para os materiais utilizados normalmente na construção mecânica, e à temperatura ambiente, é possível analisar o seu comportamento recorrendo à teoria matemática da plasticidade, pois, de uma forma geral, as deformações plásticas envolvidas podem-se considerar independentes do tempo (JORGE & DINIS, 2005).

#### **2.3.1.1 Lei da Decomposição**

O comportamento elasto-plástico é caracterizado por uma resposta do material, inicialmente elástica e, a partir de um determinado nível de tensão, por um comportamento essencialmente plástico (Figura 2.10). O comportamento plástico do material é geralmente acompanhado por uma invariância do seu volume.

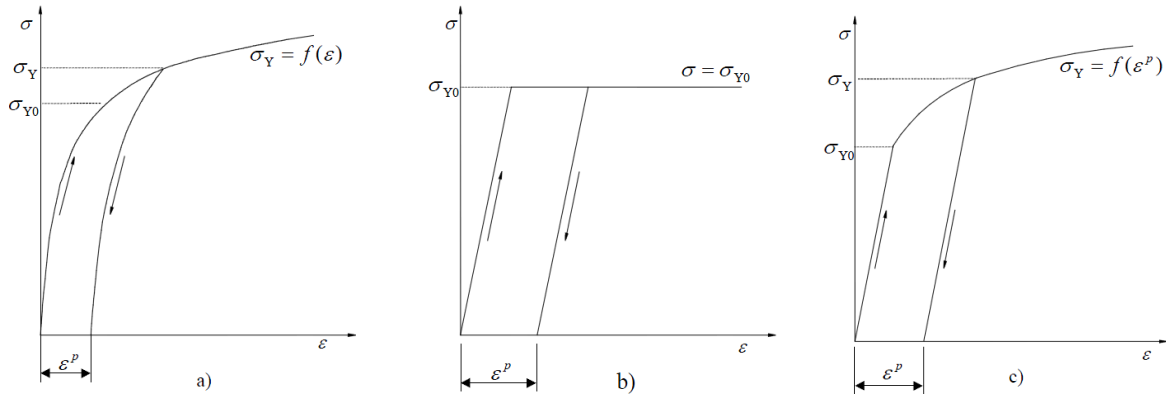


Figura 2.10 – Comportamento elasto-plástico obtido através de ensaio de tração. (a) carregamento/descarregamento; (b) modelo elasto-plástico; (c) modelo elasto-plástico com endurecimento. Fonte: JORGE & DINIS, 2005.

O limite de escoamento é o estado de tensão a partir do qual o material passa a se comportar como elasto-plástico, sendo definido por um critério de escoamento matematicamente expresso por uma função dependente do tensor de tensões, a chamada função de escoamento. As características deste limite variam de acordo com as propriedades do material.

Os primeiros critérios de escoamento plástico propostos na literatura foram direcionados para o estudo de metais e baseados no comportamento experimental observado em ensaios de tração uniaxial. Tais resultados indicaram que o escoamento depende tão somente das componentes das tensões de desvio, sendo assim, pode ser expresso como mostra a Equação 2.10.

$$F(J_{2D}, J_{3D}) = k \quad \text{(Equação 2.10)}$$

### 2.3.1.2 Critérios de Escoamento

O critério postulado por Tresca em 1864, baseado em resultados experimentais, admite por hipótese, que a deformação plástica num ponto material, ocorre sempre que a tensão tangencial máxima atinge um determinado valor limite – teoria da máxima tensão cisalhante. Esta condição pode ser representada, em função das tensões principais, pelas expressões apresentadas nas Equações 2.11; 2.12 e 2.13.

$$|\sigma_1 - \sigma_2| \leq \sigma_Y(\alpha) = Y(\alpha) \quad \text{(Equação 2.11)}$$

$$|\sigma_1 - \sigma_3| \leq \sigma_Y(\alpha) = Y(\alpha) \quad \text{(Equação 2.12)}$$

$$|\sigma_2 - \sigma_3| \leq \sigma_Y(\alpha) = Y(\alpha) \quad \text{(Equação 2.13)}$$

Onde  $Y(\alpha)$  é uma função característica do material obtida com base no ensaio de tração uniaxial, e que depende da deformação plástica. Esta variação pode ser quantificada em função do parâmetro de endurecimento,  $\alpha$ . Num ponto material, que se encontre no estado elástico de deformação, deve-se verificar todas as condições com o sinal de desigualdade,

enquanto que em regime plástico se deve verificar a igualdade para uma ou duas das proposições. Graficamente, as expressões definem, no espaço das tensões principais, um prisma hexagonal regular e infinitamente longo, cujo eixo  $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$  é perpendicular ao plano do desviador,  $\Pi$ , representado pela Equação 2.14 (Figura 2.11) (OWEN & HINTON, 1980).

$$(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) = 0 \quad \text{(Equação 2.14)}$$

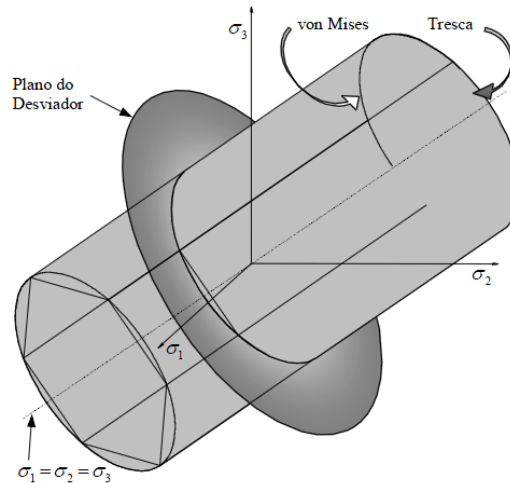


Figura 2.11 – Representação das superfícies de escoamento de Tresca e von Mises. Fonte: JORGE & DINIS, 2005.

Como se pode observar na Figura 2.11, a projeção do prisma, representativo da superfície de escoamento do critério de Tresca, no plano do desviador é um hexágono regular. O critério de Tresca apresenta a dificuldade no cálculo de  $\partial f / \partial \sigma$ , nas regiões de singularidade (faces no modelo 3D e pontos no modelo 2D) existentes na respectiva superfície.

Este critério possui a representação matemática apresentada nas Equações 2.15 e 3.16.

$$F(\sigma, \alpha) = (\sigma_1 - \sigma_3) - \sigma_Y(\alpha) \text{ para } \sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3 \quad \text{(Equação 2.15)}$$

$$F(\sigma, \alpha) = 2 \cos \theta \times \sqrt{J_2} - \sigma_Y(\alpha) \quad \text{(Equação 2.16)}$$

Embora a teoria da tensão cisalhante máxima forneça uma hipótese razoável para o escoamento em materiais dúcteis, a teoria da energia de distorção máxima se correlaciona melhor com os dados experimentais e, deste modo, é geralmente preferida. Nesta teoria, considera-se que o escoamento ocorre quando a energia associada à mudança de forma de um corpo sob carregamento multiaxial for igual à energia de distorção em um corpo de prova de tração, quando o escoamento ocorre na tensão de escoamento uniaxial,  $\sigma_y$ .

Assim, postulou-se que as tensões que realmente causam escoamento são as tensões que produzem distorção. Esta hipótese constitui o critério de escoamento (de falha) da energia de distorção máxima, que enuncia: “o escoamento de um material dúctil ocorre quando a

energia de distorção por unidade de volume iguala ou excede a energia de distorção por unidade de volume quando o mesmo material escoar em um ensaio de tração simples”.

Um modo conveniente de aplicar a teoria da energia de distorção máxima é tirar a raiz quadrada dos termos para obter uma quantidade equivalente de tensão que é chamada de tensão equivalente de Von Mises. Qualquer uma das duas Equações (Equação 2.17) e (Equação 2.18) podem ser utilizadas para calcular a tensão equivalente de Von Mises,  $\sigma_{VM}$ .

$$\sigma_{VM} = \frac{\sqrt{2}}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2]^{\frac{1}{2}} \quad (\text{Equação 2.17})$$

$$\sigma_{VM} = \frac{\sqrt{2}}{2} [(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_x - \sigma_z)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2)]^{\frac{1}{2}} \quad (\text{Equação 2.18})$$

Para o caso de tensão plana, as expressões correspondentes para a tensão equivalente de Von Mises podem ser facilmente obtidas das Equações (Equação 2.17) e (Equação 2.18), colocando-se  $\sigma_3 = \sigma_z = \tau_{xz} = \tau_{yz} = 0$ .

Comparando-se o valor da tensão de Von Mises em qualquer ponto, com o valor da tensão de escoamento em tração,  $\sigma_y$ , pode-se determinar se o escoamento ocorre de acordo com a teoria de falha da energia de distorção máxima. Deste modo, a tensão equivalente de Mises é largamente utilizada quando tensões calculadas são apresentadas em tabelas ou na forma de gráficos coloridos de tensão, como foi feito para os resultados da análise de elementos finitos (OWEN & HINTON, 1980; JORGE & DINIS, 2005; BRESCIANI et al, 2011; DIETER, 1976 e 1981).

### 2.3.2 Método da Simulação

O método da simulação aplica-se aos sistemas físicos complexos, em que se conhecem as equações matemáticas que regem o sistema, mas que são de solução complexa ou mesmo impossível. Nesse caso, os resultados de experiências com materiais simulados, que representam o material real de difícil aquisição ou manipulação, e em condições de laboratório e escalas reduzidas, permitem construir um sistema simulado em condições de encontrar a solução do problema.

O sistema original corresponde à operação real em um dado instante e para determinada máquina com condições de comportamento anteriores bem determinadas. Registra-se, durante o processo de conformação, a evolução da forma do material e da mudança de suas características na conformação. O sistema similar corresponde à outra operação de conformação desenvolvendo-se em outro instante e em outra máquina, em

condições, porém, de atender a similaridade e com os mesmos tipos de registros do sistema original.

No tratamento matemático o sistema original é expresso em função das variáveis, equações e condições limites. No sistema similar, as equações são tratadas aplicando os fatores de escala de tempo e de espaço com a definição de ponto e tempo homólogos e com a introdução dos coeficientes de similaridade para as variáveis: tensão, velocidade de deformação, constante escalar da lei de escoamento, limite de escoamento e deformação média.

### **2.3.2.1 Método Numérico por Elementos Finitos ou Modelagem computacional**

O método dos elementos finitos é um tratamento numérico poderoso para a resolução de problemas referentes a modelagem físico-matemática dos processos de conformação plástica dos metais. Apresentando-se como o mais próximo das condições reais de trabalho, o método pode ser aplicado às configurações geométricas complexas, como também pode considerar as condições reais de atrito e das variações de propriedades mecânicas dos materiais sob conformação plástica (BRESCIANI et al, 2011).

De um modo geral, a aplicação desse método se dá nas seguintes etapas:

- a) divisão do volume do corpo em diversos elementos idealizados, satisfazendo diversas condições particularmente de natureza geométrica;
- b) seleção de uma função de configuração para cada elemento que satisfaça as condições de continuidade dos deslocamentos e as relações de compatibilidade das deformações;
- c) determinação da matriz rigidez de cada elemento do volume do corpo aplicando as relações constitutivas do material, com auxílio de computador;
- d) montagem da matriz rigidez global, isto é, para todo o volume do corpo discretizado;
- e) aplicação das condições iniciais e de contorno para a solução do problema algébrico formado;
- f) resolução das equações algébricas e determinação das tensões, dos deslocamentos e das deformações no corpo sólido estudado.

Nos últimos anos, o método de elementos finitos vem ganhando considerável atenção por ter provado ser uma ótima ferramenta para análise do processo de conformação mecânica, incluindo análise de tensões residuais (WANG, 2002). Indústrias de conformação de todo o mundo têm utilizado tal ferramenta para a otimização de custo e qualidade na execução do

produto, para o desenvolvimento de novos produtos em menos tempo, para aumentar o *know-how* no processo de conformação e compensar a diferença da experiência tecnológica e para auxiliar em treinamentos e aumentar a eficácia de *marketing* (TEKKAYA, 2000; ARBAK, 2007).

Segundo Palmeira (2005), o uso de análises numéricas utilizando, entre outros, o método de elementos finitos, tem permitido aperfeiçoar o estudo dos diferentes processos de fabricação, de maneira que se evitem erros de projeto que possam acarretar custos elevados, na sua correção, através de longas etapas de *try-out*. Desta forma, simulações computacionais por elementos finitos permitem melhorar o processo antes mesmo da construção de protótipos, evitando, assim, investimentos desnecessários (TEKKAYA, 2000).

A aplicação do método dos elementos finitos aos problemas de deformação plástica conduzirá a sistemas de equações não lineares. Existem vários métodos de solução para tais sistemas, como por exemplo, o método de Newton-Raphson.

### 2.3.3 Método de Newton-Raphson

Para que se entenda melhor o método de Newton-Raphson, este será aplicado inicialmente a uma função unidimensional (uma única variável). Observando a Figura 2.12 e admitindo que  $f(x)$  seja uma função não-linear cuja raiz deseja-se obter (OLIVEIRA, 2009).

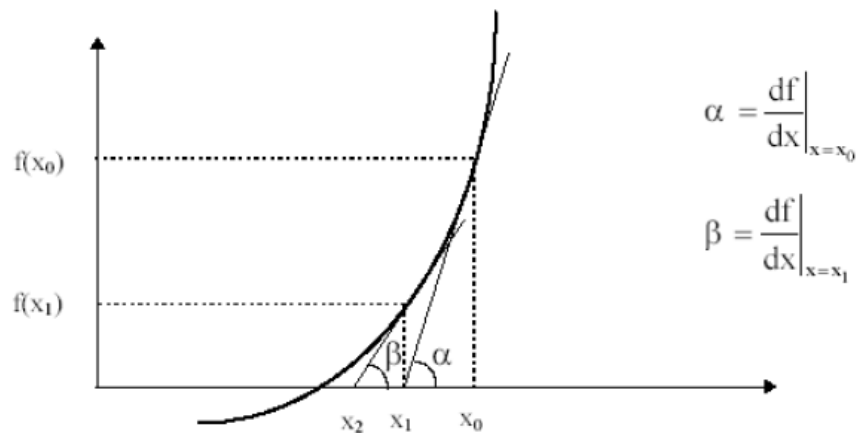


Figura 2.12 - Representação gráfica do método de Newton-Raphson. Fonte: HOFFMAN, 1992.

A ideia básica do método é linearizar  $f(x)$  e procurar a solução sobre esta função linearizada (Figura 2.12). Para que o método convirja à solução real ou física do problema é necessário que se tenha uma estimativa inicial da solução ( $x_0$ ), próxima desta solução. Isto evita que o método convirja a uma solução indesejada (não física) já que, nos casos não-lineares, a solução do problema deixa de ser única. A linearização é obtida fazendo um

desenvolvimento em série de Taylor da função em torno de  $f(x_0)$ , truncando-se os termos de mais alta ordem (HOFFMAN, 1992). Logo pode ser obtida a (Equação 2.19).

$$f(x_1) = f(x_0) + (x_1 - x_0) \frac{df}{dx} |_{x_0} + \dots \quad (\text{Equação 2.19})$$

Admitindo-se que  $\Delta x = x_1 - x_0$  e considerando que  $x_1$  é a raiz de  $[f(x_1) = 0]$ , tem-se a (Equação 2.20).

$$(\Delta x) \frac{df}{dx} |_{x_0} + f(x_0) = 0 \quad (\text{Equação 2.20})$$

O incremento  $\Delta x$  é a correção da estimativa, uma estimativa mais próxima da solução pode então ser calculada repetindo-se o processo de linearização com a estimativa corrigida pela iteração anterior e assim por diante até que  $f(x)$  seja tão próxima de zero quanto se queira.

Como o intuito é a solução de problemas não lineares gerais, o que inclui problemas de grandes deformações, esta estimativa inicial necessária da solução ou da configuração equilibrada final torna-se muito difícil. Isto pode ser resolvido dividindo se o problema em várias etapas ou passos, por exemplo, dividindo os carregamentos que agem na estrutura. Assim, se o passo de carga for muito pequeno, teremos uma configuração equilibrada num determinado passo de tempo muito semelhante ao do passo anterior. Como esta configuração equilibrada do passo anterior é conhecida, a mesma pode ser empregada como estimativa da solução para o passo atual, resolvendo esta questão. Este tipo de formulação é denominado incremental (KOBAYASHI, 1989).

O Método de Newton-Raphson é um dos métodos numéricos mais utilizados para a resolução de sistemas de equações não lineares. A grande vantagem deste método comparativamente com outros, é o fato de apresentar convergência quadrática quando nos aproximamos da solução final, minimizando o número de iterações necessárias ao cálculo (REIS, 2009).

Seja  $\vec{f}(\vec{x}) = 0$  um sistema com  $n$  de equações não lineares, e  $\vec{x}$  o vetor incógnita do sistema, no início do método, tem-se como ponto de partida um vector “tentativa”  $\vec{x}_i$ , (Equação 2.21).

$$\vec{x}_i = \begin{bmatrix} x_1^i \\ x_2^i \\ \vdots \\ x_n^i \end{bmatrix} \quad (\text{Equação 2.21})$$

Neste método as funções iniciais são aproximadas por funções lineares. Esta aproximação é realizada com recurso à série de Taylor, em torno de  $\vec{x}_i$  e considerando apenas os dois primeiros termos da expansão, considera-se assim a (Equação 2.22).



$$\vec{f}(\vec{x}) \approx \vec{f}(\vec{x}_1) + A(\vec{x} - \vec{x}_1) \quad (\text{Equação 2.22})$$

A na equação anterior consiste na matriz com as derivadas de  $\vec{f}(\vec{x})$ . A (Equação 2.22) pode ser reescrita conforme apresentado na (Equação 2.23).

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} f_1(x_1, \dots, x_n) \\ f_2(x_1, \dots, x_n) \\ \vdots \\ f_n(x_1, \dots, x_n) \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} f_1(x_1^i, \dots, x_n^i) \\ f_2(x_1^i, \dots, x_n^i) \\ \vdots \\ f_n(x_1^i, \dots, x_n^i) \end{bmatrix} \\ + \begin{bmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial x_1} & \frac{\partial f_1}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial f_1}{\partial x_n} \\ \frac{\partial f_2}{\partial x_1} & \frac{\partial f_2}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial f_2}{\partial x_n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial f_n}{\partial x_1} & \frac{\partial f_n}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial f_n}{\partial x_n} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 - x_1^i \\ x_2 - x_2^i \\ \vdots \\ x_n - x_n^i \end{bmatrix} & \quad (\text{Equação 2.23}) \end{aligned}$$

Uma vez que o objetivo do método é garantir que  $\vec{f}(\vec{x}) = 0$  a (Equação 2.23 é então escrita conforme (Equação 2.24).

$$\vec{f}(\vec{x}_1) + A(\vec{x} - \vec{x}_1) = 0 \quad (\text{Equação 2.24})$$

Manipulando algebricamente a (Equação 2.24 obtém-se a equação geral deste método (Equação 2.25).

$$\vec{x}_{i+1} = \vec{x}_i - [A]^{-1}\vec{f}(\vec{x}_1) \quad (\text{Equação 2.25})$$

### 3 MATERIAIS E MÉTODOS

#### 3.1 Material

A fim de atingir o objetivo deste trabalho, um processo de trefilação a frio de barras redondas de aço AISI 1045 foi simulado e analisado, considerando as propriedades do material e os parâmetros do processo investigados no projeto BRAGECRIM – "Investigation and improvement of a manufacturing process chain from cold drawing processes to induction hardening – reducing dimensional changes and distortion" (Investigação e aperfeiçoamento de um processo de manufatura desde a trefilação a frio até o endurecimento por indução – para minimização de distorções e mudanças de forma).

##### 3.1.1 Curva de escoamento

Para caracterizar o comportamento do aço AISI 1045, foram realizados ensaios de compressão retirando os corpos de prova (cp) em duas direções do fio máquina a ser trefilado, conforme mostrado na Figura 3.1. Para as direções transversal (Figura 3.1(a)) e axial (Figura 3.1(b)) da barra foram usinados seis cilindros para a direção 0°, que é a direção de escoamento do material ou direção de laminação, e outros seis cilindros foram usinados para a direção 90° com dimensões de 10 mm de diâmetro e 15 mm de altura.

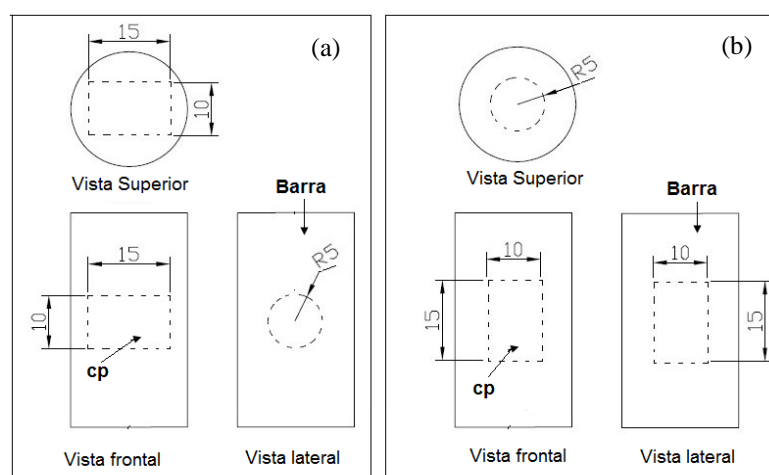


Figura 3.1 – Localização dos corpos-de-prova na direção (a) transversal e (b) axial. Fonte: adaptado de SOARES, 2012.

Os experimentos foram realizados em uma prensa hidráulica *Eka*, com capacidade máxima de 400 kN, à temperatura ambiente, velocidade da prensa de 6 mm/s e utilizando lubrificante a base de grafite, como demonstrado na Figura 3.2.

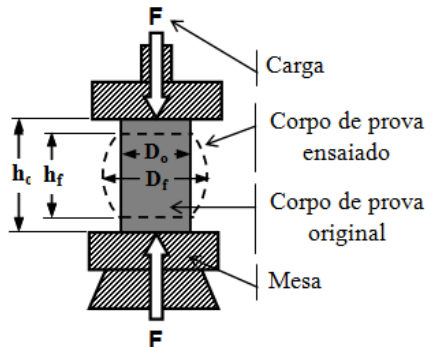


Figura 3.2: Desenho esquemático do Ensaio de compressão.

Com o avanço da deformação plástica, durante a qual se verifica um aumento do diâmetro da seção transversal do corpo de prova, o material endurece (encrua). Deve-se tomar cuidado com o dimensionamento do corpo de prova, para que seja obedecida a uma relação comprimento/seção transversal adequada para resistir à flexão e à flambagem (OLIVEIRA, 2011).

Tal como no ensaio de tração, no ensaio de compressão pode-se determinar as propriedades referentes à zona elástica, seguida pela lei de Hooke, sendo influenciada pela temperatura, velocidade de deformação, anisotropia do material, tamanho de grão, porcentagem de impurezas e condições ambientais. Geralmente, as propriedades mais medidas são os limites de proporcionalidade, limite de escoamento e o módulo de elasticidade.

### 3.2 Processo

Para este estudo foram realizadas simulações para o processo de trefilação combinada de barras de aço AISI 1045 apresentada na Figura 3.3, sendo que o foco deteve-se à etapa de trefilação.

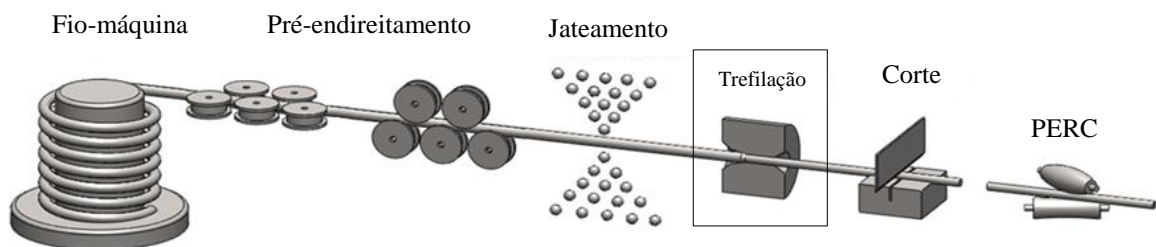


Figura 3.3 – Rota de fabricação analisada na primeira etapa do projeto. Fonte: adaptada de Dias, 2013.

Parâmetros como a composição química do fio máquina a ser trefilado, sua curva de escoamento e demais características do material devem ser levados em consideração na modelagem numérica para que os resultados obtidos sejam confiáveis, assim como os parâmetros do processo, que também influenciam na simulação. Tais parâmetros do processo em análise estão descritos na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Parâmetros do processo de trefilação para material isotrópico analisado.

Material	AISI 1045
Diâmetro inicial ( $D_0$ )	21,463 mm
Diâmetro final ( $D_1$ )	20,25 mm
Ângulos de fieira ( $2\alpha$ )	15° 20°
Coeficiente de atrito ( $\mu$ )	0,1
Velocidade de trefilação	1250 mm/s
Temperatura inicial	20°C
Tensão de escoamento inicial ( $k_{f0}$ )	390 MPa
Módulo de Young (E)	210 GPa
Coeficiente de Poisson ( $\nu$ )	0,3

A fim de quantificar o coeficiente de atrito do processo de trefilação em estudo, no âmbito do projeto Bragecrim, foram realizadas análises envolvendo simulações através de elementos finitos e o ensaio de compressão do anel.

A Figura 3.4 apresenta os resultados obtidos e a curva de calibração para o ensaio de compressão do anel a fim de determinar o coeficiente de atrito para o processo de trefilação de barras de aço AISI 1045.

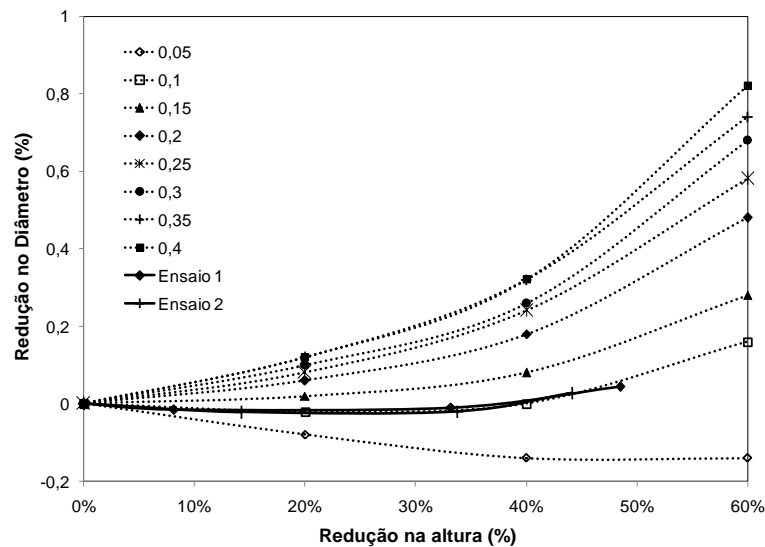


Figura 3.4 – Curva de calibração para o ensaio de compressão do anel.

Pela comparação das curvas experimentais com as curvas obtidas por simulação para diferentes valores de atrito, optou-se por um coeficiente de atrito de Coulomb ( $\mu$ ) de 0,1, tendo em vista que a faixa de deformações envolvidas no processo de trefilação chega a valores na ordem de 0,2 (SOARES, 2012).

### 3.3 *Medição das distorções*

A fim de avaliar os resultados dos perfis de tensões residuais obtidos através das simulações numéricas computacionais, tomaram-se como base de comparação os valores experimentais encontrados nos trabalhos de Nunes (2012), Soares (2012), Dias (2013), Rocha (2011), entre outros.

Segundo Nunes (2012) a caracterização das tensões superficiais é a primeira etapa para o entendimento de como são geradas e redistribuídas as tensões residuais durante o processo de manufatura. Para a caracterização de tensões residuais superficiais, as barras foram primeiramente cortadas com 200 mm e 120 mm de comprimento, mantendo os diâmetros iniciais de aproximadamente 21,40 mm para o fio-máquina pré-endireitado e jateado e de aproximadamente 20,25 mm de diâmetro para as barras trefiladas.

Assim como no estudo realizado por Soares (2012), onde as tensões residuais foram medidas por Difração de Nêutrons do aço AISI 1045 trefilado com ângulo de feixe de 15° e 20°, bem como redução de 10,95%. A barra onde estas tensões foram medidas possui dimensões de 200 mm de comprimento e diâmetro final de 20,25 mm. Estas medições foram realizadas em Helmholtz Zentrum Berlin, Alemanha, na linha de feixe E3 do reator BER II (ROCHA, 2011a).

Foram medidas as distâncias interplanares do plano {211} do ferro- $\alpha$  para as direções axial, tangencial e radial das barras desde a superfície até o centro ao longo de duas posições periféricas, 0° e 180°. A partir das distâncias interplanares, foram calculadas as deformações principais e juntamente com as constantes elásticas do material, módulo de Young e coeficiente de Poisson, foram calculadas as tensões para as três direções principais. O balanço de tensões residuais foi checado como forma de ajuste dos valores medidos, já que na difração de nêutrons a precisão de medida depende da precisão na determinação da distância interplanar sem a atuação de tensões residuais (HAUK, 1997).

Tais perfis de tensões residuais resultantes das medições realizadas por Soares (2012) e Nunes (2012) serão utilizados como base de comparação dos perfis obtidos através de simulação numérica computacional do processo de trefilação em estudo.

### **3.4 Método dos Elementos Finitos – FEM**

As simulações computacionais podem ser realizadas através da utilização de vários softwares de elementos finitos, conforme tipo de análise e resultados esperados. Para este estudo, foi considerado um modelo elasto-plástico não linear de plasticidade para a curva de escoamento do material AISI 1045 através do método de elementos finitos no software comercial Deform2D/3D Integrated™ a fim de avaliar as tensões residuais geradas pelo processo de trefilação.

A escolha por essa abordagem deve-se ao interesse de analisar as tensões residuais ao final da trefilação das barras. O código elasto-plástico do programa utiliza a discretização através de uma malha de elementos finitos e adota o funcional descrito em termos da taxa de deformação, onde o tensor taxa de deformação é decomposto de forma aditiva em suas parcelas elástica e plástica.

Tal software possui diferentes opções de solver para a análise de modelos numéricos tridimensionais, sendo: Lagrangian Incremental, ALE rolling, ALE extrusion, entre outros. O método de solução utilizado foi Lagrangian Incremental, em função deste ser indicado para forjamento convencional e processos como extrusão e trefilação.

O Software, para este caso, resolve o problema da não linearidade da curva de escoamento do material através do método Newton-Raphson que introduz um vetor de correção residual para transformar equações lineares em não lineares até sua convergência (DEFORM, 2011).

### **3.5 Modelagem Computacional**

A primeira etapa do processo de modelagem computacional de um fenômeno físico consiste na identificação dos fatores que influenciam de maneira relevante no problema. Isso implica na escolha adequada dos princípios físicos e das variáveis dependentes e independentes que descrevem o problema, resultando em um modelo matemático constituído por um conjunto de equações diferenciais. A segunda etapa do processo consiste em obter a solução do modelo matemático, tarefa essa atribuída aos métodos numéricos (RIBEIRO, 2004).

O Método dos Elementos Finitos é uma técnica de análise numérica que tem sua origem matemática ligada ao Método de Rayleigh-Ritz do Cálculo Variacional. O qual baseia-se na transformação do corpo contínuo de infinitos graus de liberdade num sistema estrutural discreto, com um número finito de graus de liberdade formado pela reunião de vários

elementos unidos entre si através de um número finito de pontos, recaindo-se num sistema de equações algébricas lineares de alta ordem, permitindo obter soluções aproximadas para vários problemas de engenharia (MIRANDA, 1984).

No presente trabalho, o pré-processamento, o processamento e o pós-processamento da análise do processo de trefilação foram realizados no software de elementos finitos DEFORM<sup>TM</sup> V\_11.0 elaborado pela Scientific Forming Technology Corporation – SFTC. Os modelos foram construídos conforme o parâmetro de processo estudado (velocidade de trefilação, desalinhamento da fieira, excentricidade da barra, geometria de entrada da barra e do puxador, propriedades do material), mostrados na Figura 3.5 e submetidos às condições de contorno e geração de malha seguida de simulação.

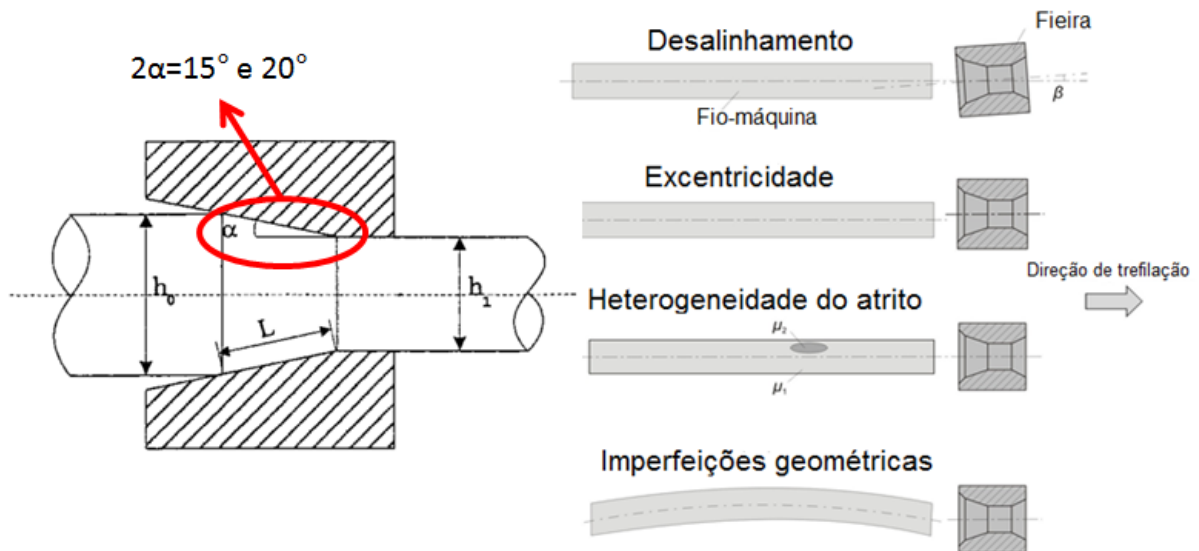


Figura 3.5 – Parâmetros de análise do processo de trefilação estudado.

A fim de analisar o comportamento das tensões residuais e consequentes distorções nas barras trefiladas, bem como avaliar a influência destes parâmetros, foram realizadas simulações conforme o fluxograma mostrado na Figura 3.6. Cada uma destas simulações foram realizadas para dois diferentes ângulos de ferramenta, sendo estes  $2\alpha = 20^\circ$  e  $15^\circ$ .

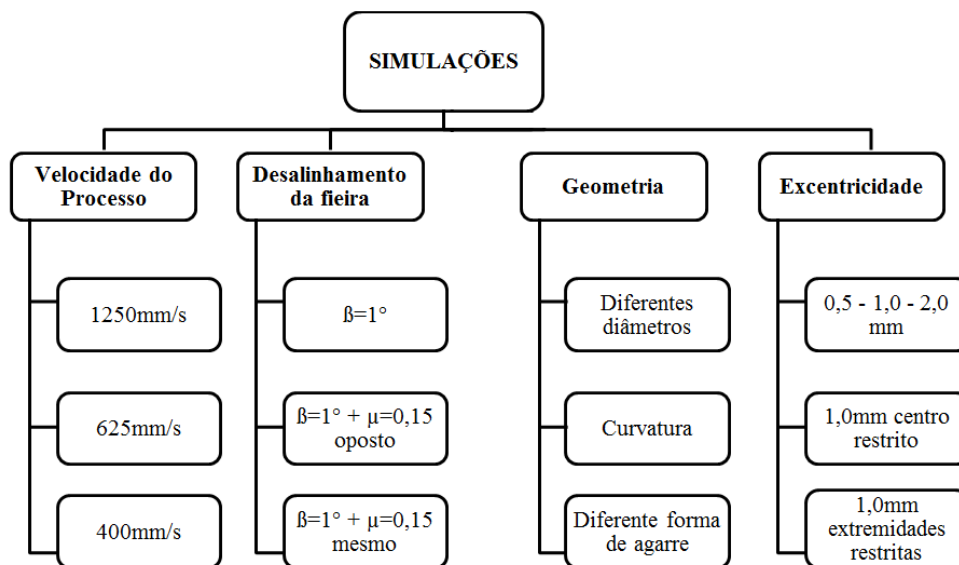


Figura 3.6 – Fluxograma das simulações realizadas na análise do processo de trefilação.

### 3.6 Modelos computacionais utilizados nas simulações

A etapa de modelagem numérica deve ser realizada com o máximo de cuidado a fim de evitar erros comuns, tais como construção do fenômeno físico fundamental, condições de contorno, especificações do material, critérios de convergência e malha, entre outros (TEKKAYA, 2005). Portanto, dada a importância desta etapa, foram tomados como parâmetros do aço AISI 1045 as propriedades descritas na Tabela 3.2, bem como os dados de entrada inseridos no *software* de simulação conforme Tabela 3.3.

Tabela 3.2 – Propriedades do material analisado.

Propriedade	Descrição
Material	AISI-1045,COLD [70F(20C)]
Módulo de Young (E)	210 GPa
Coefficiente de Poisson (ν)	0,3
Limite de escoamento ( $k_{f0}$ )	368,875 MPa
Curva de escoamento	$k_f = 1292,8 \cdot \phi^{0,2018}$
Temperatura	20°C

Tabela 3.3 – Parâmetros do processo, dados de entrada do software.

Parâmetro	Descrição
Diâmetro final da barra ( $D_1$ )	20,250mm
Ângulo da ferramenta ( $2\alpha$ )	20° e 15°
Coefficiente de atrito Coulomb ( $\mu_0$ )	0,1
Velocidade de trefilação	1250mm/s
Comprimento da barra	200mm
Tipo da função de escoamento	Von Mises
Regra de endurecimento	Isotropic
Modo de Simulação	Lagrangian Increm.
Solver	Sparse
Método de interação	Newton-Raphson

Com o objetivo de simular o processo de trefilação, o modelo tridimensional, conforme mostrado na Figura 3.7, foi construído utilizando as propriedades e parâmetros apresentados.



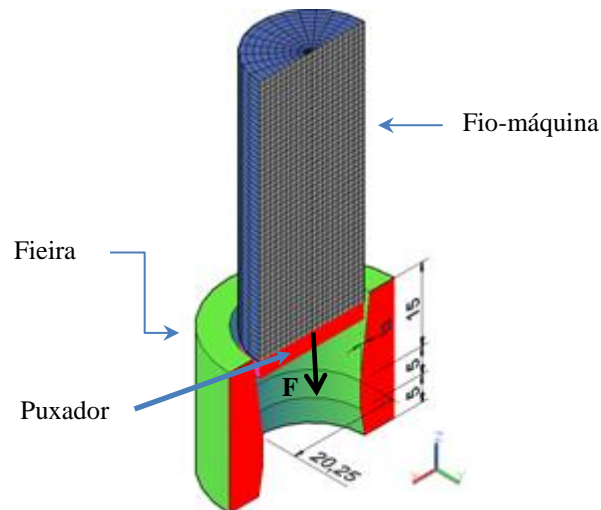


Figura 3.7 – Modelo base para as simulações do processo de trefilação.

### 3.6.1 Determinação da malha

Os programas comerciais de elementos finitos para a análise da conformação de metais trabalham com o princípio da discretização através de uma malha. Sendo que tal discretização do problema consiste da divisão do volume da peça cuja deformação pretende-se analisar em um número finito de pequenos volumes, denominados elementos. Os elementos são representados por nós, conectados entre si por segmentos de linhas, onde os elementos adjacentes compartilham os mesmos nós e também os mesmos lados (SANTOS, 2005).

A malha ou grid é geralmente constituída, no caso bidimensional, de triângulos ou quadriláteros. É através dela, que se monta um sistema de equações, cuja solução permite determinar as grandezas de interesse no fenômeno utilizado (GAMBIN, 1977; YOSHIDA et al, 2008; ARAÚJO, 2009).

Para investigar a convergência de malha, um modelo numérico foi desenvolvido através do software Deform<sup>TM</sup> (2011), considerando as propriedades do material e dos parâmetros do processo, como mostrado anteriormente nas Tabela 3.2 e Tabela 3.3. Uma formulação tridimensional de Lagrange (3D) foi utilizada para a barra, material com comportamento elastoplástico e isotrópico, bem como matriz de material rígido.

Tais simulações caracterizaram o estudo do modelo de referência, ou seja, considerando as propriedades do material e de lubrificação homogêneas, comportamento elastoplásticas, geometria perfeita da barra de entrada, a velocidade e temperatura de trefilação constantes, correta calibração do eixo da matriz com o eixo da barra.

O desenho esquemático dos modelos simulados de malha é mostrado na Figura 3.8, em que (a) apresenta a barra de corte e (b) uma vista de cima. O número de elementos do raio ( $N_{ER}$ ) foi o único parâmetro alterado, sendo considerando 8, 10 e 12, respectivamente. A geometria foi construída a partir de um modelo em 2D, revolucionado em torno do eixo Z, com 26 repetições no diâmetro. Optou-se pela utilização da malha hexaédrica por esta ser mais homogênea e distribuir-se melhor ao longo da barra, além de apresentar resultados aceitáveis, não só para as tensões residuais, mas também para os valores de distorção.

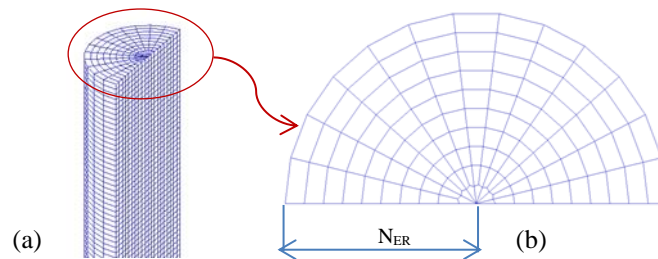


Figura 3.8 – Modelo de simulação com malha hexaédrica: (a) barra em corte e (b) vista superior.

A partir da comparação entre os perfis de tensões residuais para cada simulação realizada (Figura 3.9), verifica-se um aumento da faixa de tensões compressivas no centro e diminuição da faixa de tensões trativa na superfície da barra proporcional ao aumento do número de elementos do raio.

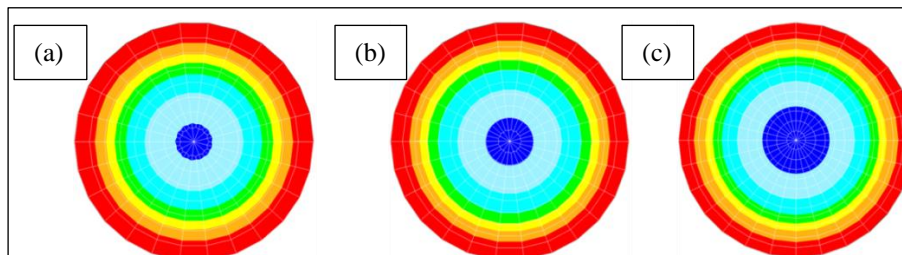


Figura 3.9 – Perfil de tensões residuais mostrando a malha com (a) 8, (b) 10, (c) 12 elementos no raio.

Observando-se ainda o gráfico das simulações de malha na Figura 3.10, pode-se notar que as tensões residuais apresentam uma grande diferença quando simulado com oito (8) elementos de raio, enquanto que os resultados de simulações com dez (10) e doze (12) elementos de raio estão próximos. Este refinamento é chamado de tipo "h" (COOK et al, 1989).

No que diz respeito à redução do tamanho do elemento, sem alterar o tipo de elemento, o modelo de convergência irá aumentar, melhorando os resultados obtidos. A propósito, é importante encontrar um equilíbrio entre o refinamento de malha e o tempo computacional de simulação. Conclui-se que, se o objetivo da simulação é utilizar os resultados de tensões residuais, uma malha muito fina deve ser utilizada na análise, bem como um estudo cuidadoso de convergência deve ser executada (TEKKAYA, 2005).

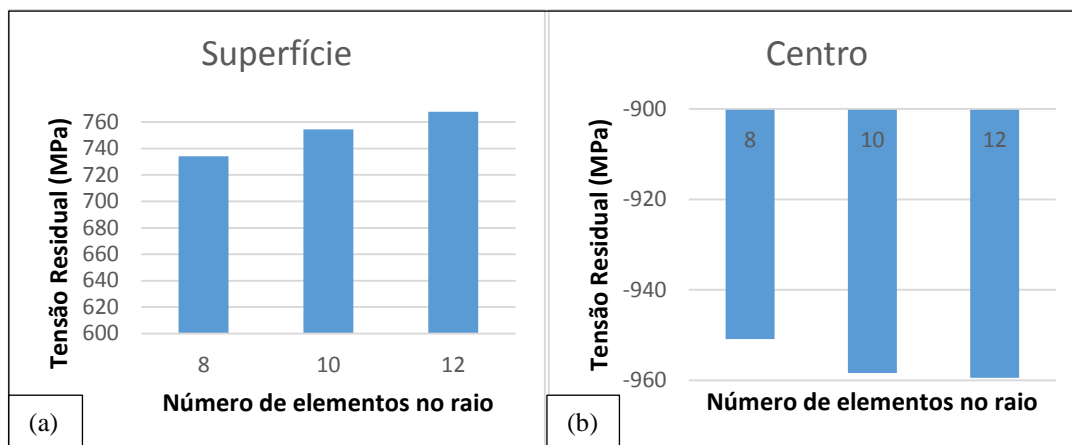


Figura 3.10 – Perfil de tensões residuais na barra (a) superfície e (b) centro, uma comparação entre as simulações de malha.

Observou-se que a malha com 10 elementos no raio combina resultados satisfatórios e tempo computacional razoável, portanto, adequados para a análise de tensão residual do processo em questão.

Porém, os resultados das simulações de teste da malha apresentadas na Figura 3.10, realizadas com barras de 100mm de comprimento mostram que as diferenças entre a superfície não ultrapassaram que 5% e para o centro da barra, 2%. Em função disso, optou-se pelo modelo de menor tempo computacional, ou seja, com 8 elementos no raio, mantendo o formato hexaédrico da malha. Este não é um modelo numérico perfeito, mas é preciso o suficiente para os propósitos iniciais deste trabalho, mantendo a teoria de mínima energia ou potência para escolher o melhor tamanho de elemento (COOK, 1989; DITIX; 2008).

### 3.6.2 Modelo de referência

Diversos fatores afetam os valores de tensão no processo de trefilação, tais como: geometria da fiação (semiângulo, redução e comprimento da região cilíndrica), coeficiente de atrito, velocidade de deformação e características do próprio metal, cujos efeitos poderão contribuir em uma ou mais parcelas desta tensão no processo (CORRÊA, 2004). Assim como os parâmetros do processo, erros de calibração, desgaste da ferramenta, deficiência de lubrificação e imperfeições geométricas da barra a ser trefilada, causam variações na qualidade do produto final.

Segundo Kleijnen (1995), para obter-se um modelo válido, a análise deve tomar as entradas e saídas medidas do sistema real, e os atributos de variáveis intermediárias. Portanto, a fim de analisar os problemas mencionados, foi realizada uma simulação do modelo de referência, onde a velocidade principal de trefilação (1250 mm/s) foi imposta através de um puxador preso à extremidade inferior da barra; bem como uma distribuição homogênea de

atrito ( $0,1\mu$ ) entre a superfície da barra e a ferramenta; considerando ainda um fio-máquina retilíneo e uma correta calibração entre o eixo da matriz e da barra, como mostrado na Figura 3.7.

Tal modelo tridimensional foi construído com malha hexaédrica, conforme descrito anteriormente, sendo que os parâmetros utilizados para a simulação são apresentados nas Tabelas Tabela 3.2 e Tabela 3.3.

### **3.6.3 Variação da Velocidade do Processo**

Com elevadas velocidades de trefilação o fluido lubrificante pode se decompor, devido ao aumento da temperatura, e perder a sua eficiência lubrificante e refrigerante, sendo que as condições de operação, sob o ponto de vista térmico, tendem a ser adiabáticas e, para velocidades mais baixas, aproxima-se da condição isotérmica - tais condições térmicas influem, de maneira acentuada, na natureza e forma do escoamento do material e, conseqüentemente, nas propriedades mecânicas do fio trefilado (PALMEIRA, 2005).

As velocidades de trefilação foram variadas em 400, 625 e 1250 mm/s, respectivamente, no modelo de referência com os parâmetros descritos anteriormente. Para imprimir essa velocidade, foram testadas duas formas de agarre: a primeira na extremidade inferior e a segunda, envolta na barra, sendo que o artifício utilizado, denominado puxador, foi considerado como corpo rígido, com coeficiente de contato híbrido (Coulomb 0,1 + Shear 0,2) entre a superfície puxador/barra.

Assim como a velocidade, a forma de agarre também foi avaliada, onde o puxador na extremidade foi substituído por uma garra envolta na barra. Para esta simulação a barra possui um comprimento maior, este artifício foi utilizado para melhor construção do modelo e adaptação da malha hexaédrica, tal fator não implica nos resultados obtidos.

### **3.6.4 Distribuição heterogênea do atrito e desalinhamento da fieira**

Visto que a conformação mecânica é quase sempre realizada colocando-se a peça em contato direto com uma ferramenta, é inevitável o atrito entre os dois corpos em contato, e as forças do atrito correspondentes representam um fator importante na grande maioria dos processos.

O coeficiente de atrito apresenta considerável influência no desgaste da fieira, no aquecimento e no acabamento superficial da barra, sendo que a variação deste coeficiente

depende das condições de operação, incluindo a natureza dos materiais e a eficiência do processo.

Para a avaliação da influência deste parâmetro, foram analisados inicialmente barras com 50 mm de comprimento, diminuindo com isso o tempo de simulação, onde variou-se o coeficiente de atrito ( $\mu$ ) na interface barra/ferramenta entre 0,1 e 0,15, bem como o posicionamento da fieira.

Através deste estudo inicial ficou evidente que o coeficiente de atrito e o desalinhamento da ferramenta alteram consideravelmente o perfil de tensões residuais da barra após a trefilação, conforme esquema da Figura 3.11.

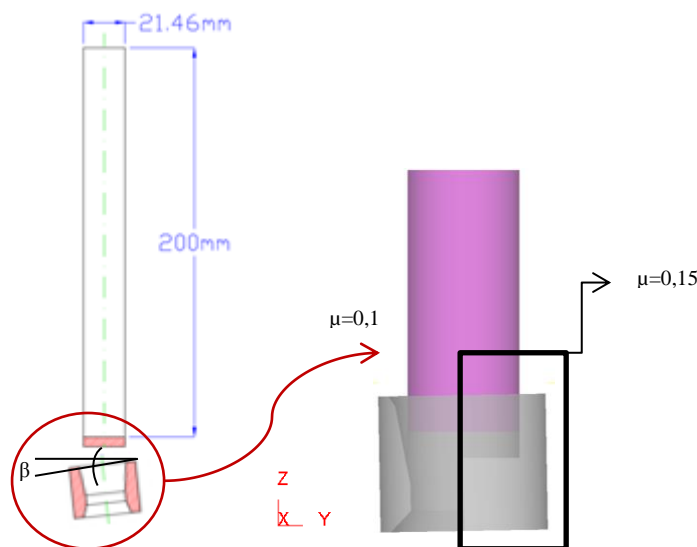


Figura 3.11 – Análise inicial da influência do desalinhamento da fieira e do atrito.

Portanto, o modelamento para a análise deste parâmetro foi realizado da mesma maneira, combinando a diferença de atrito na superfície da barra e o desalinhamento da fieira em  $\beta=1^\circ$ , utilizando, porém barras com 200 mm de comprimento.

### 3.6.5 Excentricidade da barra

O controle dos parâmetros de qualquer processo de fabricação é de suma importância para garantir a eficiência do mesmo e a qualidade do produto final. Em função do grande número de fatores que exercem influência durante o processo, deve-se levar em consideração certo grau de erro no alinhamento da ferramenta, na distribuição do lubrificante, bem como no alinhamento entre os eixos da barra e da fieira.

Portanto, foi desenvolvido um modelo onde o eixo da barra não coincide com o eixo da fieira, conforme mostra a Figura 3.12. A partir deste modelo, foram realizadas três

simulações variando-se apenas o valor de excentricidade, chamado “d”, sendo 2,0; 1,0 e 0,5mm respectivamente, seguindo os mesmos parâmetros do modelo de referência.

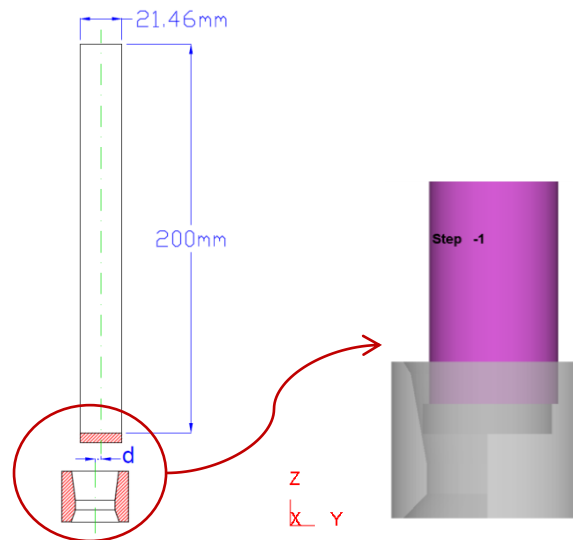


Figura 3.12 – Modelo numérico caracterizando excentricidade entre eixos barra/fieira (mm).

### 3.6.6 Variações geométricas

Segundo Nagahira et al., (2007) apud Nunes (2012), os processos de endireitamento são críticos durante os processos de manufatura de eixos automotivos, hastes, processos de usinagem de precisão, pois a condição de endireitamento do material irá afetar a precisão dimensional. Porém isto se torna um problema quando a matéria-prima é fornecida em forma de bobina, conforme desenho esquemático apresentado na Figura 3.13, como para o caso do processo de trefilação em estudo.



Figura 3.13 – Desenho esquemático da bobina de armazenamento do fio-máquina.

No processo de trefilação a utilização de equipamentos endireitadores se faz necessária, pois o fio-máquina apresenta uma curvatura proveniente do diâmetro da bobina, na qual o material foi armazenado. Esta curvatura do fio-máquina proveniente do processo de laminação a quente, etapa anterior a trefilação combinada, e este formato é necessário devido à facilidade de armazenamento do material e utilizada para facilitar o manuseio. Portanto, o

processo de pré-endireitamento deverá garantir a retilidade do material anterior a trefilação, o que se faz necessário à qualidade do produto final.

A Figura 3.14 apresenta um desenho esquemático do processo de pré-endireitamento seguido das medições realizadas em uma amostra retirada logo após esta etapa. Foram tomadas seis medidas de diâmetro (Tabela 3.4) posicionadas no decorrer de uma barra de 1245 mm.

Caracterizou-se também nesta amostra a presença de uma curvatura de 9,7mm, o que demonstra a ineficiência da etapa de pré-endireitamento, o que pode ser explicado devido ao excesso de óxidos na camada superficial da barra, erros de ajuste da pressão dos rolos de pré-endireitamento, entre outros.

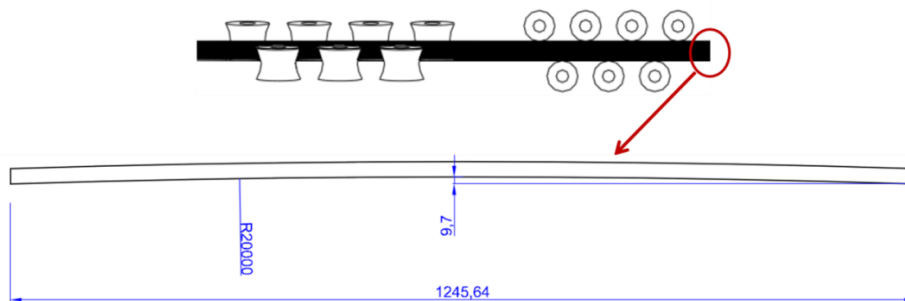


Figura 3.14 – Medição da geometria da barra após a etapa de pré-endireitamento (mm).

Tabela 3.4 – Valores de diâmetro medidos no comprimento da barra pré-endireitada.

Distância (mm)	Diâmetro (mm)
0	21,58
250	21,56
500	21,56
750	21,54
1000	21,63
1254	21,57

Os dados apresentados na Tabela 3.4 foram retirados de uma amostra antes de passar pela etapa de jateamento e de trefilação, sendo que as medições foram realizadas ao longo de um comprimento de 1254 mm. Ao observarmos os valores obtidos para os diferentes diâmetros, não se evidencia elevadas mudanças, o que se comprova calculando a porcentagem do coeficiente de variação, o qual não ultrapassou 0,15% do diâmetro.

A fim de analisar os efeitos dessas diferenças no diâmetro do fio-máquina no perfil de tensões residuais após a trefilação, o modelo apresentado na Figura 3.15 foi desenvolvido com uma porcentagem do coeficiente de variação de 0,25% em um comprimento de 150 mm, sendo que o processo foi simulado tanto para a análise com fieira de 15°, quanto para 20°.

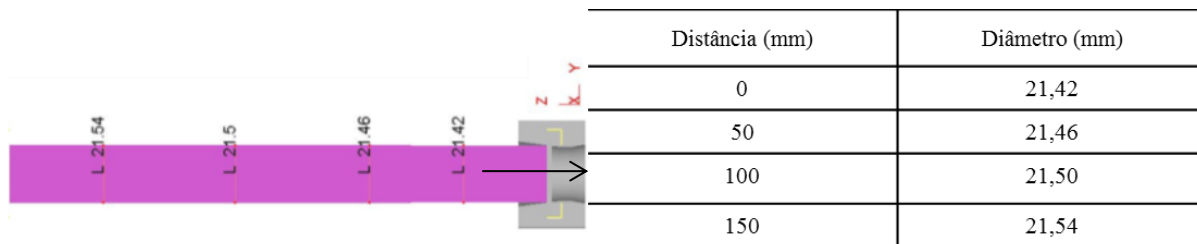


Figura 3.15 – Modelo numérico caracterizando diferenças de diâmetro (mm).

Nakagiri e Inakazu, (2004) concluíram que para a realização da trefilação o fio-máquina deve ter certo grau de retilicidade, pois um grau elevado de curvatura no fio-máquina eleva de forma considerável a força para trefilação, podendo ocasionar até a quebra prematura da ferramenta de trefilação (fieira).

Assim, considerando a análise realizada nos modelos anteriores, foram construídos da mesma maneira dois modelos representando a curvatura do fio-máquina pré-endireitado, conforme representa a Figura 3.16.

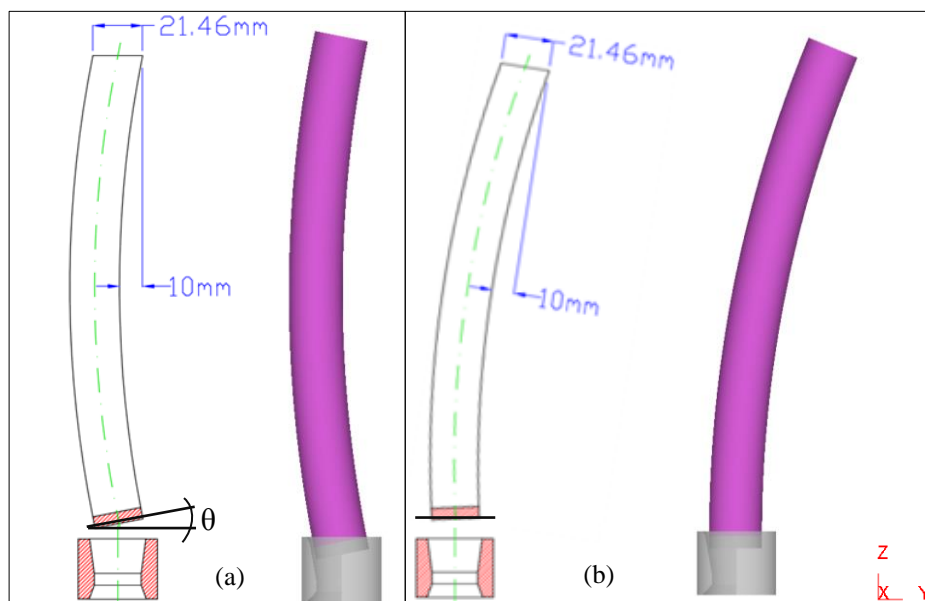


Figura 3.16 – Análise de curvatura do fio-máquina (a) desenho esquemático e modelo com curvatura em “C” e (b) desenho esquemático e modelo curvatura para a direita.

Para identificar também a influência da forma de entrada do fio-máquina na fieira, foi considerada, além da curvatura fixa de 10 (mm), uma variação angular da mesma, sendo analisados dois casos: a Figura 3.16(a) apresenta o primeiro, onde o puxador força a passagem com certo ângulo de entrada ( $\theta$ ); e a Figura 3.16(b) mostra o segundo caso, no qual o puxador é paralelo à ferramenta ( $\theta=0^\circ$ ), a curvatura é forçada para a direita.



### 3.6.7 Propriedades do Material

As propriedades do material definem seu comportamento sob solicitação ou carregamento, por isso, é importante que sejam levadas em consideração tanto nas análises experimentais como nas realizadas através de simulação por métodos de elementos finitos (FEM).

Para um mesmo material pode ser verificada uma variação nas propriedades e seu comportamento elástico, em função disso, foram realizadas simulações do modelo de referência (processo ideal ou padronizado) variando a curva de escoamento do material, sendo utilizadas conforme mostrado na Tabela 3.5. A curva experimental foi obtida através do ensaio de compressão do material e ajustada somente para a região de baixas deformações, aproximadamente até 0,4, a qual pode ser visualizada na seção 4.1.

Tabela 3.5 – Diferentes curvas de escoamento para o aço AISI 1045.

Descrição	Curva de escoamento
Experimental	$k_f = 1292,8. \varphi^{0,2018}$
Software Deform™	$k_f = 910,58. \varphi^{0,0618}$
Software Simufact.FormingGP® (Soares, 2012)	$k_f = 1012,572. \varphi^{0,0799}$

Os modelos numéricos apresentados até então foram desenvolvidos considerando o comportamento do material como isotrópico, porém sabe-se que anisotropia é um fator que influencia nas tensões residuais (ATIENZA, 2005a).

Quando o processo de deformação a frio, por trefilação, ocorre, grãos de um material policristalino são alongados na direção paralela ao eixo, fenômeno esse, chamado de fibramento mecânico. Isso faz com que a tensão limite de elasticidade seja inferior na direção perpendicular ao eixo e maior no sentido longitudinal. Por isso, a anisotropia tem de ser considerada nos materiais que sofreram deformação plástica no processo.

A Tabela 3.6 apresenta os valores dos índices de Hill calculados utilizando os dados experimentais das tensões limite de escoamento. Tais valores foram inseridos no software, juntamente com a curva de escoamento característica do Aço AISI 1045, a fim de analisar o comportamento anisotrópico do material.

Tabela 3.6 – Valores dos parâmetros anisotrópicos para input no software.

Parâmetro	Valor
$\sigma_1$	390MPa
$\sigma_2 = \sigma_3$	349MPa
$\tau_{23}$	225MPa
$\tau_{12} = \tau_{13}$	202MPa
F	0,6346
G=H	0,4274
L	0,5259
M=N	0,6492

## 4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

---

A avaliação das tensões residuais é um estágio muito importante na caracterização do material para o controle da distorção de componentes, vida em fadiga, etc. e o entendimento do processo industrial. Todos os processos mecânicos de fabricação que envolvem deformação provavelmente produzirão componentes com tensões residuais, seja ela elevada ou não.

Com base nisto, os modelos apresentados foram simulados e analisados em relação às tensões residuais geradas no processo de trefilação, tal análise é descrita neste capítulo.

### 4.1 Caracterização do material e dados de entrada

Através da realização do ensaio de compressão do aço AISI 1045, foram obtidas duas curvas de escoamento referentes aos corpos de prova retirados das duas diferentes direções da barra utilizada na trefilação. O valor encontrado para a tensão inicial de escoamento, para deformação de 0,2%, na direção 0° foi de 390 MPa e para a direção de 90° foi de 349 MPa, o que equivale a 10% menor que a direção axial. Em termos de anisotropia, estes dados de tensão de escoamento indicam que este material possui anisotropia baixa.

Com isso, utilizando as curvas referentes às direções 0° e 90°, foi calculada uma curva média, a qual está apresentada na Figura 4.1, servindo como dado de entrada nas simulações.

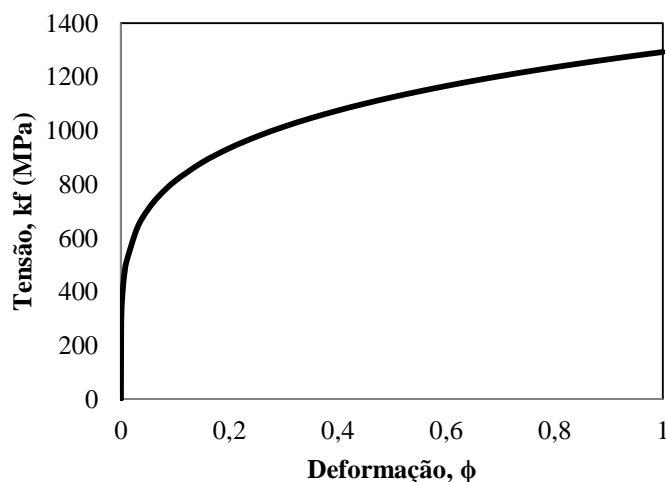


Figura 4.1 – Curva média de escoamento.

Na região plástica ou região em que a tensão-deformação comporta-se de forma não linear, neste caso a lei que governa tal comportamento é a proposta por Ludwic-Hollomon aplicada em processos a frio (SCHAEFFER, 2004). Assim como o escoamento de um

material inicia quando as tensões atuantes atingirem um determinado valor, característica do mesmo: a resistência ao escoamento,  $k_f$ . Com base nessas informações, nos resultados referentes ao experimento realizado, curva demonstrada na Figura 4.1, obteve-se a equação de escoamento que representa o comportamento do aço AISI 1045, apresentada na (Equação 4.1.

$$k_f = 1292,8 \cdot \varphi^{0,2018} \quad (\text{Equação 4.1})$$

#### 4.1.1 Tensões e esforços

Conforme apresentado na revisão bibliográfica, existem modelos matemáticos para determinação da força de trefilação e duas formas de relacionar a força trativa que provoca o deslocamento do fio-máquina por dentro da fieira propostas por Sachs (GERBASE FILHO, 1976; SCHAEFFER, 2004) e por Avitzur (DIETER, 1981; AVITZUR, 1983) onde a força de tração necessária para que a barra atravessasse a fieira pode ser calculada.

Portanto, utilizaram-se os dados do processo foram obtidos os resultados de força, tanto para o modelo proposto por Sachs, quanto para o proposto por Avitzur, respectivamente, a fim de posterior comparação. Estes dados estão apresentados na Tabela 4.1, juntamente com os resultados isotrópicos e anisotrópicos segundo trabalho realizado por Soares (2012).

Tabela 4.1 – Resultados da força de trefilação.

Ângulo de fieira	$2\alpha=15^\circ$		$2\alpha=20^\circ$	
	Método	Força (kN)	Método	Força (kN)
	Avitzur	43,208	Avitzur	44,617
	Sachs	57,647	Sachs	60,387
	Simulação Isotrópica	80,829	Simulação Isotrópica	72,098
	Simulação Anisotrópica	86,389		

Fonte: adaptado de SOARES, 2012.

Antes de se comparar os perfis de tensões residuais obtidos na simulação com os resultados experimentais, realizou-se uma análise de validação numérica para verificar a correspondência entre o modelo simulado e o problema físico. Após serem feitas as simulações, comparou-se a força teórica de trefilação segundo Siebel (

(Equação 4.2), com os valores de força simulados (DIETER, 1981).

$$F = A_1 \cdot \varphi_A \cdot k_{fm} \cdot \left( 1 + \frac{\mu}{\alpha} + \frac{2}{3} \cdot \frac{\alpha}{\varphi_A} \right) \quad (\text{Equação 4.2})$$

$$F_{15^\circ} = \mathbf{64,95 (kN)} \text{ e } F_{20^\circ} = \mathbf{66,48 (kN)}$$

Tais resultados serão utilizados como base de comparação com os perfis de força retirados do software após a simulação dos diferentes casos estudados do processo de trefilação.

### 4.1.2 Redução

Conforme Kim et al (1997), a força de trefilação é a que faz o material atravessar a feira. Um parâmetro básico do processo que tem uma forte relação com a porcentagem de redução do material; quanto maior é a redução, maior a força necessária. Existe um limite máximo de porcentagem de redução que depende das características da máquina, das propriedades do material e da qualidade da lubrificação. Na prática, a redução de área por passe de trefilação está na margem entre 30-35%.

Portanto, aplicando-se a (Equação 4.3, foi possível obter o valor da redução em área sofrida pela barra a ser trefilada (DIETER, 2003), o qual resultou em um valor de aproximadamente 11%.

$$r = \frac{(D_o)^2 - (D_1)^2}{(D_o)^2} = \frac{(21,463)^2 - (20,250)^2}{(21,463)^2} = 0,10984 \quad (\text{Equação 4.3})$$

### 4.1.3 Parâmetro delta

O ângulo da zona de trabalho na feira provavelmente é o parâmetro mais importante a ser controlado na confecção de uma boa ferramenta de trefilação. O efeito deste ângulo no fluxo de material trefilado não pode ser apenas considerado a partir do nível de redução do processo.

Em função disso, foram calculados os valores do parâmetro delta para os ângulos de feira ( $2\alpha$ )  $20^\circ$  (Equação 4.4) e  $15^\circ$  (Equação 4.5).

$$\Delta_{20^\circ} = \frac{\sin \alpha (1 + (1 - r)^{\frac{1}{2}})^2}{r} = \frac{\sin(0,1745) (1 + (1 - 0,1098)^{\frac{1}{2}})^2}{0,1098} \quad (\text{Equação 4.4})$$
$$= 5,9725$$

$$\Delta_{15^\circ} = \frac{\sin \alpha (1 + (1 - r)^{\frac{1}{2}})^2}{r} = \frac{\sin(0,1309) (1 + (1 - 0,1098)^{\frac{1}{2}})^2}{0,1098} \quad (\text{Equação 4.5})$$
$$= 4,4902$$

Wang, (2002) investigou a relação entre o parâmetro  $\Delta$  e a natureza das tensões residuais, pois as tensões residuais dependem da forma da zona de deformação. Com valores de  $\Delta$  iguais ou menores que 1, um exemplo prático seria uma redução com ângulo de ferramenta baixo, o padrão do fluxo do material é praticamente uniforme, observam-se menores níveis de tensões residuais geradas no perfil trefilado. Tais tensões são diretamente relacionadas ao parâmetro  $\Delta$  e sua magnitude varia de acordo com a variação do ângulo de

ferramenta. Entretanto, se o valor de  $\Delta$  for extremamente alto as tensões residuais terão um comportamento totalmente diferente.

Observa-se que, para pequenas regiões de contato, diretamente ligado ao ângulo de trabalho e fator delta ( $\Delta$ ), as deformações não penetram em uma grande profundidade no material e a tendência são que tensões residuais se mantenham na superfície do material com comportamento compressivo. Shemensky, (1999) concluiu que baixos valores de  $\Delta$  envolvem um alto trabalho de atrito entre a ferramenta e o material que está sendo trefilado. Desta forma, há uma grande geração de calor durante o processo necessitando um ótimo lubrificante para reduzir o atrito entre a fieira e o fio-máquina.

Valores de  $\Delta$  intermediários resultarão em menor pressão sobre a fieira aumentando a vida da ferramenta ocasionando um fluxo de metal mais uniforme. Este fluxo de metal mais uniforme reduz a pressão hidrostática sobre o fio-máquina prevenindo a formação de defeitos no núcleo do fio-máquina. Dieter et al., (2003) afirmam que valores elevados de  $\Delta$  envolverão aumento dos esforços necessários no processo devido ao trabalho redundante. Na prática, o trabalho redundante começa a existir a partir de valores de  $\Delta$  superiores a 1.

## ***4.2 Método de Simulação Numérica Computacional***

### **4.2.1 Modelo de referência**

A simulação do processo de trefilação realizou-se por meio da modelagem tridimensional conforme modelo apresentado na Figura 3.7, onde a barra foi tracionada através da fieira com velocidade de deslocamento aplicada na sua extremidade dianteira por meio de um artifício chamado puxador, ferramenta considerada rígida com velocidade constante.

Segundo Kleijnen (1995), para obter-se um modelo válido, a análise deve tomar as entradas e saídas medidas do sistema real, e os atributos de variáveis intermediárias. Portanto, a fim de comparar a influência dos parâmetros mencionados com a aproximação do processo real, foi realizada uma simulação do modelo de referência, sendo que o comportamento do perfil axial das tensões residuais resultantes pode ser observado na Figura 4.2.

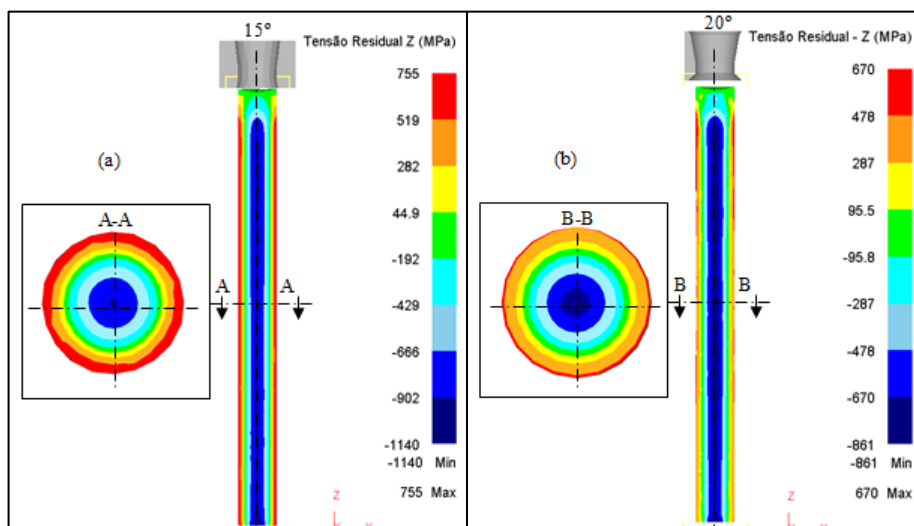


Figura 4.2 – Modelos de referência: perfil axial de tensões residuais para ângulo de feira  $2\alpha$  (a)  $15^\circ$  e (b)  $20^\circ$ .

Segundo Rulz et al (2004), as tensões residuais devem ser calculadas no final do processo, quando todo o comprimento da barra passou através da matriz, e a análise destes resultados devem ser tomados em uma zona onde o estado estacionário foi alcançado. Portanto, as medidas foram tomadas no centro e a 40 mm positivo e negativo do centro da barra, sendo que as partes inicial e final não são consideradas estáveis e devem ser descartadas.

Observando os resultados obtidos de tensões residuais após a simulação do processo de trefilação, a barra apresenta tensões compressivas próximos do eixo e tensões trativas na superfície, o que é característico do processo de trefilação. A Tabela 4.2 apresenta os valores máximos e mínimos para ambos os modelos.

Tabela 4.2 - Comparação entre os resultados das tensões residuais médias para o modelo de referência.

Ângulo da feira	Centro (MPa)	Superfície (MPa)
$15^\circ$	-931,92	601,72
$20^\circ$	-782,44	502,95

Verifica-se também que a barra apresenta simetria do perfil de tensões residuais com uma distribuição quase homogênea, o que permite a utilização destes resultados como uma referência para a comparação com os outros casos estudados.

A fim de garantir a validação do modelo numérico e avaliar o processo real, os resultados do perfil de tensões residuais simulados foram comparados com as medições experimentais realizadas no Helmholtz-Zentrum (HZB) em Berlin (Alemanha) nos difratômetros de radiação síncrotron e difração de nêutrons, conforme mostrado nos gráficos da Figura 4.3.

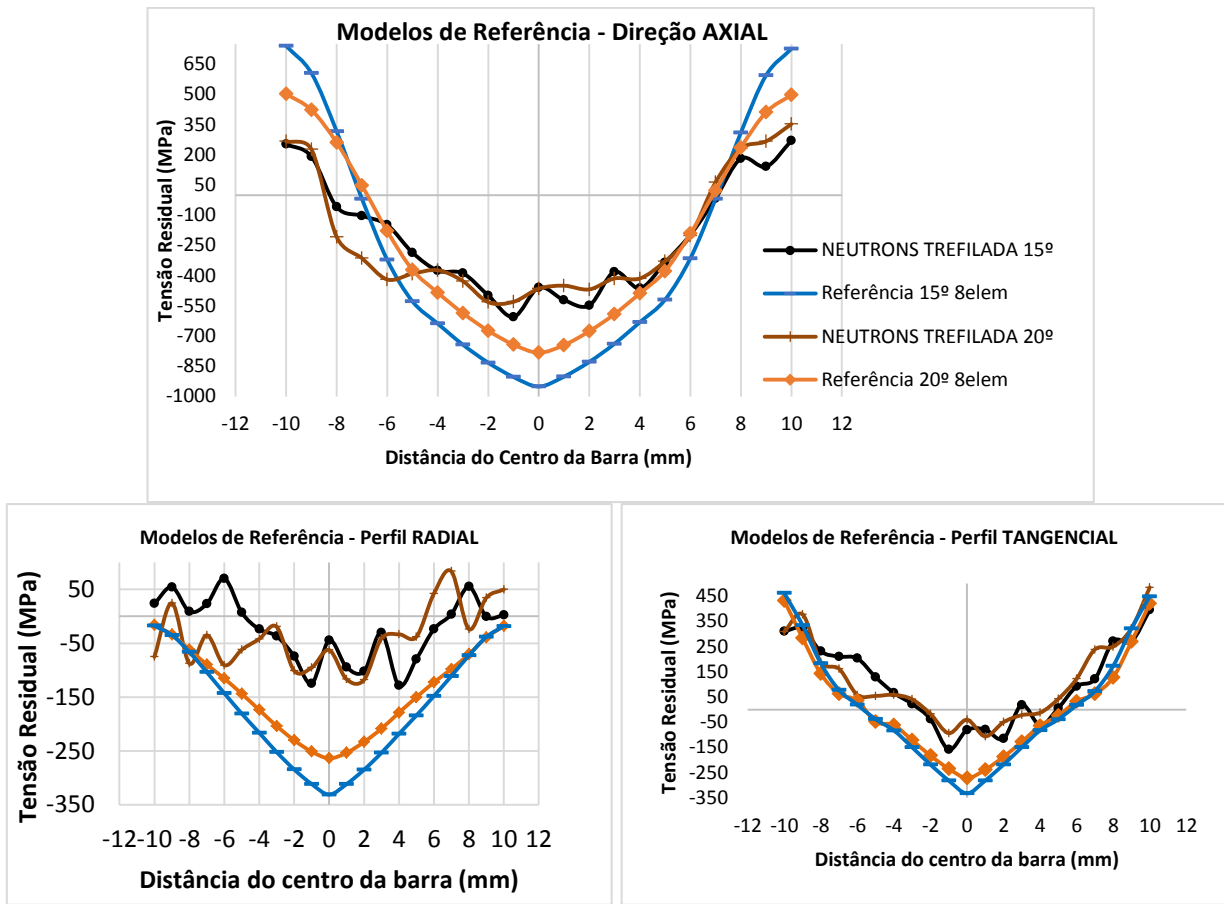


Figura 4.3 – Comparação dos perfis de tensões residuais para as simulações dos modelos de referência com a medição experimental.

Ao avaliarmos as forças geradas nas simulações dos modelos de referência citados com as forças calculadas e teóricas, bem como com os resultados obtidos por Soares (2012), percebem-se diferenças (Figura 4.4). Isto pode ser atribuído a diversos fatores, dentre eles as limitações da equação de Siebel que, por exemplo, não considera a região de calibração da ferramenta, sendo que o cálculo da força através da

(Equação 4.2), assim como a anisotropia do material, efeito Bauschinger, curva de escoamento inserida no software e microestrutura.

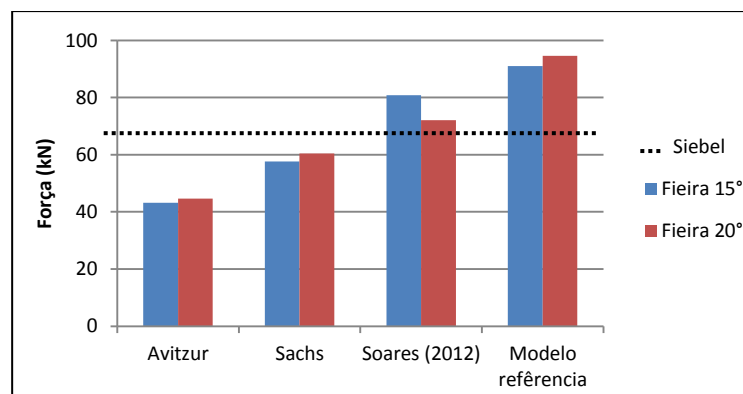


Figura 4.4 – Forças simuladas e calculadas para a análise do processo de trefilação.

#### 4.2.2 Variação da Velocidade do Processo e forma de agarre

Simulações analisando a influência da velocidade no perfil de tensões residuais após a trefilação foram realizadas, comparando tais resultados com o modelo de referência simulado para ambos os ângulos de feira (15° e 20°).

A Figura 4.5 apresenta respectivamente os perfis resultantes para as simulações com velocidades de 650 e 400 mm/s para ângulo de feira de (a) 15° e (b) 20°.

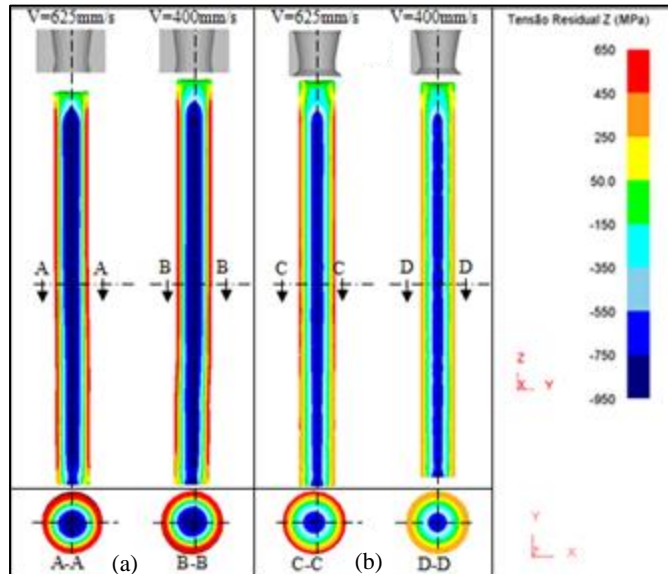


Figura 4.5 – Simulações de diferentes velocidades do processo com feira 2α: (a) 15° e (b) 20°.

Pode-se verificar que, variando a velocidade do processo, varia-se também a resposta do perfil de tensões residuais após o processo de trefilação. A Tabela 4.3 apresenta os valores máximos e mínimos de tensão residual para o centro e para a superfície da barra simulada, os quais foram obtidos através de uma média de valores retirados de três posições após a simulação – 60, 100 e 140 mm.

Tabela 4.3 - Comparação entre os resultados das tensões residuais para a variação da velocidade.

Ângulo da feira	1250mm/s		625mm/s		400mm/s	
	Centro (MPa)	Superfície (MPa)	Centro (MPa)	Superfície (MPa)	Centro (MPa)	Superfície (MPa)
15°	-931,92	601,72	-1007	650	-995	722
20°	-782,44	502,95	-807	529	-743	441

Assim como a velocidade, a forma de agarre também foi avaliada, onde o puxador na extremidade foi substituído por uma garra envolta no fio-máquina a ser trefilado. Na análise com ângulo de feira de 20°, houve uma distribuição não homogênea na superfície da barra, sendo que o valor de tensão residual máxima variou entre 600 e 510 MPa, e a tensão compressiva obtida no centro da barra em torno de 760 MPa.



A Figura 4.6 apresenta os resultados das tensões residuais provenientes da simulação utilizando um puxador envolto na extremidade do fio-máquina.

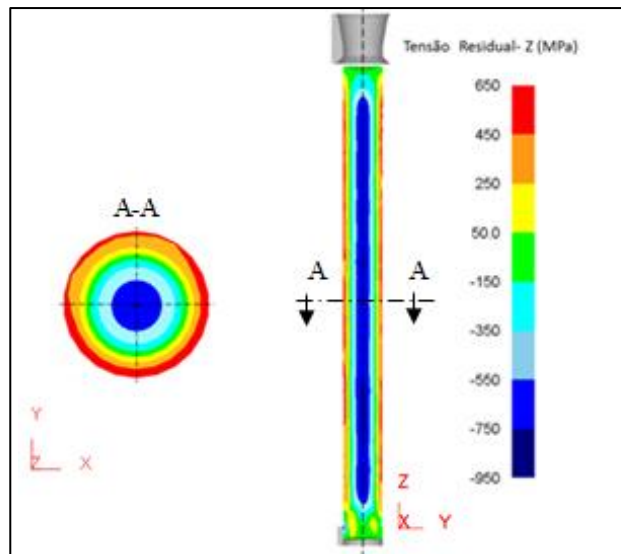


Figura 4.6 – Simulações com diferentes formas de agarre: puxador envolto na barra( $2\alpha=20^\circ$ ).

A comparação entre os resultados obtidos avaliando a feira de  $20^\circ$  pode ser observada na Figura 4.7, onde o perfil axial de tensões residuais apresentou mínima variação entre a velocidade de 625 mm/s (V625) e 1250 mm/s (Referência), enquanto que para 400 mm/s (V400), foram encontradas diferenças tanto na superfície e quanto no centro da barra.

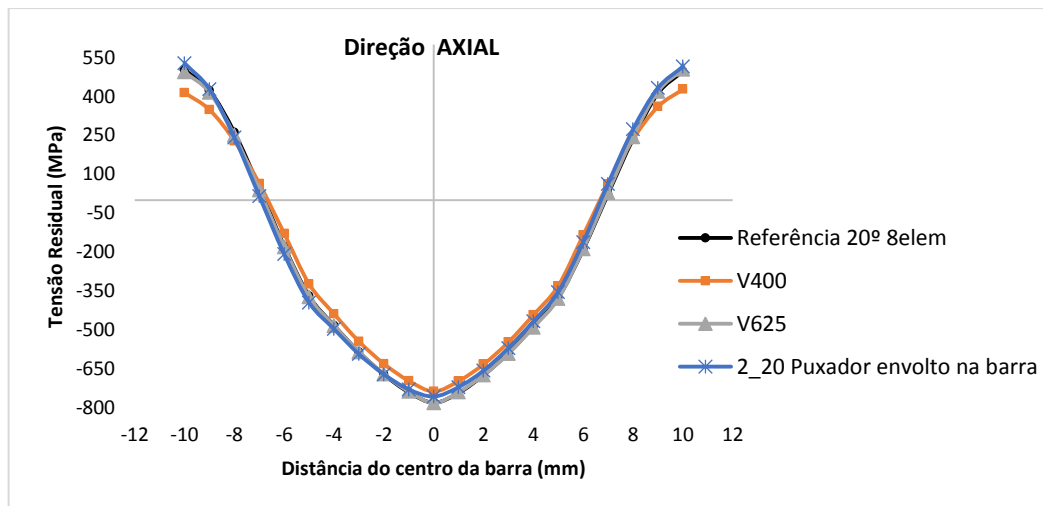


Figura 4.7 – Comparação dos perfis de tensão residual avaliando a velocidade e forma de agarre (feira  $20^\circ$ )

Analisando os resultados da variação de velocidades para a feira de  $15^\circ$ , observa-se que a simulação com 400 mm/s também apresentou maiores diferenças, tanto para a superfície (720 MPa) quanto para o centro da barra (-994 MPa). As diferenças encontradas comparando as simulações com 625 e 1250 mm/s variaram entre 54 MPa na superfície e 75 MPa no centro da barra, como mostrado na Figura 4.8.

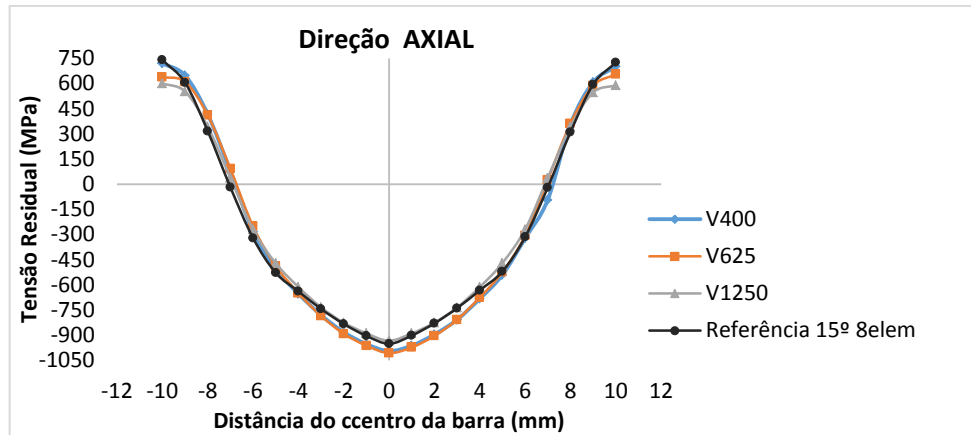


Figura 4.8 - Comparação dos perfis de tensão residual variando a velocidade de trefilação (fieira 15°).

Os perfis apresentados na Figura 4.8 são o resultado de uma média de três posições retiradas ao longo do comprimento da barra simulada (60, 100 e 140 mm). Comparando os valores das posições entre si, pode-se observar uma diferença significativa para as menores velocidades de trefilação e assim, um perfil heterogêneo de tensões residuais ao longo da barra.

Quanto às diferentes formas de agarre, constatou-se que os resultados são divergentes, as tensões residuais variam em torno de 150 MPa e a distribuição é heterogênea na superfície da barra; sendo que devem ser realizadas diferentes simulações para avaliar este fator.

A Figura 4.9 apresenta os resultados das forças simuladas de trefilação para os casos avaliados de velocidade e forma de agarre, onde se observa a menor força quando simulada com a menor velocidade de trefilação.

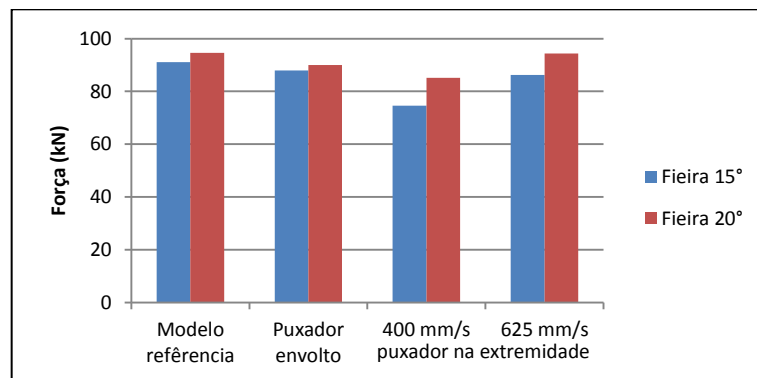


Figura 4.9 – Comparação das forças simuladas analisando a influência da velocidade no processo.

#### 4.2.3 Distribuição heterogênea do atrito e desalinhamento da fieira

O desalinhamento da ferramenta de trefilação, outro fator analisado, foi caracterizado por uma inclinação  $\beta$  da ordem de  $1^\circ$ , conforme descrito na seção 4, sendo que os perfis axiais resultantes para ambos os casos ( $15^\circ$  e  $20^\circ$ ) podem ser visualizados na Figura 4.10.

Observa-se que, mesmo um pequeno desalinhamento da fieira, causa uma distribuição heterogênea das tensões residuais ao longo da superfície da barra, sendo mais crítica no lado oposto à inclinação. Para uma ferramenta com ângulo de  $15^\circ$ , ocorre um aumento de 100 MPa na superfície em relação ao modelo de referência, enquanto que para a de ângulo  $20^\circ$ , o aumento é de 250 MPa.

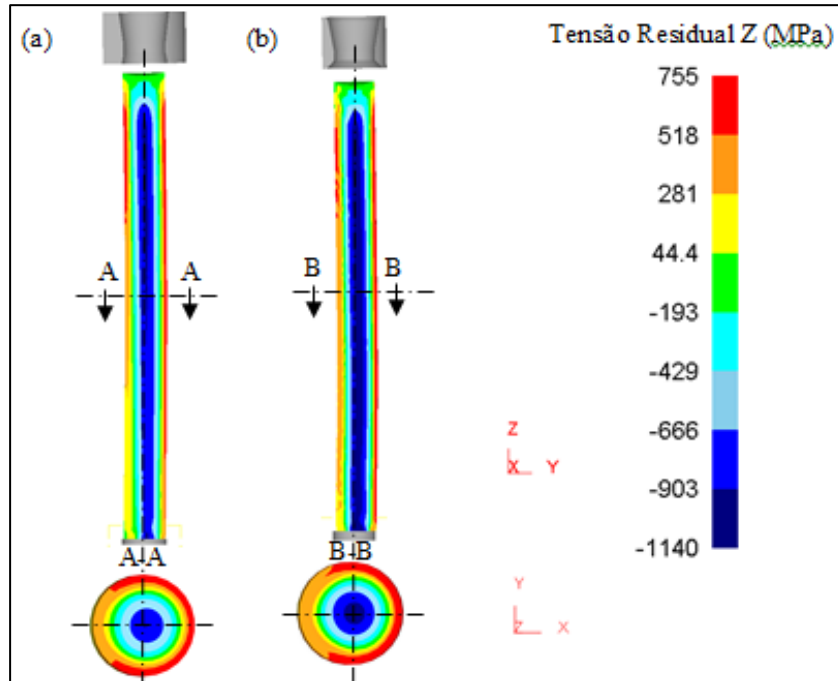


Figura 4.10 – Perfil axial de tensões residuais para as simulações com desalinhamento da fieira (a)  $15^\circ$  e (b)  $20^\circ$ .

A lubrificação, fator importante na análise do processo, foi analisada variando o coeficiente de atrito ( $\mu$ ) de 0,1 para 0,15 na metade do fio-máquina trefilado, juntamente com o desalinhamento da fieira, representando um erro de ajuste ( $\beta$ ) de  $1^\circ$ , conforme apresentado na seção 3.6.4.

O comportamento dos resultados simulados para as fieiras com ângulo de trabalho  $2\alpha = 15^\circ$  e  $2\alpha = 20^\circ$  referente às tensões residuais pode ser visualizado na Figura 4.11.

Ao modificar o coeficiente de atrito modificou-se o comportamento das tensões residuais após o processo de trefilação. Ambas as simulações apresentaram perfis heterogêneos com diferentes distribuições de tensão, tanto na superfície quanto no centro da barra.

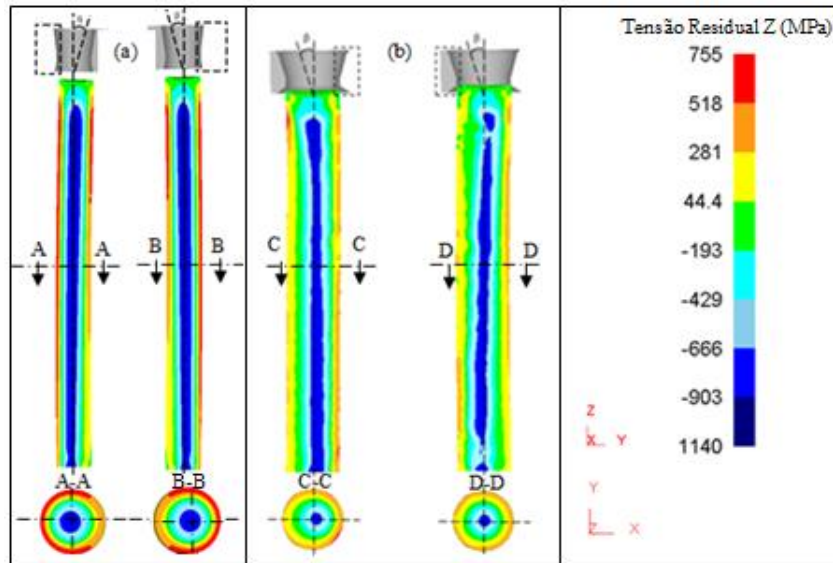


Figura 4.11 – Simulações combinando diferentes atritos e desalinhamento da feira  $2\alpha$  (a)  $15^\circ$  e (b)  $20^\circ$ .

A Figura 4.12 apresenta os perfis axial, radial e tangencial de tensões residuais obtidos para as simulações com heterogeneidade da distribuição de atrito ao longo da barra e desalinhamento da feira para ângulo de  $20^\circ$ . Enquanto que a Figura 4.13 mostra os resultados para as simulações considerando feira de  $15^\circ$ .

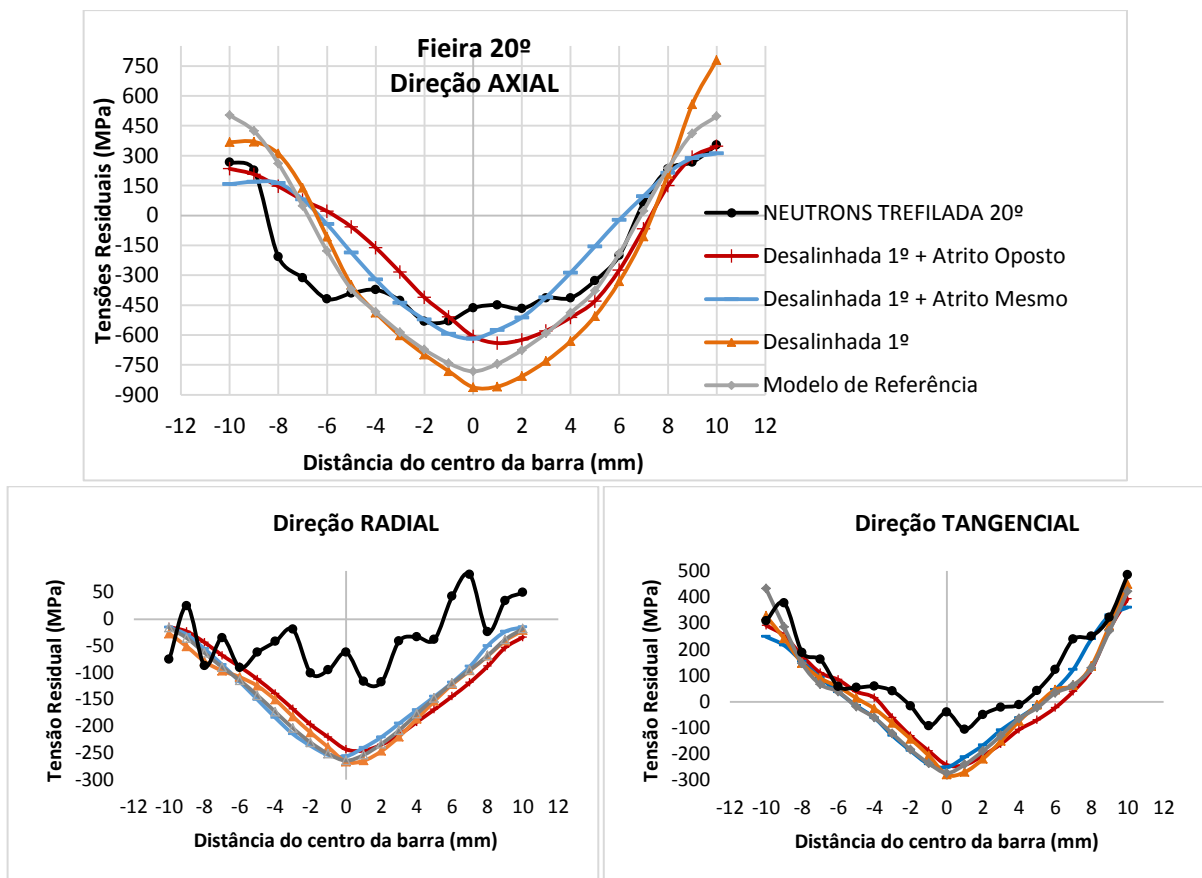


Figura 4.12 – Comparação dos perfis de tensão residual avaliando atrito e desalinhamento da feira  $20^\circ$ .

Observando o perfil axial de tensões residuais percebe-se que a heterogeneidade da distribuição varia de acordo com a distribuição do atrito, bem como do desalinhamento da fierra. Sendo que a combinação destes fatores resultou em um perfil com valores mais baixos de tensão, em torno de 348 MPa na superfície e -640 MPa no centro da barra, ou seja, 150 MPa menor que no modelo de referência.

Para o caso das simulações utilizando fierra de 15°, conforme pode ser visto na Figura 4.13, verifica-se que o desalinhamento da ferramenta proporciona a variação do perfil das tensões residuais nas três direções (axial, radial e tangencial), podendo atingir valores 275 MPa maiores que o modelo de referência na superfície e -130 MPa no centro da barra. Enquanto que, para a combinação de desalinhamento com heterogeneidades na distribuição do atrito ao longo da barra, as variações não são percebidas para os pontos medidos. Isto se deve ao fato de que a retirada dos valores foi feita na direção Y da seção de corte da barra. Ao analisarmos a direção X da seção A-A (Figura 4.11), por exemplo, fica evidente que a distribuição de tensões é heterogênea, o que caracteriza um fator de influência relevante no perfil das tensões residuais.

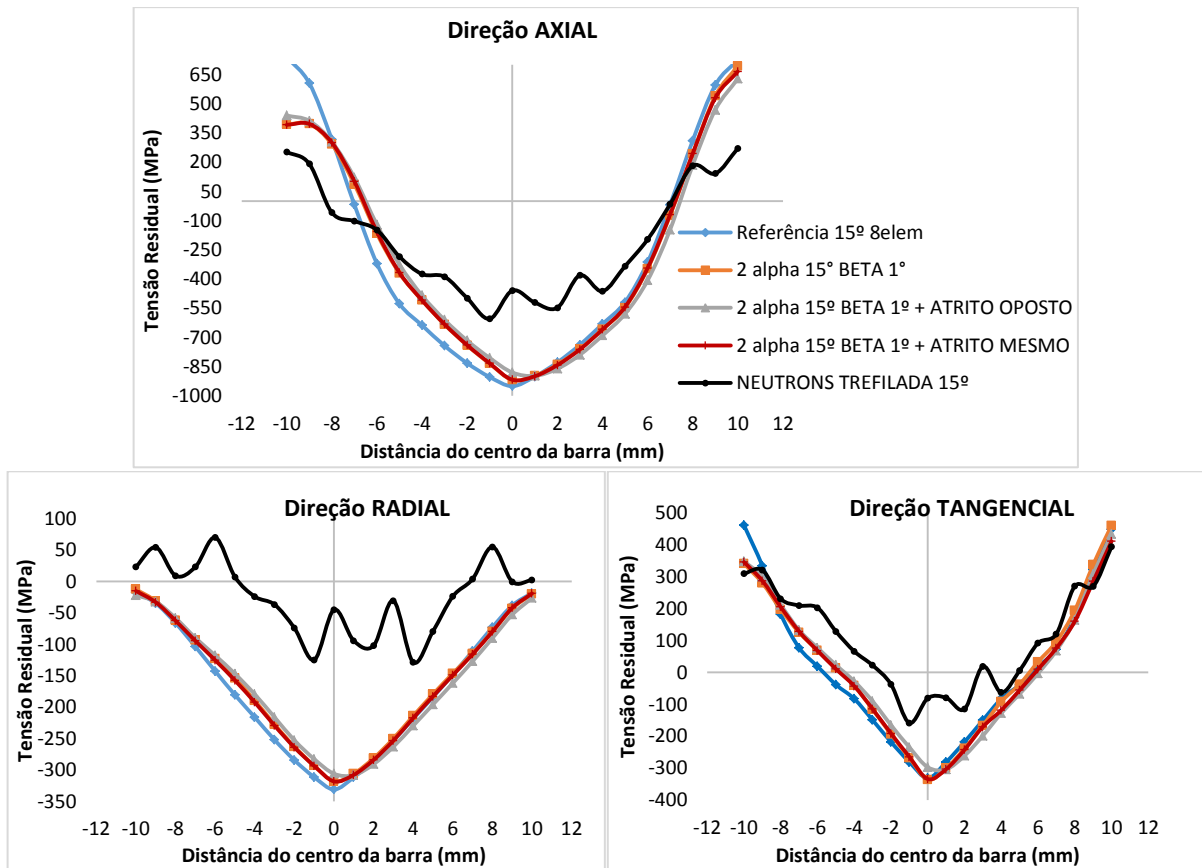


Figura 4.13 – Comparação dos perfis de tensão residual avaliando atrito e desalinhamento da fierra 15°.

As forças de trefilação seguiram o mesmo comportamento durante ambos os casos de desalinhamento e diferenças de atrito, variando durante o processo, porém resultando em uma média final em torno de 75kN para as simulações com fieira de 15° e, 98kN para a fieira de 20°.

#### 4.2.4 Excentricidade da barra

Após a análise da influência do erro de calibração da ferramenta, foram realizadas simulações considerando a excentricidade do fio máquina, em relação ao eixo da matriz.

Conforme mostrado na Figura 4.14, a primeira simulação (2,0mm) resultou em uma excentricidade extrema do eixo de simetria da barra / fieira, onde os passos para conclusão da simulação (*steps*) não foram completados devido ao estiramento e aumento na força do processo de trefilação da barra.

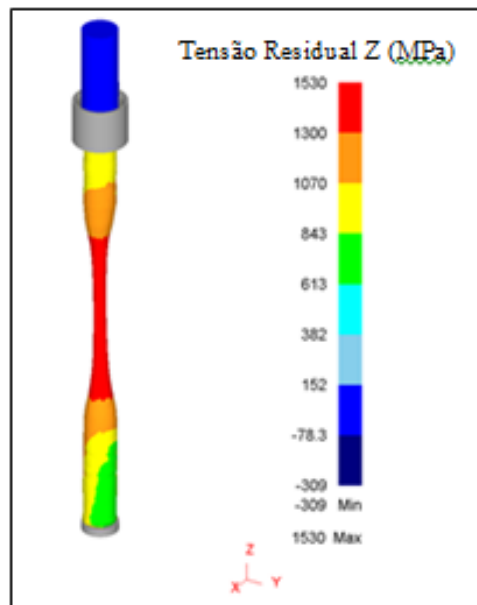


Figura 4.14 – Estiramento da barra resultante de extrema excentricidade.

Em seguida, os próximos dois modelos foram simulados, chamados média ( $d=1,0$  mm) e mínima ( $d=0,5$  mm) excentricidade, sendo que o perfil axial de tensões residuais obtido pode ser observado na Figura 4.15, onde ambas as variações modificam os valores após o processo provocando uma distribuição não-homogênea ao longo do comprimento da barra.

Para a análise com fieira de 15°, a simulação da barra excêntrica em 0.5mm deslocados para o eixo +Y, o perfil resultante de tensões residuais não apresentou significativas diferenças em comparação com o modelo de referência. Enquanto que, com

1.0mm de deslocamento, tais tensões apresentaram-se distribuídas de maneira heterogênea, principalmente a 80mm da extremidade inferior da barra, depois disso a barra é forçada pelo puxador a retornar a posição central perdendo a característica de excentricidade.

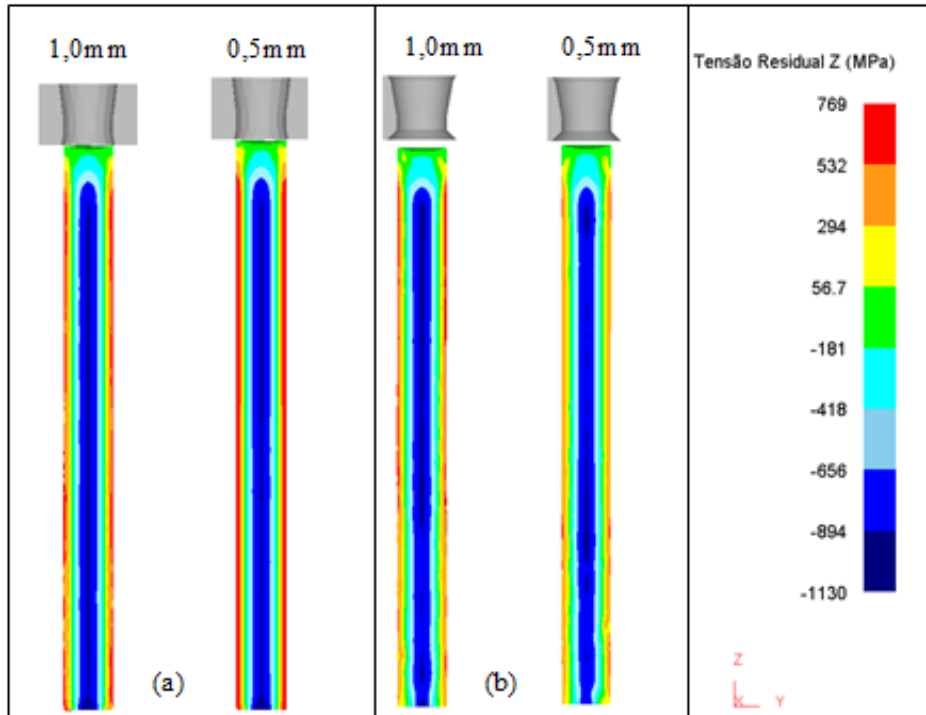


Figura 4.15 – Perfil axial de tensões residuais para simulação de excentricidade, fiera  $2\alpha$  : (a)  $15^\circ$  e (b)  $20^\circ$ .

Os perfis axial, radial e tangencial para o caso de excentricidade são apresentados na Figura 4.16, onde podem ser visualizadas as diferenças, principalmente na superfície da barra.

As principais diferenças foram encontradas para a análise com fiera ângulo de  $15^\circ$ , onde os valores médios das tensões residuais na superfície da barra foram de 554 MPa e -929MPa no centro da barra, sendo que a distribuição ao longo do comprimento foi heterogênea.

Da mesma maneira, ao observarmos as simulações com ângulo de ferramenta de  $20^\circ$ , as tensões residuais médias não variaram muito em relação ao modelo de referência, porém sua distribuição heterogênea pode ser um fator importante na análise de distorções do produto final e deve ser levado em consideração.

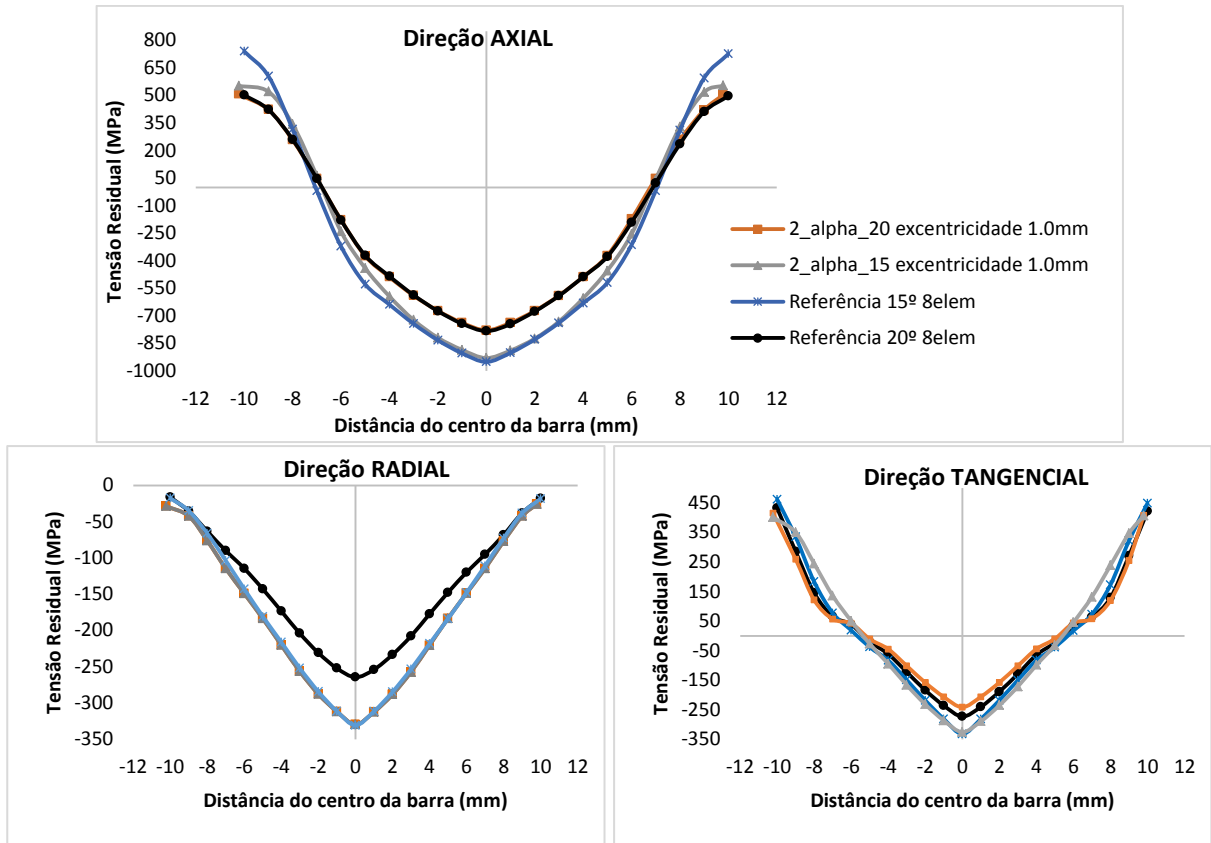


Figura 4.16 – Comparação dos perfis de tensão residual entre os casos de excentricidade para  $2\alpha=15^\circ$  e  $20^\circ$ .

A fim de analisar o comportamento da barra em uma situação de restrição de movimento, foram simuladas duas condições: a primeira restringindo o movimento em x dos elementos em todo o eixo central da barra e, a segunda com tal restrição apenas nas extremidades. Estas condições foram combinadas com a excentricidade de 1mm do eixo da barra deslocado em relação à matriz, sendo que o perfil axial resultante pode ser observado na Figura 4.17.

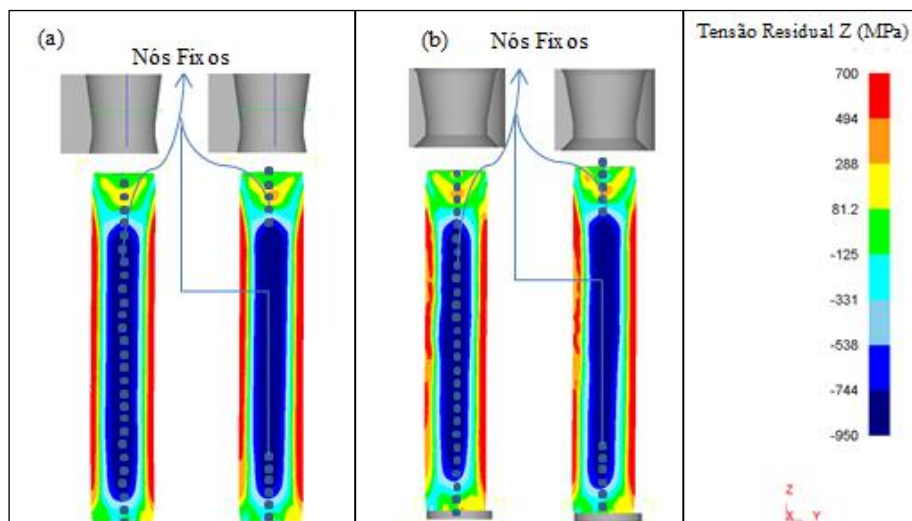


Figura 4.17 – Excentricidade com restrição dos nós centrais e nas extremidades da barra –  $2\alpha$ : (a)  $15^\circ$  e (b)  $20^\circ$ .



Ao inserir uma restrição de movimento, como esperado, a força de trefilação foi aumentada, bem como a faixa de tensões residuais compressivas aumentou significativamente com ambas as fieiras. Ficou evidente também o efeito da excentricidade ao longo da superfície da barra simulada com fieira de 20°, a qual apresentou distribuição heterogênea no lado oposto ao deslocamento. As variações destes resultados podem ser observadas nos perfis da direção axial, radial e tangencial apresentados na Figura 4.18.

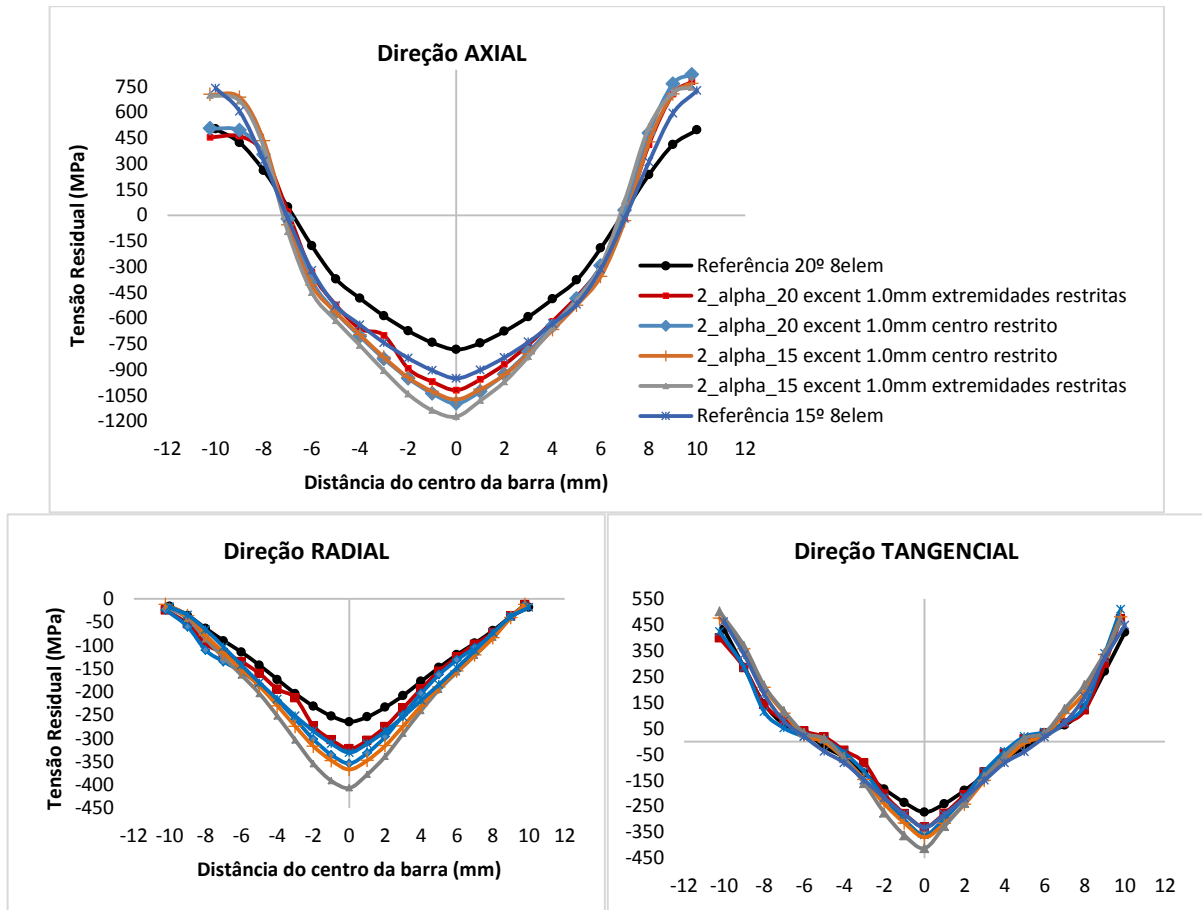


Figura 4.18 – Comparação dos perfis para a análise de excentricidade com restrições.

#### 4.2.5 Variações geométricas

A avaliação da influência da curvatura inicial do fio máquina foi realizada através de duas simulações para os ângulos de fieira 15° e 20°, onde o puxador foi posicionado paralelo ou alinhado à entrada da matriz, e também ao fio-máquina (“C” ou com certo ângulo  $\theta$  mostrado na Figura 3.16), sendo que esta apresentava curvatura de aproximadamente 10mm.

A Figura 4.19 mostra o perfil de tensões residuais na direção axial resultante da simulação com barra curvada e “puxador alinhado” para ângulo de fieira igual a 15°, onde pode ser observada uma distribuição heterogênea de tensões na superfície da barra, com maiores valores de tensão residual no lado convexo, assim como presença de curvatura

remanescente. Ao compararmos tais resultados com o modelo de referência, percebe-se um aumento de 120 MPa na superfície e uma diminuição em torno de 100 MPa no centro da barra.

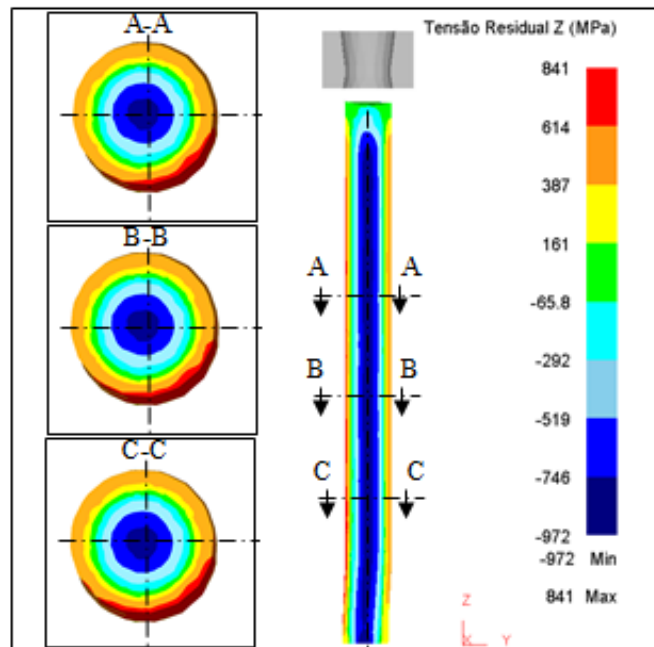


Figura 4.19 – Perfil axial resultante da simulação com barra curvada “puxador alinhado” para  $2\alpha= 15^\circ$ .

As simulações foram realizadas com malha hexaédrica, mantendo um padrão para que valores confiáveis fossem obtidos, comparados e analisados. Em função disso, a simulação com barra curvada em “C” ou com certo ângulo  $\theta$  para a feira de  $15^\circ$  não pode ser levada em consideração, pois, houve “remeshing”, não sendo possível completar todos os passos da simulação.

Da mesma maneira, as simulações realizadas com feira de  $20^\circ$  resultaram em perfis heterogêneos de tensões residuais, como mostra a Figura 4.20, com valor superficial 235 MPa maior que o modelo de referência e 60 MPa menor no centro da barra, para o caso com puxador alinhado. A simulação com barra curvada em “C” ou com certo ângulo  $\theta$ , apresentou as mesmas características com valores médios de 718 MPa na superfície e -740 MPa no centro da barra, variando 215MPa e 45MPa do modelo de referência para a superfície e para o centro da barra, respectivamente.

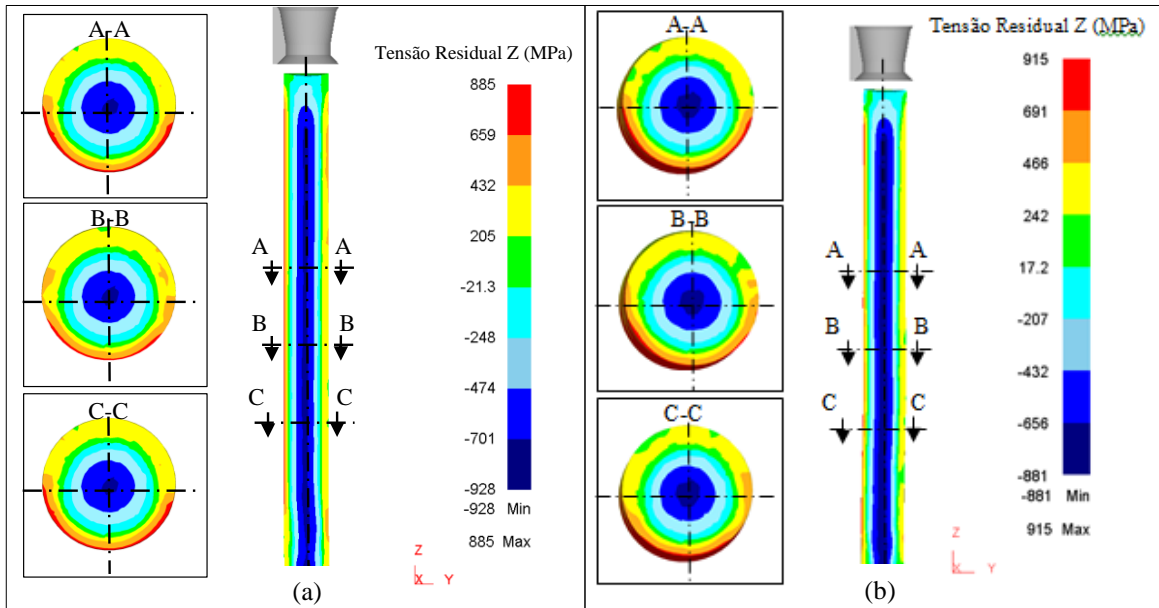


Figura 4.20 – Perfil axial de Tensões Residuais para a simulação fieira  $2\alpha = 20^\circ$  barra curvada (a) em “C” e (b) com puxador alinhado.

Os perfis de tensões residuais provenientes das simulações que avaliaram a influência do fator de curvatura inicial do fio-máquina podem ser observados na Figura 4.21. Houve grande variação dos resultados tanto em valor quanto em forma do perfil, caracterizando este como um fator influente da etapa de trefilação analisada.

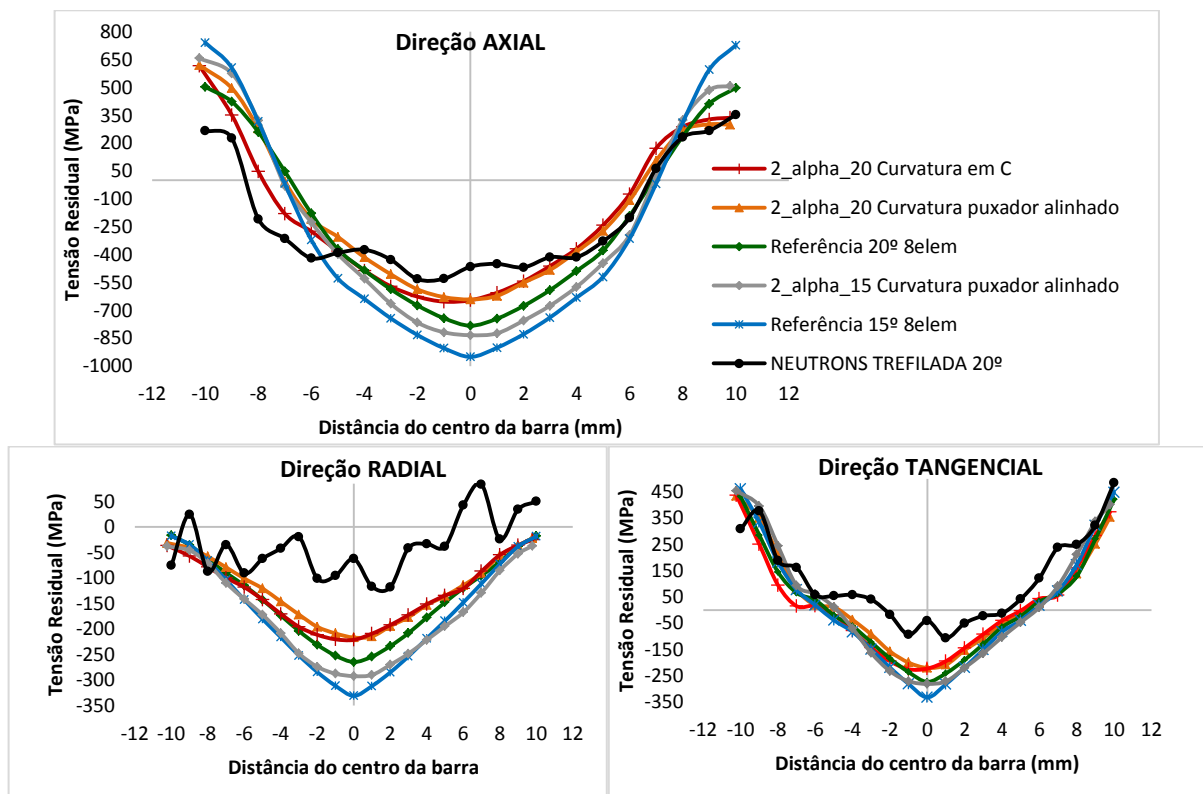


Figura 4.21 - Comparação dos perfis de tensão residual avaliando diferentes curvaturas da barra.

Após medição experimental dos diâmetros do fio máquina, realizaram-se simulações com ângulo de fieira de 15° e 20°, sendo que seus resultados estão apresentados na Figura 4.22. O perfil axial de tensões residual para a fieira de 15° resultou em um valor médio de 695MPa na superfície e -960 MPa no centro da barra, enquanto que para a fieira 20°, 750 MPa na superfície e -895 MPa no centro da barra.

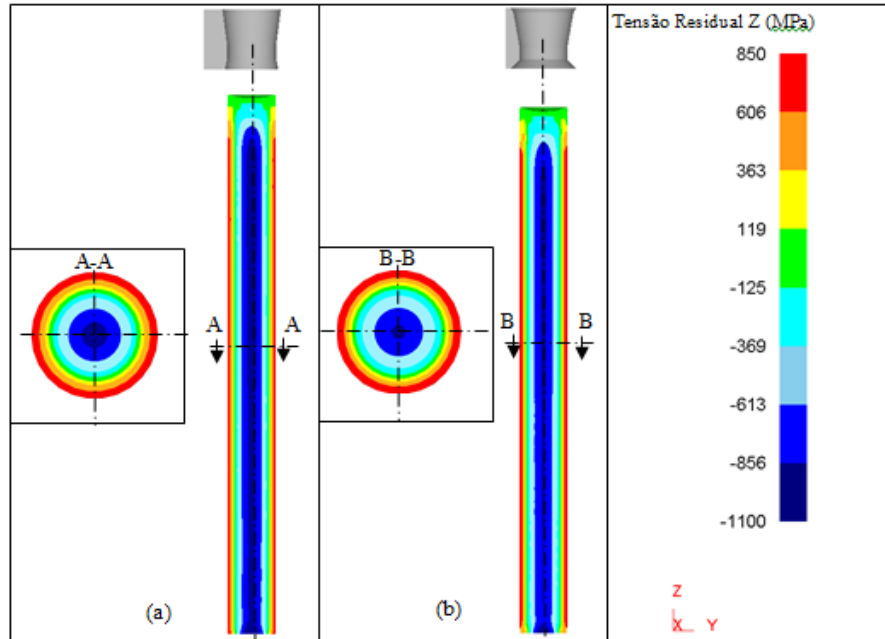


Figura 4.22 – Perfil de Tensões Residuais para a simulação com diferentes diâmetros para  $2\alpha$  : (a) 15° e (b) 20°.

Comparando com os resultados para o modelo de referência, verifica-se que tal diferença de diâmetros no decorrer da barra tem maior influência quando se trata de trefilação com fieira de 20°, sendo que os valores de tensão residual na superfície apresentam um acréscimo de 250 MPa e 115 MPa no centro da barra. Porém, para ambos os casos a distribuição das tensões ao longo da barra apresenta-se homogênea.

#### 4.2.6 Propriedades do material

Conforme apresentado na seção 3.6.7, foram realizadas simulações do modelo de referência para a fieira de 15° variando os *inputs* de curva de escoamento no *software*, segundo a Tabela 3.5, a fim de analisar a influência das propriedades do material no perfil de tensões residuais das barras trefiladas. Os perfis axial, radial e tangencial de tensões residuais resultantes destas simulações podem se observados na Figura 4.23.

Os perfis na direção axial para as diferentes curvas de escoamento analisadas demonstram uma pequena variação entre a curva experimental e a curva do banco de dados do *software* SimufactForming®, em torno de 15MPa na superfície e 30MPa no centro da barra.

Enquanto que, para a curva de escoamento do bando de dados do *software* Deform<sup>TM</sup> o perfil apresentou menor gradiente, sendo 595MPa de tensão residual na superfície e -887MPa no centro da barra, representando uma porcentagem de diferença de 22 e 9 (%), respectivamente.

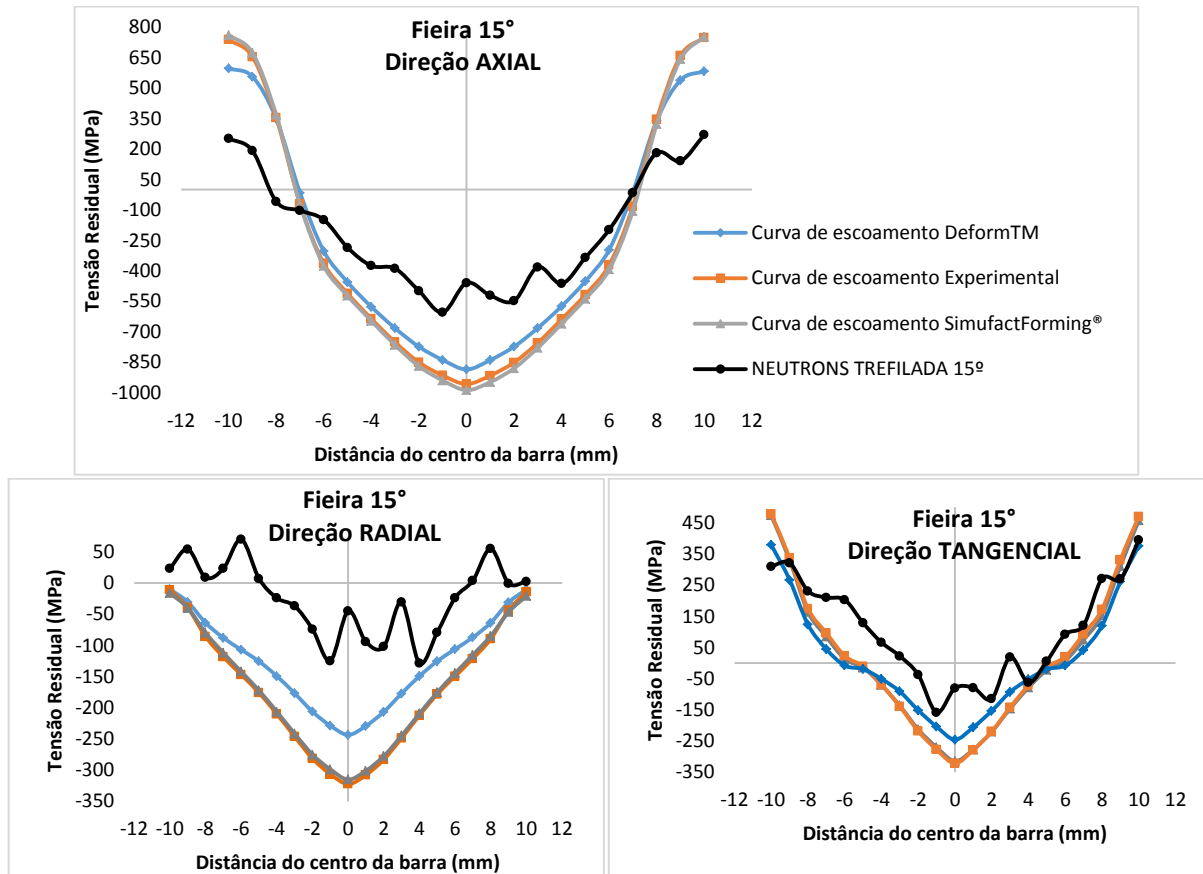


Figura 4.23 - Comparação dos perfis de tensão residual nas direções axial, radial e tangencial avaliando diferentes curvas de escoamento do material para fieira de 15°.

Comparando os resultados das simulações utilizando curva de escoamento do banco de dados do Deform<sup>TM</sup> e das medições experimentais através de difração de nêutrons observa-se que as tensões residuais apresentam diferenças de 324MPa na superfície e 282MPa no centro da barra. Apesar de a diferença ser consideravelmente elevada, estes resultados ainda estão mais próximos do que os resultados das simulações com a curva experimental e do banco de dados do *software* SimufactForming®, 486MPa maior na superfície e 368MPa no centro da barra.

Portanto, observando o método de interação do *software* Deform<sup>TM</sup> em relação à curva de escoamento do material, foram construídos modelos variando tais propriedades conforme as velocidade de deformação:  $1,6s^{-1}$ ;  $8 s^{-1}$  e  $40 s^{-1}$ , assim como a simulação de um modelo combinando ambas.

A Figura 4.24 apresenta o perfil de tensões residuais para a direção axial resultante das simulações avaliando diferentes curvas de escoamento em função da velocidade de deformação para a fieira de 15°.

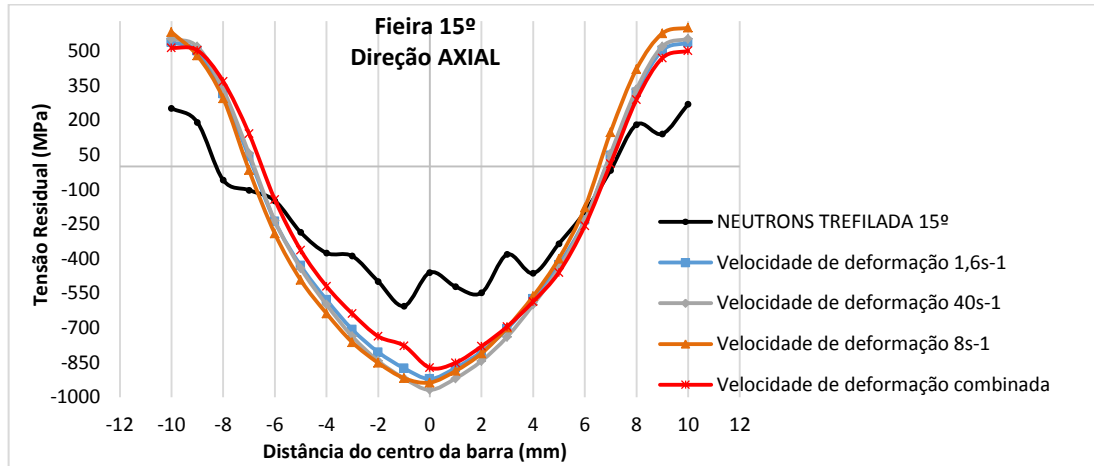


Figura 4.24 - Comparação dos perfis de tensão residual na direção axial avaliando diferentes curvas de escoamento em função da velocidade de deformação para fieira de 15°.

A simulação realizada com a combinação entre as velocidades de deformação apresentou uma diferença de 244MPa de tensões residuais na superfície e 268MPa no centro da barra em relação aos resultados obtidos através da medição por difração de nêutrons. Sendo que este perfil caracteriza uma aproximação de 25% quando comparado com os resultados das simulações com a curva de escoamento do banco de dados do Deform<sup>TM</sup> e de 50% em relação à curva de escoamento experimental.

Da mesma maneira, foram utilizados tais parâmetros para a fieira de 20° e os resultados dos perfis de tensões residuais podem ser observados na Figura 4.25.

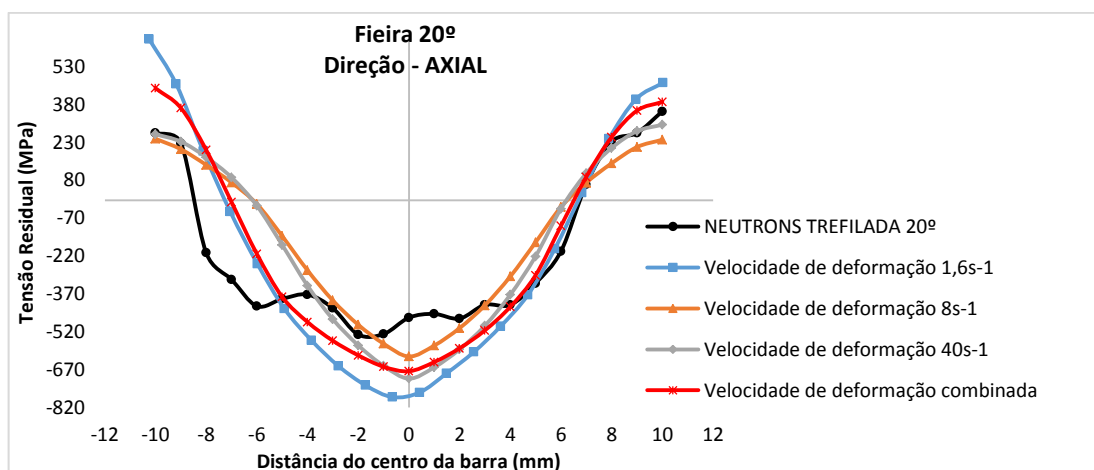


Figura 4.25 - Comparação dos perfis de tensão residual na direção axial avaliando diferentes curvas de escoamento em função da velocidade de deformação para fieira de 20°.

O efeito dos parâmetros do material, neste caso a curva de escoamento, ficou evidenciado para a fieira de 20° para ambas as simulações. O perfil de tensões residuais resultante da simulação com curva de escoamento combinando as velocidades de deformação

(1,6; 8 e 40s<sup>-1</sup>) apresentou características semelhantes ao perfil medido experimentalmente, além de ser o mais homogêneo e com valores superficiais diferindo em apenas 18%.

#### 4.2.7 Medições geométricas após simulação

As distorções de forma estão diretamente ligadas à variação das tensões residuais do material, bem como aos fatores geométricos do produto fabricado, os quais podem causar mudanças nas propriedades e no comportamento da peça quando em serviço.

A Figura 4.26 apresenta o resultado de três medições de diâmetro realizadas na barra ao final das simulações do processo de trefilação, onde podem ser observadas variações consideráveis para o caso combinado de desalinhamento e diferença de atrito, bem como curvatura da barra.

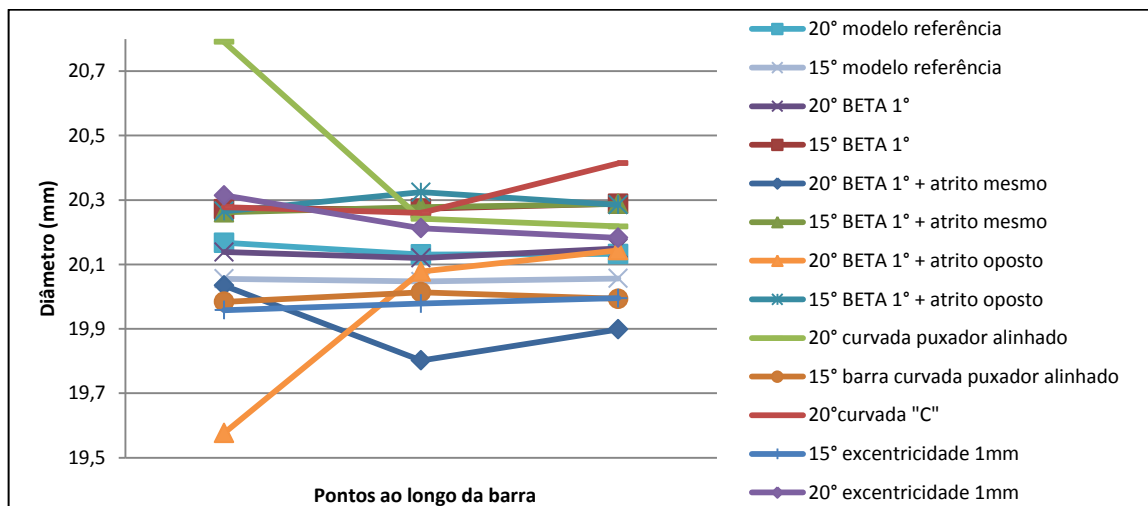


Figura 4.26 – Diâmetros medidos após simulação do processo.

A fim de avaliar as distorções no comprimento das barras trefiladas, foram realizadas medições do deslocamento em relação à linha de centro após a simulação do processo de trefilação. A Figura 4.27 apresenta os valores encontrados para a simulação com fieira 15° desalinhada em 1°, conforme Figura 4.27(a), assim como para a simulação com fieira 20° desalinhada em 1° apresentada na Figura 4.28.

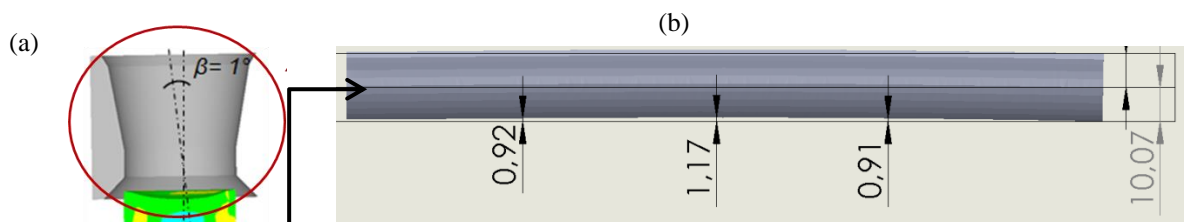


Figura 4.27 – (a) Desenho esquemático do desalinhamento da ferramenta e (b) barra após simulação (Fieira 15° + desalinhamento  $\beta=1^\circ$ ) com dimensões em milímetros (mm).

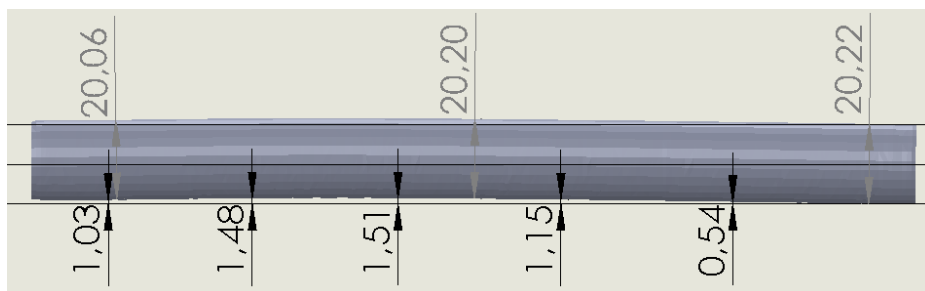


Figura 4.28 – Resultado da simulação com Fieira de 20° e desalinhamento de  $\beta=1^\circ$  com dimensões em milímetros (mm).

As simulações realizadas com desalinhamento da ferramenta em  $1^\circ$  e diferença de atrito também apresentaram variações ao longo da barra em relação à sua linha de centro, conforme demonstrado na Figura 4.29, para a fieira de  $15^\circ$  e na Figura 4.30, para fieira de  $20^\circ$ .

A variação de atrito foi imposta conforme apresentado no desenho esquemático da Figura 4.29(a) e posteriormente invertido, sendo que as medições para fieira  $15^\circ$  (Figura 4.29(b) e (c)) resultaram em mesma direção da curvatura, porém com intensidade diferente.

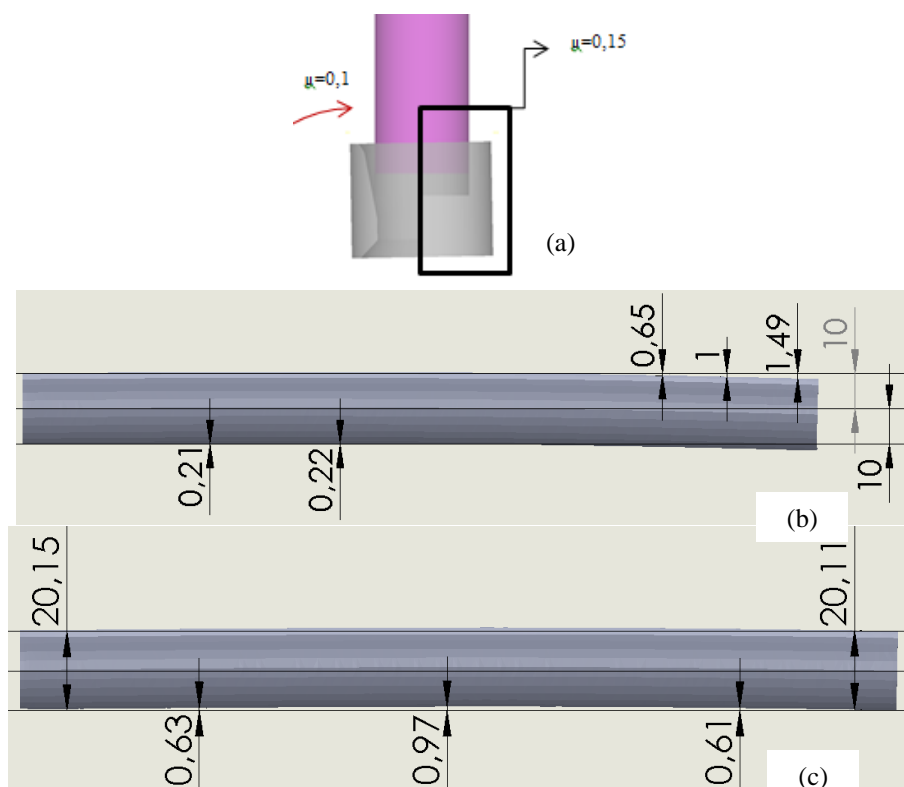


Figura 4.29 – (a) Desenho esquemático da diferença de atrito, (b) resultado da simulação com Fieira de  $15^\circ$  e desalinhamento de  $\beta=1^\circ$  + diferença de atrito no mesmo lado da inclinação e (c) diferença no lado oposto à inclinação da ferramenta, ambos com dimensões em milímetros (mm).

Analisando os resultados das simulações com desalinhamento e diferença de atrito para a fieira de  $20^\circ$  (Figura 4.30) pode ser verificada a inversão da curvatura da barra, como



também valores maiores para o caso da simulação com desalinhamento de  $\beta=1^\circ$  e diferença de atrito no mesmo lado da inclinação (Figura 4.30(a)).

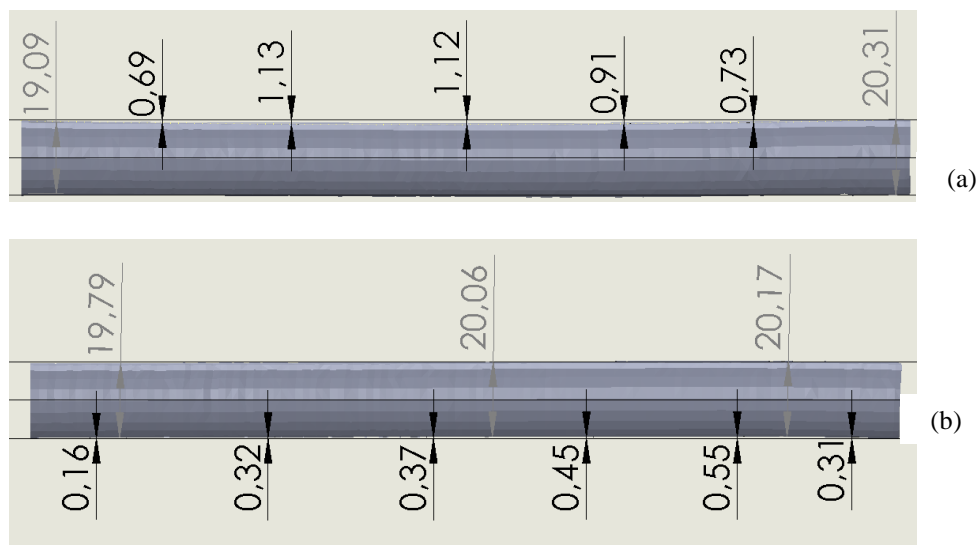


Figura 4.30 – (a) Resultado da simulação com Fieira de  $20^\circ$  e desalinhamento de  $\beta=1^\circ$  + diferença de atrito no mesmo lado da inclinação e (b) diferença no lado oposto à inclinação da ferramenta, ambos com dimensões em milímetros (mm).

Comparando os resultados das medições geométricas com os perfis de tensões residuais apresentados anteriormente, pode ser observado que as maiores distorções encontradas foram também para os maiores gradientes de tensão.

As simulações analisando o desalinhamento da ferramenta e a curvatura inicial do fio-máquina resultaram em perfis de tensões mais próximos aos valores encontrados experimentalmente por medição de difração de nêutrons, principalmente para o caso da fieira com ângulo de  $20^\circ$ .

Avaliando os resultados experimentais de distorção obtidos no projeto Bragecrim, observa-se que, ao final da etapa de trefilação, a fieira de  $15^\circ$  apresentou uma média de 0,6mm e a fieira de  $20^\circ$  uma média de 0,4mm. Tomando como base tais valores e comparando com os resultados das simulações, os valores de distorção se aproximaram para o caso de desalinhamento da fieira de  $20^\circ$  combinada com uma diferença de atrito, com uma média de 0,36mm e para a fieira de  $15^\circ$ , a média foi de 0,74mm.

## 5 CONCLUSÕES

---

Este trabalho teve por objetivo analisar, através de uma abordagem numérica computacional, a influência de parâmetros de material e de processo no aparecimento de distorções em barras trefiladas de aço AISI 1045, em função de possíveis fontes geradoras de heterogeneidades, principalmente de tensões residuais durante o processo de fabricação.

Para tal, foram realizadas diferentes simulações utilizando o software Deform<sup>TM</sup>, onde as validações numéricas dos modelos gerados sugerem uma grande proximidade entre o problema físico e o matemático. Com a verificação da tensão equivalente de von Mises, pode-se perceber que as simulações são consideradas válidas para a avaliação de tensões residuais, pois estas, não ultrapassaram a tensão de escoamento após o processo de trefilação. Quanto aos valores de força e deformações simulados, estes são considerados aceitáveis ao serem comparados com equações empíricas.

Analisando o ângulo de fieira dos modelos de referência simulados, percebeu-se que o ângulo de 15° resultou em maiores valores de tensões residuais na direção axial em relação às simulações com ângulo de fieira de 20°, variando na superfície da barra em 100 MPa e em 150 MPa no centro .

Conforme os resultados encontrados, avaliando a velocidade de trefilação para um ângulo de 20°, a menor velocidade (400 mm/s) resultou em um perfil mais homogêneo das tensões residuais com menor amplitude, sendo que, o mesmo não ocorre para um ângulo de 15°. Ao variar a forma de agarre, variaram também as diferenças no perfil das tensões evidenciando a necessidade de um estudo mais aprofundado neste caso.

Observou-se ainda que, mesmo um pequeno desalinhamento da fieira, causa uma distribuição heterogênea das tensões residuais ao longo da superfície da barra, sendo mais crítica no lado oposto à inclinação. Para uma ferramenta com ângulo de 15°, ocorre um aumento de 100 MPa na superfície em relação ao modelo de referência, enquanto que para a de ângulo 20°, o aumento é de 250 MPa.

A combinação dos fatores heterogeneidade de lubrificação e desalinhamento da ferramenta nas simulações realizadas resultou em perfis heterogêneos de tensões residuais, sendo valores mais baixos que o modelo de referência, para o caso de fieira com ângulo de 20° e mais altos, para o caso de 15°. Estes fatores apresentaram ainda influência considerável

na distorção final das barras após a etapa de trefilação, resultados que foram coerentes com os medidos experimentalmente.

A excentricidade do eixo da barra em relação ao eixo da matriz causa heterogeneidade da distribuição das tensões residuais até certo ponto ao longo da barra (aproximadamente 80mm), quando o puxador força a barra a voltar ao eixo central, perdendo a característica excêntrica. Isto ocorre para casos em que o deslocamento do eixo da barra não excede 2 mm e quando não há restrições de movimento da mesma.

A intensidade das tensões compressivas é determinada pelo valor do ângulo de trabalho e pelo coeficiente de atrito entre o material trefilado e a matriz de trefilação. Portanto, para ângulos maiores haverá uma menor região de contato e assim, uma menor força devida ao atrito.

As características do material, como curva de escoamento, propriedades anisotrópicas e endurecimento cinemático possuem certa influência na magnitude das tensões residuais após o processo de trefilação, sendo que estas propriedades devem ser melhor identificadas e dependem da capacidade de avaliação do software utilizado.

Torna-se evidente a importância de um eficiente pré-endireitamento do fio máquina antes da entrada do mesmo na etapa de trefilação, sendo que os resultados das simulações com barra curvada mostram que, tanto a força de trefilação, quanto a heterogeneidade na distribuição das tensões residuais aumentam. Bem como a barra trefilada apresenta certa curvatura remanescente, para ambas as feiras com ângulo de 15° e 20°.

Assim, os fatores analisados de desalinhamento da feira, heterogeneidade na distribuição de atrito, curvatura da barra, velocidade do processo, excentricidade do eixo da barra e propriedades do material trefilado, bem como sua combinação, influenciam na distribuição de heterogeneidades na barra após a trefilação e distorção do produto final.

## **6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS**

---

Após esta análise numérica computacional, torna-se importante o aprofundamento deste estudo aplicando outros métodos de análise dos fatores de influência nas distorções do produto final.

O método de Monte Carlo, por exemplo, é um método matemático de simulação utilizado como forma de obter aproximações numéricas de funções complexas, envolve a geração de observações para dada distribuição de probabilidades e o uso da amostra obtida para aproximar a função de interesse. Tal método é preferencialmente usado quando se torna difícil de calcular uma resposta exata para problemas com fatores aleatórios, baseado em um algoritmo determinístico, gerando números aleatórios para calcular expressões matemáticas, especialmente em sistemas com grande número de graus de liberdade (FILHO, 2011).

Assim como o estudo da etapa anterior ao processo de tratamento térmico, onde a barra trefilada passa por um endireitamento e polimento por rolos cruzados (PTN), sendo importante uma análise combinando as tensões residuais geradas na etapa de trefilação.

## 7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

---

- AGOSTINHO, O.L.; VILELLA, R.C.; BUTTON, S.T. *Processos de Fabricação e Planejamento de Processos*. Faculdade de Engenharia Mecânica. Universidade Estadual de Campinas. São Paulo, 2004.
- ALTAN, T.; VAZQUEZ, V. *Status of Process Simulation Using 2D and 3D Finite Element Method 'What is Practical Today? What Can We Expect in the Future?'* Journal of Materials Processing Technology, 49 – 63; 1997.
- ALVES, L. M.; NIELSEN, C. V. MARTINS, P. A. F. *Ensaio de compressão com discos empilhados*. In: Anais da I Conferência Internacional de Conformação de Chapas, p.90-103. Porto Alegre, 2011.
- ARAÚJO, A. C. . "Análise Da Formação De Bandas De Cisalhamento Por Meio De Corpos De Prova De Tração Especiais". Dissertação de mestrado. UFMG, 2009.
- ARBAK, E. et al. *Forging Simulation at Izeltas*. In 4th International Conference and Exhibition on Design and Production of Machines and Dies/Molds – CESME, 4. Turkey, 2007.
- ASAKAWA, M.; SAZAKI, W.; SHISHIDO, S. *Effect of die approach geometry and bearing length on residual stress after bar drawing*. Wire Journal International, 2000.
- ASM International Handbook. Atlas of stress-strain curves. 2nd. iv, 816 p. Materials Park, OH: ASM International, 2002.
- ASTM – American Society for Testing and Materials. *Standard Test Methods of Compression Testing of Metallic Materials at Room Temperature*. ASTM: E9 – 89a. West Conshohocken, PA. United States, 2000.
- ATIENZA, J. M. "Tensiones Residuales En Alambres De Acero Trefilados". Tesis Doctoral. Universidad Politécnica de Madrid, 2001.
- ATIENZA, J. M. et al. "Residual Stresses in Cold-Drawn Pearlitic Rods." *Scripta Materialia* 52, no. 12 – p. 1223-28. 2005a.
- ATIENZA, J. Ms et al. "Residual Stresses in Cold Drawn Ferritic Rods." *Scripta Materialia* 52 – p. 305-09. 2005b.
- AVITZUR, B. *Handbook of Metal Forming Process*. New York: John Wiley & Sons, 1983.
- BANABIC, D.; BUNGE, H. J.; PÖHLANDT, K.; TEKKAYA, A. E. *Formability of Metallic Materials: Plastic Anisotropy, Formability Testing and Forming Limits*. Berlin: Springer, 2000.
- BLACK, J. T.; KOHSER, R. A.; DEGARMO, E. P. DeGarmo's . *Materials and processes in manufacturing*. 10th. Hoboken, NJ: Wiley, 2008.
- BOFF, U.; FOLLE, L.F.; SCHAEFER, L. *Ensaio de Compressão como uma Alternativa para Obtenção das Curvas Escoamento em Chapas Finas*. INOVTEC - 1º Seminário de Inovação e Tecnologia – IFSul. Sapucaia do Sul, 2011.

- BRESCIANI FILHO, E.; SILVA, I.B.; BATALHA, G.F.; BUTTON, S.T. *Conformação Plástica dos Metais*. 1. Ed. São Paulo: EPUSP, 2011.
- BUERGER, G. R.; DOMINGUES, T. G.; JOSÉ, D. R.; MANSKE, G. A.; OLIVEIRA, R. D.; VIEIRA, L. N. *Estudo Do Tratamento Térmico Sobre A Conformação Do Aço 1045*. Universidade do Estado de Santa Catarina – UDESC/CCT. Joinville - SC, 2010.
- BUTTON, S.T: *Conformação Plástica dos Metais*. Material didático – Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia Mecânica – UEC. Campinas, São Paulo, 2001.
- BUTTON, S.T: *Trefilação*. Curso de especialização e, Siderurgia. REDEMAT Pós-graduação da UFOP, Universidade Federal de Ouro Preto. Belo Horizonte, 2008.
- CALLISTER Jr, W.D. *Ciência e Engenharia de Materiais: Uma Introdução*. 5ed. LTC Editora. Sao Paulo, 2002.
- CARLSSON, B.; HUML, P. "Determination of the Material Properties of an Anisotropic Metal Wire." In *Annals of the CIRP*, p. 231-33, 1996.
- CHAKRABARTY, J. *Theory of Plasticity*. McGraw-Hill. Singapore, 1987.
- COOK, R.D., MALKUS, D.S.; PLESHA, M.E., Concepts and Applications of Finite Element Analysis, Third Edition, John Wiley & Sons, 1989.
- CORRÊA, E. C. S. Aspectos do Encruamento de Metais Previamente Deformados a frio. Tese, Doutorado em Engenharia Metalúrgica e de Minas. Escola de Engenharia da UFMG, 233p. Belo Horizonte, 2004.
- DALMOLIM, C. *Processos de Conformação Mecânica*. Disponível em: <<http://www.dalmolim.com.br/EDUCACAO/MATERIAIS/Biblimat/siderurgia3.pdf>>. Acessado em outubro de 2012.
- DEFORM™ Integrated 2D-3D Version 10.2 - User's Manual. Scientific Forming Technologies Corporation. Columbus, Ohio. June 6th, 2011.
- DIAS, V. W. *Influência dos procedimentos de corte sobre as distribuições de tensões residuais em barras redondas trefiladas de aço abnt 1045*. Dissertação de Mestrado - Programa de Pós Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGE3M - UFRGS. Porto Alegre, 2013.
- DIETENBERGER, M.; BUYUK, M.; KAN, C. *Development of a High Strain-Rate Dependent Vehicle Model*. DYNAmore GmbH. 4<sup>th</sup> LS-DYNA ANWENDERFORUM. Bamberg, 2005.
- DIETER, G. E. *Metalurgia Mecânica*. 2 ed. Rio de Janeiro: Guanabara Dois, 1981.
- DIETER, G. E.; KUHN, H. A.; SEMIATIN, S. L. "Drawing of Wire, Rod and Tube." In *Handbook of Workability and Process Design*. p. 278-90: ASM International, 2003.
- DIETER, G.E. *Mechanical Metallurgy*, 2nd ed., McGraw-Hill. Tokyo, 1976.
- DITIX, P. M.; DITIX, U.S. *Modeling of Metal Forming and Machining Processes: By Finite Element and Soft Computing Methods*. London: Springer, 2008.
- ELICES, M. *Influence of residual stresses in the performance of cold-drawn pearlitic wires*. Journal of Materials Science 39, p3889 – 3899; 2004.
- GAMBIN, W. "A Method of Large Finite Elements." In *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*. p. 351-65: Elsevier, 1977.

- GERBASE FILHO, J. "Método De Medição De Força De Trefilação De Arames: Avaliação Da Variação Do Coeficiente De Atrito Em Trefilação De Arames De Aço" Dissertação de Mestrado. UFRGS, 1976.
- GODFREY, H. *The Benefits of Using Wiredrawing Dies with Smaller Included Angles and Longer Nibs.* *Wire Journal International* 33, no. 6 – p. 102. 2000.
- HAUK, V. *Structural and Residual Stresses Analysis by Non-Destructives Methods.* Elsevier, 1997.
- HE, S. et al. Residual stress determination in cold drawn steel wire by FEM simulation and X-ray diffraction. *Materials Science and Engineering: A* 346: p. 101-107, 2003.
- HILL, R. A Theory of the Yielding and Plastic Flow of Anisotropic Metals. Paper presented at the *Proceedings the Royal of Society*, London, 1948.
- HILL, R. *The Matheemathical Theory of Plasticity.* *Oxford University Press*, 1950.
- HOFFMAN, J.D. *Numerical Methods for Engineers and Scientists.* New York: McGraw-Hill, 1992.
- JORGE, R.M & DINIS, L.M. *Teoria da Plasticidade.* Departamento de Engenharia Mecânica e Gestao Industrial. Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto. Portugal, 2005.
- KIM, T.; KIM, B.; CHOI, J. *Predction of Die Wear in the Wire-Drawing Process.* *Journal of materials processing Technology*, v.65, p:11-17, 1997.
- KLEIJNEN, J.P.C. *Verification and Validation of Simulation Models.* CentER and Department of Information Systems and Auditing, Katholieke Universiteit Brabant (Tilburg University). Netherlands, 1995.
- KOBAYASHI, S.; ALTAN, T. *Metal Forming and the Finite-Element Method.* Oxford: Oxford University Press, 1989.
- LANGE, K. *Handbook of Metal Forming.* Society of Manufacturing Engineers, 2006.
- LUIS, C. J.; LEÓN, J.; LURI, R. *Comparison between finite element method and analytical methods for studying wire drawing processes.* *Journal of Materials Processing Technology* 164–165 p1218–1225. 2005.
- MARTINS, P., *Extrusão e Trefilagem.* Material didático. Instituto Superior Técnico. Universidade Técnica de Lisboa. Portugal, 2012.
- MARTINS, P., RODRIGUES, J. *Tecnologia Mecânica: Tecnologia Da Deformação Plástica.* Vol. 1, Lisboa: Escolar Editora, 2005.
- MASSÉ, T. et al. . "Impact of Mechanical Anisotropy on the Geometry of Flat-Rolled Fully Pearlitic Steel Wires." *Journal of Materials Processing Technology* 211: p.103-12. 2011.
- METZ, M. "Caracterização Das Tensões Residuais Originadas No Processo De Trefilação Combinada Do Aço Sae 1048". Dissertacao de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduacao em Engenharia de Minas, Metalurgia e Materiais, PPGE3M – UFRGS. Porto Alegre, 2007a.
- METZ, M.; SANTOS, C.; ROCHA, A. "Análise Qualitativa Das Tensões Residuais Longitudinais Em Barras Trefiladas De Aço Sae 1045 Através Do Método Slliting." 8º Congresso Iberoamericano de Engenharia Mecânica. Cusco - Peru, 2007b.

- MIRANDA, H. C. de. *Tecnologia Mecânica III – Processos de Fabricação*. Material didático. Universidade Federal do Ceará - UFC, 2012.
- MIRANDA, R. *A Revolução do Método dos Elementos Finitos*. Revista Pesquisa e Tecnologia FEI 32 – 42. Sao Paulo, 1984.
- NAKAGARI, A.; INAKAZU, N. *Relationship between residual stress and texture by multiple pass reduction drawing of titanium wire*. Wire Journal International, 37 (12):58-63, 2004.
- NAKAGIRI, A., YAMANO, T., KONADA, M., ASAKAWA, M., SASAKI, W. *Behavior of Residual Stress and Drawing Stress in Conical-Type Die and Circle-Type Die Drawing by FEM Simulation and Experiment*. Wire Journal International, p. 72-80, 2001.
- NEVES, F. *Análise de Tensões Residuais em Tubos Trefilados de Aço ABNT 304*. Tese de Doutorado apresentada à Faculdade de Engenharia Mecânica – FEM, Unicamp. Sao Paulo, 2003.
- NUNES, R. M. . "Análise De Tensões Residuais De Aços AISI 1048 Produzidos Por Trefilação Combinada Visando Minimizar Distorções Pré-Processamento". Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia de Minas, Metalurgia e Materiais, PPGE3M – UFRGS. Porto Alegre, 2008a.
- NUNES, R. M.; METZ, M.; HIRSCH, T. K.; ROCHA, A. da S. . *Análise de Tensões Residuais em Barras de Aço AISI 1048 Produzidas por Trefilação Combinada*. in: 63 congresso anual da ABM, Santos. Congresso Anual da Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, 2008. v. 1. p. 341-350. 2008b.
- NUNES, R. M. . *Estudo de Distorção de Barras Cilíndricas de Aço ABNT 1045 em uma Rota de Fabricação Envolvendo Trefilação Combinada e Têmpera por Indução*. Tese de Doutorado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia de Minas, Metalurgia e Materiais, PPGE3M – UFRGS. Porto Alegre, 2012.
- NUNES, R. M.; HIRSCH, T. K.; ROCHA, A. S. "Análise De Tensões Residuais Via Difração De Nêutrons Em Barras De Aço AISI 1045 Produzidas Por Trefilação Combinada." In *Congresso Anual da ABM*, p. 453-64. Rio de Janeiro: Anais do 65 Congresso Anual da ABM, 2010.
- OLIENICK FILHO, E. G. "Análise De estampagem De Chapas Pelo Método De Elementos Finitos: Estudo Da Influência Taxa De Sensibilidade." CEFET-PR, 2003.
- OLIVEIRA, A. F. De. *Desenvolvimento de ferramenta Computacional usando o método de Elementos finitos para simulação Numérica do processo de conformação Em matriz aberta*. Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais. Belo Horizonte, 2009.
- OLIVEIRA, A. S. M. "Obtenção da curva de escoamento a frio para o aço AISI 4140 através do ensaio de compressão utilizando diferentes lubrificantes." In *INOVTEC*. Sapucaia do Sul, 2011.
- OWEN, D.R.J. & HINTON, E. *Finite Elements in Plasticity: Theory and Practice*. Pineridge Press, Swansea. U.K., 1980.
- PALMEIRA, A.A. *Processos de Trefilacao*. Departamento de Mecânica e Energia. UERJ, 2005.



- PILARCZYK, J.W.; PIETRYK, M.; DYJA, H.; GOLIS, B. *FEM Analysis of Metal Flow in Hydrodynamic Drawing of Steel Wires*. Wire Journal International, 76 – 82, 1997.
- REIS, F.J.P. *Fractura em Metais Dúcteis – Modelacao Numérica do Dano em Metais Dúcteis*. Dissertação de Mestrado apresentada à Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto. Portugal, 2009.
- RIBEIRO, F. L. B. *Introdução ao Método dos Elementos Finitos*. COPPE/UFRJ: Programa de Engenharia Civil. Rio de Janeiro, 2004.
- ROCHA, A. S. et al. "Simulação Computacional De Um Processo De Trefilação Para Produção De Barras Redondas De Aço AISI 1045." *Revista Escola de Minas*, p. 513-18. 2011a.
- ROCHA, A. S. et al. "Experimental Characterization and Simulation of a Wire Drawing Process and Related Distortion Potentials." Paper presented at the Proceedings of 3 International Conference on IDE, Bremen, 2011b.
- ROCHA, A. S., NUNES, R. M., METZ, M., & HIRSCH, T. K. *Analysis of the distortion potential in AISI 1048 steel bars induced by a combined drawing-straightening process*. 2nd International Conference on Distortion Engineering, (pp. 13-20). Bremen, 2008.
- ROCHA, A. S.; NUNES, R. M.; FERLAUTO, E. M. "Avaliação Dos Efeitos De Tensões Residuais Através Da Remoção De Material." *Estudos Tecnológicos*, p. 157-69, 2008.
- ROCHA, A. S.; NUNES, R. M.; HIRSCH, T. "Analysis by Design of Experiments of Distortion Potentials in Drawn and Induction Hardened Wire." *Materials Research* 15, no. 1. 2012.
- ROSE, A. *Herstellung von Stahldraht*. Düsseldorf, Stahl – Verlag MBH, parte2, 1969.
- RULZ, J.; ATIENZA, J.M.; ELICES, M. *Residual Stresses in Wires: Influence of Wire Length*. Journal of Material Engineering and Performance. ©ASM International, 12:480-489, 2004.
- RUUD, C. . "Measurement of Residual Stress ". In *Handbook of Residual Stress and Deformation Steel*. p. 99-108: ASM International, 2002.
- SANTOS, C. A. "Simulação Numérica Da Trefilação Axissimétrica Do Aço Inoxidável 420 Considerando O Efeito Do Caminho De Deformação". Tese de Doutorado. UFMG, 2005.
- SANTOS, C. C. *Influência De Parâmetros De Processo No Empenamento De Barras Trefiladas De Aço Sae 9254*. Dissertação de Mestrado. UFRGS, 2008.
- SCHAEFFER, L. *Conformação Mecânica*. 2 ed. Porto Alegre: Imprensa Livre Editora, 2004.
- SHEMENSKY, R. M. *Wiredrawing by computer simulation*. Wire Journal International, 32 (4): p166-183. April, 1999.
- SOARES, C. A. T. *Análise das Tensões Residuais no Processo de Trefilação Considerando os Efeitos de Anisotropia*. Dissertação de Mestrado - Programa de Pós Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGE3M - UFRGS. Porto Alegre, 2012.
- SOUZA, T. F. *Simulações Computacionais Para Análise E Minimização Das Tensões Residuais No Processo De Trefilação*. Dissertação de Mestrado - Programa de Pós

Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGE3M – UFRGS. Porto Alegre, 2011.

TEKKAYA, A. E. *State-of-the-Art of Simulation of Sheet Metal Forming*. Journal of Material Processing Technology 103 – p. 14-22, 2000.

TEKKAYA, E. A. . "A Guide for Validation of Fe-Simulations in Bulk Metal Forming." *The Arabian Journal for Science and Engineering* 151, no. 1C – p. 58-62, 2005.

WANG, Z.; GONG, B. "Residual Stress in the Forming of Materials." In *Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel*. p. 141-49. Canada: ASM International, 2002.

YOSHIDA, K.; NORASETHASOPON, S. *Prediction of Chevron Crack Initiation in Inclusion Copper Shaped-Wire Drawing*. Engineering Failure Analysis – p. 378-93, 2008.