

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalurgia e de Materiais

PPGE3M

ANÁLISE DAS TENSÕES RESIDUAIS NO PROCESSO DE TREFILAÇÃO  
CONSIDERANDO OS EFEITOS DE ANISOTROPIA

**Carla Adriana Theis Soares**

Dissertação para obtenção do Título de Mestre  
em Engenharia

Porto Alegre  
2012

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
Escola de Engenharia

Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalurgia e de Materiais

PPGE3M

Análise das Tensões Residuais no Processo de Trefilação Considerando os Efeitos de Anisotropia

Carla Adriana Theis Soares  
Engenheira Industrial Mecânica

Trabalho realizado no Departamento de Metalurgia da Escola de Engenharia da UFRGS, dentro do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGE3M, como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia.

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Porto Alegre  
2012

Esta dissertação foi julgada adequada para obtenção do título de Mestre em Engenharia, área de concentração em Ciência dos Materiais, e aprovada em sua forma final, pelo orientador e pela Banca Examinadora do Programa de Pós-Graduação.

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

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Diego Simões de Lima, IFSC/Araranguá

Prof. Dr. Flávio Kieckow, URI/Santo Ângelo

Prof. Dr. Jaime Spim, PPGE3M/UFRGS

Prof. Dr. Telmo Roberto Strohaecker  
Coordenador do PPGE3M

O valor das coisas não está no tempo em que elas duram, mas na intensidade com que acontecem. Por isso existem momentos inesquecíveis, coisas inexplicáveis e pessoas incomparáveis.

(Fernando Pessoa)

## **Agradecimentos**

Primeiramente aos meus pais Neiva e Daido e ao meu irmão Everton pelo apoio em todos os momentos.

Ao meu namorado Igor Luis Diehl pelo carinho, apoio, dedicação, palavras de força e todo seu companheirismo. Também a sua família pelo carinho e palavras de incentivo.

Ao meu orientador professor Dr. Eng. Alexandre da Silva Rocha pela confiança, esclarecimentos e orientações em toda a etapa do mestrado.

A toda a equipe do Laboratório de Transformação Mecânica representadas pelo Dr. Eng. Lírio Schaeffer, especialmente aos meus colegas de sala MSc. Eng. Tiago Gomes, Eng. Tiago Colombo, MSc. Eng. Gianpaulo Medeiros, Tecg<sup>a</sup>. Angela Selau Marques, Dr. Eng Alberto Brito e, claro, a equipe de simulação numérica da trefilação MSc. Eng. Tomaz Souza, Eng<sup>a</sup>. Juliana Zottis e ao graduando Lorenzi Freitas, pela força, esclarecimentos, risadas, churrasquinhos e troca de informações durante o período de mestrado. Sem estes, com certeza o trabalho seria menos divertido e mais difícil.

À equipe do GES e aos colegas que fazem parte do projeto MSc. Eng. Rafael Nunes e aos graduandos Ricardo e Émerson.

À equipe do IUL Dortmund representada pelo Prof. Dr.-Ing. A. Erman Tekkaya, ao Dipl. - Ing. Stephan Haenisch e seu estagiário Oliver pela recepção e instruções na chegada à Alemanha e todo o apoio durante a missão.

A CAPES e ao CNPq pelo apoio financeiro.

## Sumário

|   |           |
|---|-----------|
| Sumário.....  | VI        |
| Índice de figuras .....   | VIII      |
| Índice de tabelas .....   | IX        |
| Lista de símbolos e abreviaturas.....   | X         |
| Resumo .....  | XII       |
| Abstract .....  | XIII      |
| <b>1 INTRODUÇÃO E OBJETIVOS.....</b>  | <b>1</b>  |
| <b>2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>  | <b>5</b>  |
| 2.1 TREFILAÇÃO.....   | 5         |
| 2.1.1 Ferramenta.....   | 6         |
| 2.1.2 Força de trefilação.....  | 7         |
| 2.1.3 Redução em área da seção da barra.....  | 8         |
| 2.1.4 Parâmetro Delta.....  | 9         |
| 2.1.5 Atrito.....   | 10        |
| 2.2 TENSÕES RESIDUAIS.....  | 12        |
| 2.2.1 Método de Difração de Nêutrons.....   | 13        |
| 2.3 DISTORÇÃO.....  | 15        |
| 2.4 CARACTERÍSTICAS DO MATERIAL.....  | 16        |
| 2.4.1 Tensão de escoamento.....   | 16        |
| 2.4.2 Isotropia.....  | 20        |
| 2.4.3 Anisotropia.....  | 20        |
| 2.5 MÉTODO NUMÉRICO POR ELEMENTOS FINITOS.....  | 23        |
| <b>3 MATERIAIS E MÉTODOS.....</b>   | <b>26</b> |
| 3.1 CARACTERÍSTICAS DO MATERIAL.....  | 26        |
| 3.1.1 Ensaio de compressão para obtenção da curva de escoamento.....                                  | 26        |
| 3.2 MEDIÇÃO DAS TENSÕES RESIDUAIS POR DIFRAÇÃO DE NÊUTRONS.....                                       | 29        |
| 3.3 ENSAIO DO ANEL PARA OBTENÇÃO DO COEFICIENTE DE ATRITO.....  | 29        |
| 3.4 MEDIÇÃO DAS DISTORÇÕES.....   | 30        |
| <b>4 MODELAGEM COMPUTACIONAL.....</b>   | <b>32</b> |
| 4.1 MODELOS COMPUTACIONAIS UTILIZADOS NAS SIMULAÇÕES.....   | 32        |
| 4.1.1 Determinação da malha.....  | 33        |
| 4.1.2 Modelo tridimensional para material isotrópico.....   | 34        |
| 4.1.3 Modelo tridimensional para material anisotrópico.....   | 36        |
| 4.1.4 Modelo axissimétrico com duas reduções.....   | 36        |
| 4.1.5 Modelo para diferentes coeficientes de atrito e ângulos de fieira.....                          | 38        |
| 4.1.6 Modelo tridimensional para material isotrópico com dois diferentes atritos.....                 | 39        |
| 4.1.7 Modelo tridimensional para material isotrópico com fieira inclinada.....                        | 39        |
| <b>5 RESULTADOS E DISCUSSÕES.....</b>   | <b>41</b> |
| 5.1 SIMULAÇÕES TRIDIMENSIONAIS PARA MATERIAL ISOTRÓPICO E ANISOTRÓPICO.....                           | 41        |
| 5.1.1 Validação numérica.....   | 41        |
| 5.1.2 Tensões residuais.....  | 43        |
| 5.2 SIMULAÇÃO AXISSIMÉTRICA COM DUAS REDUÇÕES.....  | 45        |
| 5.2.1 Validação numérica.....   | 45        |
| 5.2.2 Tensões residuais.....  | 47        |
| 5.3 SIMULAÇÃO PARA DIFERENTES COEFICIENTES DE ATRITO E ÂNGULOS DE FIEIRA.....                         | 49        |
| 5.3.1 Validação numérica.....   | 49        |
| 5.3.2 Tensões residuais.....  | 51        |
| 5.4 SIMULAÇÃO TRIDIMENSIONAL PARA MATERIAL ISOTRÓPICO COM DOIS DIFERENTES COEFICIENTES DE ATRITO..... | 55        |
| 5.4.1 Validação numérica.....   | 55        |

|          |  |           |
|----------|--|-----------|
| 5.4.2    | <i>Tensões residuais</i> .....   | 57        |
| 5.5      | SIMULAÇÃO TRIDIMENSIONAL PARA MATERIAL ISOTRÓPICO COM FIEIRA INCLINADA ..... | 59        |
| 5.5.1    | <i>Validação numérica</i> .....  | 59        |
| 5.5.2    | <i>Tensões residuais</i> .....   | 61        |
| 5.5.3    | <i>Distorções e variações geométricas</i> .....                              | 64        |
| <b>6</b> | <b>CONCLUSÕES</b> .....  | <b>66</b> |
| <b>7</b> | <b>SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS</b> .....                                | <b>68</b> |
| <b>8</b> | <b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b> .....                                      | <b>69</b> |

## Índice de figuras

|   |    |
|---|----|
| FIGURA 1.1: PROCESSO DE TREFILAÇÃO COMBINADA .....  | 1  |
| FIGURA 2.1: DESENHO ESQUEMÁTICO DO PROCESSO DE TREFILAÇÃO (DIETER, 1981).....   | 5  |
| FIGURA 2.2: FERRAMENTA DE TREFILAÇÃO FIEIRA, EM (A) O CORPO DE UMA FIEIRA EM CORTE E EM (B) A VISTA COM OS ÂNGULOS DA FERRAMENTA .....  | 6  |
| FIGURA 2.3: VARIÁVEIS RELACIONADAS AO PARÂMETRO $\Delta$ NA TREFILAÇÃO (METZ, 2007; SOUZA, 2011).....   | 10 |
| FIGURA 2.4: AMOSTRA SOB UM FEIXE DE NÊUTRONS (WEBSTER, 1992).....   | 14 |
| FIGURA 2.5: INFLUÊNCIAS DA DISTORÇÃO (BRINKSMEIER, 2005) .....  | 16 |
| FIGURA 2.6: CURVA TENSÃO DEFORMAÇÃO TÍPICA (DIETER, 1981).....  | 17 |
| FIGURA 2.7: REPRESENTAÇÃO DO COMPORTAMENTO DO MATERIAL. (A) PERFEITAMENTE PLÁSTICO; (B) PERFEITAMENTE ELASTOPLÁSTICO; (C) PERFEITAMENTE ELASTOPLÁSTICO COM ENCRUAMENTO LINEAR; E (D) ENCRUAMENTO PARABÓLICO (MEYERS, 2009)..... | 19 |
| FIGURA 3.1.: LOCALIZAÇÃO DOS CORPOS-DE-PROVA, CP, NA DIREÇÃO (A) TRANSVERSAL E (B) AXIAL.....   | 27 |
| FIGURA 3.2: GEOMETRIA DOS CORPOS DE PROVA.....  | 27 |
| FIGURA 3.3: CURVA MÉDIA DE ESCOAMENTO.....  | 28 |
| FIGURA 3.4: CURVA DE CALIBRAÇÃO PARA O ENSAIO DE COMPRESSÃO DO ANEL (SOUZA, 2011).....  | 30 |
| FIGURA 3.5: ORIENTAÇÃO DA BARRA PARA MEDIÇÃO DE DISTORÇÕES. ....  | 31 |
| FIGURA 4.1: ORGANOGRAMA DAS SIMULAÇÕES APRESENTADAS .....   | 32 |
| FIGURA 4.2: MALHA PLANAR 2D EXPANDIDA PARA 3D .....   | 33 |
| FIGURA 4.3: MALHA COM ELEMENTOS HEXAÉDRICOS ( <i>HEX MESH</i> ).....  | 34 |
| FIGURA 4.4: MODELO TRIDIMENSIONAL UTILIZADO PARA A SIMULAÇÃO.....   | 35 |
| FIGURA 4.5: MODELO UTILIZADO NA SIMULAÇÃO PARA DIFERENTES REDUÇÕES. ....  | 37 |
| FIGURA 4.6: MODELO AXISSIMÉTRICO PARA SIMULAÇÃO COM DIFERENTES COEFICIENTES DE ATRITO E ÂNGULOS.....  | 38 |
| FIGURA 4.7: MODELO 3D UTILIZADO PARA A SIMULAÇÃO COM FIEIRA INCLINADA.....  | 39 |
| FIGURA 5.1: VALIDAÇÃO PELAS DEFORMAÇÕES ANALÍTICA E SIMULADAS .....   | 42 |
| FIGURA 5.2: VALIDAÇÃO PELAS TENSÕES EQUIVALENTES .....  | 42 |
| FIGURA 5.3: PERFIL DE TENSÕES RESIDUAIS PARA AS DIREÇÕES (A) AXIAL, (B) RADIAL E (C) TANGENCIAL. ....   | 44 |
| FIGURA 5.4: FORÇA INTERATIVA E FORÇA ANALÍTICA.....   | 45 |
| FIGURA 5.5: VALIDAÇÃO PELA TENSÃO EQUIVALENTE .....   | 46 |
| FIGURA 5.6: TENSÕES RESIDUAIS PARA SIMULAÇÃO DE REDUÇÕES PARA AS DIREÇÕES (A) AXIAL, (B) RADIAL E (C) TANGENCIAL.....   | 48 |
| FIGURA 5.7: FORÇAS SIMULADAS E CALCULADAS PELAS EQUAÇÕES DE (A) SACHS E (B) AVITZUR.....  | 50 |
| FIGURA 5.8: PERFIL DE TENSÕES RESIDUAIS ENCONTRADOS EM TODAS AS SIMULAÇÕES. ....  | 51 |
| FIGURA 5.9: TENSÕES RESIDUAIS NO CENTRO DA BARRA PARA AS DIREÇÕES (A) AXIAL, (B) RADIAL, (C) TANGENCIAL E (D) VON MISES PARA OS ÂNGULOS DE 4,6° A 25° E COEFICIENTES DE ATRITO DE 0,01 A 0,2.....                               | 52 |
| FIGURA 5.10: TENSÕES RESIDUAIS NA SUPERFÍCIE DA BARRA PARA AS DIREÇÕES (A) AXIAL, (B) RADIAL, (C) TANGENCIAL E (D) VON MISES PARA OS ÂNGULOS DE 4,6° A 25° E COEFICIENTES DE ATRITO DE 0,01 A 0,2.....                          | 54 |
| FIGURA 5.11: FORÇAS CALCULADAS E SIMULADAS PARA OS COEFICIENTES DE ATRITO (A) 0,05 E (B) 0,1.....   | 56 |
| FIGURA 5.12: VALIDAÇÃO POR TENSÃO EQUIVALENTE .....   | 57 |
| FIGURA 5.13: TENSÕES RESIDUAIS PARA DOIS DIFERENTES COEFICIENTES DE ATRITO NAS DIREÇÕES (A) AXIAL, (B) RADIAL E (C) TANGENCIAL.....   | 58 |
| FIGURA 5.14: FORÇAS DA SIMULAÇÃO DA DISTORÇÃO.....  | 60 |
| FIGURA 5.15: VALIDAÇÃO PELA TENSÃO EQUIVALENTE DE VON MISES.....  | 60 |
| FIGURA 5.16: TENSÕES RESIDUAIS PARA AS SIMULAÇÕES COM FIEIRA INCLINADA .....  | 62 |
| FIGURA 5.17: DIÂMETROS DA BARRA APÓS PASSAR PELA TREFILA .....  | 64 |
| FIGURA 5.18: DISTORÇÕES NA BARRA APÓS PASSAR PELA TREFILA. ....   | 65 |



## *Índice de tabelas*

|   |    |
|---|----|
| TABELA 3.1: COMPOSIÇÃO QUÍMICA DO AÇO UTILIZADO .....   | 26 |
| TABELA 4.1: PARÂMETROS DA SIMULAÇÃO DO PROCESSO DE TREFILAÇÃO PARA MATERIAL ISOTRÓPICO.....               | 35 |
| TABELA 4.2: PARÂMETROS DA SIMULAÇÃO DO PROCESSO DE TREFILAÇÃO PARA MATERIAL ANISOTRÓPICO ...              | 36 |
| TABELA 4.3: PARÂMETROS DA SIMULAÇÃO PARA DIFERENTES REDUÇÕES .....  | 37 |
| TABELA 4.4: PARÂMETROS DA SIMULAÇÃO COM DIFERENTES COEFICIENTES DE ATRITO E ÂNGULOS PARA A<br>BARRA ..... | 38 |
| TABELA 4.5: PARÂMETROS DA SIMULAÇÃO COM DIFERENTES COEFICIENTES DE ATRITO E ÂNGULOS PARA A<br>FIEIRA..... | 38 |
| TABELA 4.6: PARÂMETROS DA SIMULAÇÃO DA DISTORÇÃO DO PROCESSO DE TREFILAÇÃO .....                          | 40 |

### *Lista de símbolos e 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  |

### *Símbolos Gregos*

|                  |   |
|------------------|---|
| $\Delta$         | Parâmetro delta   |
| $\beta$          | Inclinação da fieira  |
| $\alpha$         | Semi-ângulo da fieira   |
| $\theta$         | Ângulo de incidência  |
| $\epsilon$       | Deformação entre os planos  |
| $\epsilon_x$     | Deformação entre os planos para a direção x                               |
| $\epsilon_y$     | Deformação entre os planos para a direção y                               |
| $\epsilon_z$     | Deformação entre os planos para a direção z                               |
| $\Delta\theta$   | Varição 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  |
| $\phi$           | Deformação verdadeira sofrida pela barra                                  |

## *Resumo*

A trefilação de barras é um dos mais antigos processos de conformação mecânica e pode ser definido como um processo de manufatura por deformação plástica, onde o fio-máquina (matéria-prima) é tracionado passando através de uma ferramenta cônica, causando uma redução da área da seção transversal e, aumentando o comprimento total. Este processo introduz tensões residuais no produto final. Parâmetros como ângulo de fieira, coeficiente de atrito e redução, bem como a anisotropia do material tem grande influência nestas tensões. Neste trabalho avaliou-se a influência dos parâmetros citados nas tensões residuais resultantes do processo de trefilação de barras redondas de aço AISI 1045 com diâmetro inicial de 20,46 mm e final, após trefilação, de 20,25 mm, através de simulação numérica, comparando os resultados obtidos numericamente com dados experimentais. Além disso, inseriram-se heterogeneidades nos modelos computacionais de trefilação para que fossem verificados seus efeitos sobre a distorção (empenamento) das barras. Foram criados seis modelos para simular as tensões residuais e para estes, realizadas diferentes validações numéricas, as quais sugerem uma grande proximidade entre o problema físico e o modelo computacional. O atrito teve uma maior influência na força de trefilação do que nas tensões residuais após trefilação. A utilização de duas fieiras para realizar a trefilação mostrou uma redução das tensões residuais trativas na superfície, sendo que reduzindo a distância entre as mesmas, observou-se uma redução ainda maior destas. A consideração da anisotropia do material também mostrou influência considerável no valor das tensões e deve ser levada em conta nas simulações. Observou-se também, pelas comparações entre as simulações, que pelas variações realizadas, os valores das tensões residuais simulados aproximaram-se dos valores experimentais medidos por difração de Nêutrons, porém os resultados ainda não foram satisfatórios. Neste trabalho também são discutidas as possíveis razões das diferenças observadas.

**Palavras chave:** Tensões Residuais, Simulação Numérica, Anisotropia, Distorções.

### *Abstract*

The wire drawing is one of the oldest mechanical forming processes and it may be defined as a manufacturing process for plastic deformation, where the wire rod (raw material) is pulled passing through a conical tool, causing a reduction in cross section area and increasing the total length. This process introduces residual stresses in the final product. Parameters such as die angle, friction coefficient, area reduction and the anisotropy of the material has great influence on these stresses. In this study was evaluated the influence of the parameters mentioned in the residual stresses resulting from the drawing process of round bars of AISI 1045 steel with initial diameter of 20.46 mm and final, after drawing, of 20.25 mm. Through numerical simulation, a comparison of numerical results and experimental data was carried out. Furthermore, heterogeneities were inserted in the drawing computational models to check their effects on distortion (warpage) of the bars. Six models were created to simulate the residual stresses with following numerical validations, showing good approximation between the physical problem and the computational model. Friction had a greater influence on the drawing force than in residual stresses after drawing. The use of two dies to perform the drawing showed a reduction of residual stresses, however if the distance between two dies is reduced, lower levels of resulting tensile residual stresses in the surface are seen. The consideration of the material anisotropy also showed considerable influence on the value of the residual stresses and it should be taken into account in the simulations. Concerning the comparison of simulated and measured residual stresses by the neutron diffraction method, the results approach similar profiles, however the results were still not satisfactory. This work discusses the possible reasons for the observed difference in terms of residual stresses.

**Keywords:** Residual Stresses, Computational Simulation, Anisotropy, Distortion.

## 1 INTRODUÇÃO E OBJETIVOS

---

O crescente desenvolvimento e competitividade na área dos processos de fabricação e, também, a necessidade de se evitar perda de matéria-prima e energia, induzem o conhecimento e o controle destes processos de forma que sejam evitados gastos desnecessários na obtenção de um produto final de boa qualidade (TEKKAYA, 2000).

A trefilação é um dos mais antigos processos de conformação mecânica (ATIENZA, 2001) e sua utilização aumentou nos últimos anos (LANGE, 2006) devido ao excelente acabamento superficial, a ótima precisão dimensional e ao ganho de resistência mecânica que o produto apresenta no final deste processo (DIETER, 1981). A trefilação consiste em reduzir o diâmetro da barra ou fio-máquina fazendo com que este passe através de uma matriz cônica chamada de fieira.

O processo de trefilação combinada é um processo muito utilizado na indústria de fabricação de fios, barras e eixos; e consiste no desbobinamento do fio-máquina, que é a matéria-prima da trefilação, e sua passagem pelas etapas de pré-endireitamento vertical e horizontal, jateamento, trefilação, corte e, finalmente, polimento e endireitamento (PTN), *Figura 1.1.*

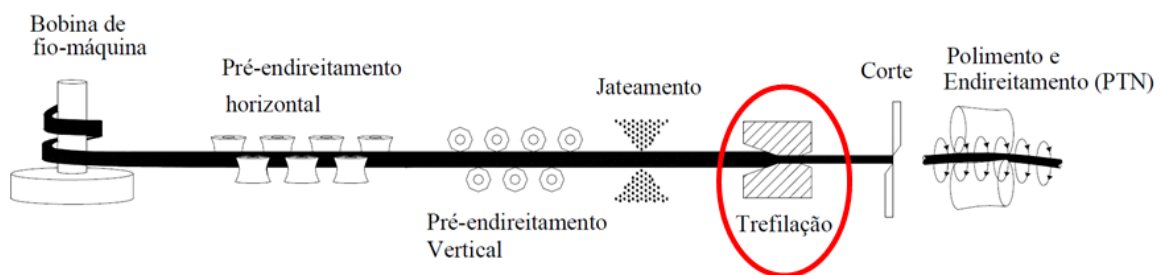


Figura 1.1: Processo de trefilação combinada

O presente trabalho irá abordar o estudo das tensões residuais e distorções geradas apenas pelo processo de trefilação, destacado na *Figura 1.1.*

Para manter a qualidade do produto final, todos os parâmetros do processo devem ser conhecidos e controlados (NUNES, 2008). A utilização errada ou descontrole de parâmetros, como ângulo de fieira ou atrito, podem provocar perdas de peças ou reduzir a

qualidade de produtos acabados devido ao surgimento de tensões residuais e distorções no final do processo.

As tensões residuais são tensões que permanecem no material após este sofrer deformação plástica não uniforme durante o processo de fabricação. A trefilação, por ser um processo que sofre este tipo de deformação, modifica o estado de tensões presentes em um componente mecânico, fazendo com que este acumule tensões residuais.

A anisotropia é um fator que influencia nas tensões residuais (ATIENZA, 2005a) e é definida pela variação das propriedades no material em diferentes direções. Pode ser consequência de variações microestruturais, variações químicas, tratamentos térmicos e/ou mecânicos no material. Os grãos de um material policristalino antes de serem conformados encontram-se orientados de forma aleatória ou equiaxiais. Quando o processo de deformação a frio, por trefilação, ocorre, estes grãos 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.

Portanto, materiais fabricados por conformação mecânica podem apresentar distorções no produto final devido à geometria de componentes, composição química ou pela geração de tensões residuais presentes na peça de trabalho (ROCHA, 2012). Por isso, na maioria dos casos, estas distorções tem que ser removidas por operações extras, como por exemplo, tratamentos térmicos, que geram custos adicionais, que por sua vez, não são desejados pelas empresas.

A simulação numérica é uma ferramenta fundamental para avaliar o estado de tensões residuais e distorções que ocorrem em uma barra trefilada, pois possui custo relativamente baixo, pois, não necessita da construção de protótipos e evita gastos desnecessários com materiais e processos adicionais (TEKKAYA, 2000; SOUZA, 2011).

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 Melhoramento de uma Rota de Fabricação do Processo de Trefilação Combinada e 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.

As medições das tensões residuais por Difração de Nêutrons foram realizadas no *Helmholtz Zentrum Berlin*, em Berlin, Alemanha, com avaliação dos dados realizadas no IWT (*Stiftung Institut für Werkstofftechnik*) em Bremen, Alemanha.

### **Objetivo geral:**

Este trabalho tem por objetivo simular o processo de trefilação a frio de barras de aço AISI 1045 laminadas, a fim de determinar quantitativamente as tensões residuais na peça final considerando a anisotropia do material e também fatores como atrito, ângulo de fiação e distorções.

### **Metas Estipuladas:**

- Simulação com duas reduções: Realizar simulações com duas reduções variando a distância entre as fieiras e tirar o perfil de tensões residuais para comparação com uma simulação do mesmo processo com apenas uma redução;

- Simulação variando ângulos e atritos: Realizar simulações 2D com diferentes ângulos e atritos para verificação do comportamento das tensões residuais com a variação destes dois importantes parâmetros para a trefilação;

- Simulação com dois atritos: Fazer simulações 3D com dois diferentes coeficientes de atrito, um obtido experimentalmente por teste do anel e outro indicado pela literatura, para verificação das tensões residuais e também, para avaliar se há diferenças entre as simulações bidimensional e tridimensional;

- Simulação das distorções: Simular com uma leve inclinação da ferramenta no plano a fim de reproduzir a distorção na barra trefilada. Retirar o valor de distorção conforme procedimento experimental utilizado;

- Simulação da anisotropia: Realizar simulação utilizando os índices de anisotropia a fim de obter o perfil de tensões residuais e comparar com uma simulação isotrópica que deve ter as mesmas condições utilizadas na simulação anisotrópica;

Esta dissertação está dividida em cinco partes principais:

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.

No capítulo denominado **Modelagem Computacional** serão apresentados todos os modelos e seus respectivos parâmetros utilizados para as simulações.

Finalmente em **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, 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 Trefilação

Na conformação mecânica de materiais a trefilação é utilizada para a fabricação de peças como arames e barras cilíndricas ou tubulares que serão utilizadas em carros, máquinas de engenharia, ferramentas, equipamentos industriais e máquinas têxteis (SANTOS, 2008).

A trefilação é definida como um processo de fabricação por deformação plástica na qual o fio-máquina ou matéria-prima é tracionado através da ferramenta (fieira) ocasionando uma redução de área da seção transversal e um aumento do seu comprimento. É um processo de conformação indireta, onde as forças primárias aplicadas são frequentemente trativas, mas as forças compressivas indiretas, desenvolvidas pela reação do material com a fieira, atingem valores elevados, permitindo o escoamento do material sob um estado de tensões combinado que incluem elevadas forças compressivas em pelo menos uma das direções principais (DIETER, 1981).

As características principais da trefilação são o aumento da resistência à tração e tensão de escoamento do material que ocorre devido ao encruamento que o material sofre durante o processo. A *Figura 2.1* mostra um desenho do processo:

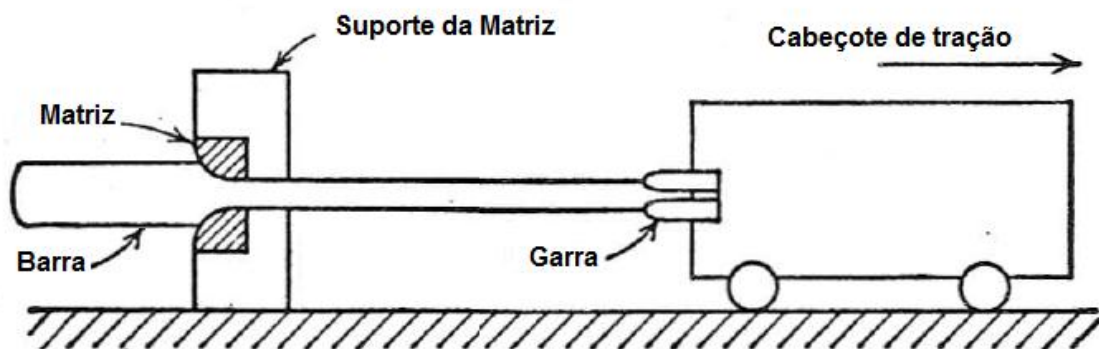


Figura 2.1: Desenho esquemático do processo de trefilação (DIETER, 1981).

Na *Figura 2.1*, pode-se observar um desenho de uma barra passando pela ferramenta (fieira) utilizada na trefilação. Nesta figura pode-se observar, também, uma representação da garra e cabeçote que puxam a barra e fazem com que a mesma atravesse a fieira consumando-se, assim, a redução de diâmetro.

A análise do processo de trefilação envolve a consideração de uma série de fatores que influenciam no processo, tais como: esforço necessário para a realização da operação, lubrificação da interface fieira/metal, acabamento e propriedades mecânicas finais do produto, entre outras (METZ, 2007; SANTOS, 2008; SOUZA, 2011).

### 2.1.1 Ferramenta

A fieira é a ferramenta ou matriz da trefilação. Ela pode ser confeccionada com diversos perfis e geometrias dependendo da aplicação do produto requerido. Tal produto tem como matéria-prima o fio-máquina, que passa pela fieira para sofrer a redução e obter o diâmetro referente ao produto final, o arame ou barra.

Esta ferramenta pode ser de diamante, mas normalmente é feita de metal duro com Carboneto de Tungstênio (WANG, 2002), devido a grande durabilidade e alta dureza. Elas são produzidas a partir da compressão de pó metálico sinterizado a altas temperaturas em fornos com atmosfera controlada e correção de sua forma final por raspagem e polimento com pasta de diamante. Na *Figura 2.2* pode-se ver a ferramenta de trefilação, a fieira.

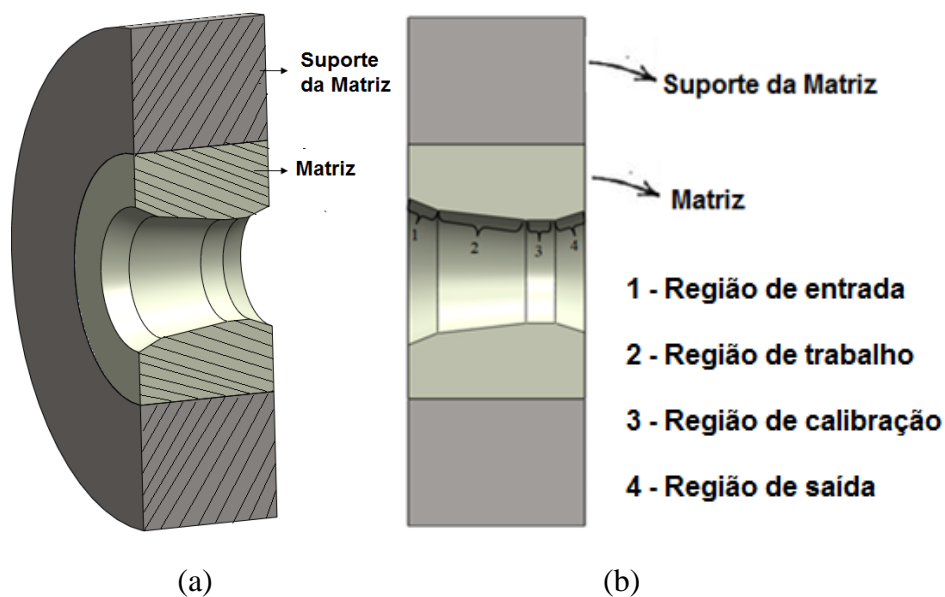


Figura 2.2: Ferramenta de trefilação fieira, em (a) o corpo de uma fieira em corte e em (b) a vista com os ângulos da ferramenta

A *Figura 2.2 (a)* representa o formato de uma fieira em corte, onde na parte exterior da mesma encontra-se um suporte que é feito de aço e na parte interior, a fieira de Carboneto de Tungstênio ou Diamante. De uma forma geral, a fieira possui quatro regiões importantes para o processo de trefilação (DIETER, 1981; KABAYAMA, 2009; SOUZA, 2011), como indicado na *Figura 2.2 (b)*, onde:

- Região 1: cone ou ângulo de entrada, o qual direciona do fio-máquina ou a matéria-prima utilizada na trefilação para dentro da fieira. Esta região tem importância fundamental na penetração do lubrificante.

- Região 2: cone ou ângulo de trabalho onde o metal é deformado. Esta região está relacionada com a distribuição de tensões, velocidade das partículas, deformação e com a pressão global necessária para a realização do processo. Nesta região ocorre o trabalho mecânico que ocasiona a redução de diâmetro e o aumento do comprimento do material.

- Região 3: região de calibração onde ocorre o ajuste do diâmetro do fio e a estabilização das propriedades mecânicas do material. Devido à relação com as propriedades dimensionais, esta região tem forte relação com o surgimento das tensões residuais.

- Região 4: chamado cone ou ângulo de saída cuja finalidade é facilitar a saída do fio-máquina e a adesão da superfície do material à fieira para o caso de uma interrupção do processo.

O uso de fieiras com a forma correta para um determinado diâmetro inicial do fio-máquina é muito importante para a qualidade final do arame, barra ou tubo. Se o ângulo de trabalho da fieira for muito grande, o trabalho a frio não é transmitido ao centro do material trefilado podendo provocar fraturas do tipo taça e cone. Porém, se o ângulo de trabalho for menor que o recomendado, haverá atrito excessivo no arame, possibilitando a ruptura da barra por efeitos de tensão interna.

### **2.1.2 Força de trefilação**

Um fator importante neste processo é a força de trefilação que faz com que o fio-máquina passe através da ferramenta ou fieira. Existem diversas equações para determinação desta força e duas formas de relacionar a força trativa que provoca o deslocamento do fio-máquina por dentro da fieira foram propostas por Sachs (GERBASE

FILHO, 1976; SCHAEFFER, 2004) e por Avitzur (DIETER, 1982; AVITZUR, 1983) que calculam a força de tração necessária para que a barra atravesse a fieira.

O modelo proposto por Sachs foi desenvolvido a partir da teoria elementar da plasticidade, onde se considera um elemento no interior da fieira e faz-se o equilíbrio de forças no sentido axial. Esta equação leva em conta o atrito e o ângulo de fieira em sua formulação. Está demonstrada na *Equação 2.1*.

$$F_t = A_1 \cdot k_{fm} \cdot \left(1 + \frac{1}{\mu \cdot \cot \alpha}\right) \cdot \left[1 - \left(\frac{A_1}{A_o}\right)^{\mu \cdot \cot(\alpha)}\right] \quad \text{Equação 2.1}$$

Onde  $F_t$  é a força de trefilação [N],  $A_o$  e  $A_1$  são as áreas 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 fieira expresso em radianos.

A formulação proposta por Avitzur, *Equação 2.2* que leva em consideração também a região de calibração da fieira.

$$F_t = A_1 \cdot k_{fo} \cdot \frac{\left\{2 \cdot f(\alpha) \cdot \ln\left(\frac{D_o}{D_1}\right) + \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cot \alpha\right) + 2 \cdot \mu \cdot \left[\cot \alpha \cdot \left(1 - \ln\left(\frac{D_o}{D_1}\right)\right) \ln\left(\frac{D_o}{D_1}\right) + \frac{2 \cdot H_c}{D_1}\right]\right\}}{1 + 4 \cdot \mu \cdot \frac{H_c}{D_1}} \quad \text{Equação 2.2}$$

Onde  $k_{fo}$  é a tensão de escoamento inicial [MPa],  $D_o$  e  $D_1$  são os diâmetros da barra antes e depois da trefila [mm],  $H_c$  é o comprimento da região de calibração da fieira [mm] e  $f(\alpha)$  é uma função complexa do ângulo de inclinação da matriz e é calculado pela *Equação 2.3*.

$$f(\alpha) = \frac{1}{(\sin^2 \alpha)} \cdot \left\{1 - \cos \alpha \cdot \sqrt{1 - \frac{11}{12} \cdot (\sin^2 \alpha)} + \frac{1}{\sqrt{11 \cdot 12}} \cdot \ln \left[ \frac{1 + \sqrt{11/12}}{\sqrt{11 \cdot 12} \cdot \cos \alpha + \sqrt{1 - (11/12) \cdot \sin^2 \alpha}} \right] \right\} \quad \text{Equação 2.3}$$

### 2.1.3 Redução em área da seção da barra

A redução em área que a barra a ser trefilada sofre é um fator importante para o processo e é obtida pela *Equação 2.4* (DIETER, 2003):

$$r = \frac{(D_o)^2 - (D_1)^2}{(D_o)^2} \quad \text{Equação 2.4}$$

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 às tensões residuais que serão geradas no final do processo, 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).

Há estudos recentes sobre a influência da redução nas tensões residuais. Reduções menores que 0,4% invertem o sentido das tensões residuais (WANG, 2002). Recentemente Souza (2011) avaliou numericamente o comportamento destas tensões em uma trefilação com duas reduções, sendo a segunda, menor que 0,4%, objetivando inserir tensões residuais compressivas na superfície da peça e trativas no centro da mesma através da segunda redução menor que 0,4% e deste modo reduzir a magnitude das tensões residuais no final do processo.

#### 2.1.4 Parâmetro Delta

A forma da zona de deformação da fieira exerce uma forte influência sobre a magnitude da distribuição das tensões residuais. Esta zona de deformação pode ser caracterizada pelo parâmetro chamado *delta*, que relaciona o diâmetro inicial da barra com o comprimento da zona que está sendo deformada *Figura 2.3*.

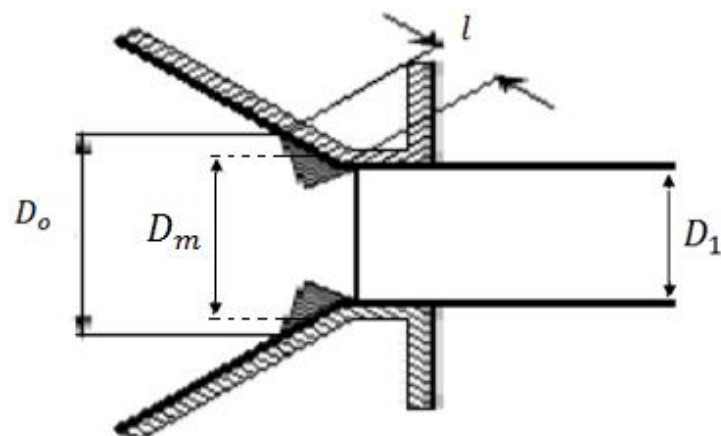


Figura 2.3: Variáveis relacionadas ao parâmetro *delta* na trefilação (METZ, 2007; SOUZA, 2011).

As variáveis que relacionam o parâmetro delta demonstrados na *Figura 2.3*, para a trefilação, estão dispostas pelas relações demonstradas na *Equação 2.5* (DIETER, 1981).

$$\Delta = \frac{\sin \alpha (1 + (1 - r)^{\frac{1}{2}})^2}{r} = \frac{D_m}{l} \quad \text{Equação 2.5}$$

Onde  $\Delta$  é o parâmetro delta;  $l$  é o comprimento de redução ou o comprimento de contato da zona de deformação [mm] e  $D_m$  é o diâmetro médio da barra quando está sofrendo a trefilação [mm].

Analisando a *Equação 2.5*, percebe-se que o delta aumenta com o decréscimo da redução e aumento do ângulo de fieira. Portanto, este parâmetro varia conforme a geometria da ferramenta de trefilação.

Parâmetros *delta* baixos aumentam o atrito do processo e geram mais calor na peça, por isso é necessária uma ótima lubrificação. Já parâmetros *delta* altos provocam deformações não homogêneas na peça de trabalho que por sua vez são um dos motivos para o surgimento das tensões residuais que podem ser prejudiciais se forem trativas na superfície da peça.

Torna-se necessário encontrar uma configuração ideal entre a geometria da ferramenta e a redução para obter um parâmetro *delta* que reduza ao máximo as tensões residuais do produto final.

### **2.1.5 Atrito**

Atrito é o mecanismo pelo qual as forças de resistência superficiais se desenvolvem quando há o deslizamento de dois corpos em contato, ou seja, pequenas regiões ao longo das superfícies deslizantes entram em contato e soldam-se devido às deformações plásticas intensas que as irregularidades microscópicas presentes nas superfícies estão sofrendo durante o processo que as peças e/ou componentes estão passando (HELMAN, 1983; SOUZA, 2011).

Nos processos que envolvem máquinas com partes que se movimentam, o controle do coeficiente de atrito pode ser a diferença entre uma operação aceitável e falhas catastróficas. Este atrito na interface ferramenta/peça pode ter um grande efeito no

escoamento do material como defeitos internos e externos de formação e requisitos de maior força e energia no processo (BUDINSKI, 2000; GODFREY, 2000; ATIENZA, 2005a; ROCHA, 2011a).

As superfícies de um modo geral, mesmo ao serem polidas, possuem picos e depressões que, ao entrarem em contato, causam resistência ao movimento e conseqüentemente coeficiente de atrito,  $\mu$ , que é, por sua vez, representado pela Lei de Coulomb, a qual propõe que o coeficiente de atrito independe da velocidade de deslizamento, que a força de atrito independe da força aplicada e da área de contato, e que o atrito estático é maior que o atrito dinâmico.

A lei de Coulomb para o atrito pode ser representada para diferentes situações em que haja relação entre a força de atrito,  $F_a$ , e a força normal,  $N_o$ , demonstrada pela *Equação 2.6*.

$$\mu = \frac{F_a}{N_o} \quad \text{Equação 2.6}$$

Vários ensaios são sugeridos na literatura para modelar as condições tribológicas na interface peça-ferramenta, mas a determinação do coeficiente de atrito é complicada, uma vez que depende da pressão de contato, da expansão da área, velocidade de deslizamento relativa e da temperatura de interface, entre outros fatores (BAY, 2002). Dentre os ensaios que são sugeridos, está o ensaio do anel que nos últimos anos vem sendo cada vez mais usado para a determinação do coeficiente de atrito (MARTINS, 2011).

O coeficiente de atrito de Coulomb para o processo de trefilação de barras ou fios com pequenas deformações tem um valor em torno de 0,1 (SCHAEFFER, 2004). Já para a trefilação que envolve grandes deformações, este coeficiente reduz para 0,05.

Quando se relaciona atrito e tensões residuais para um processo de trefilação, deve-se avaliar o comprimento de contato da zona de deformação demonstrado na *Figura 2.3*. Quanto maior este comprimento, maior será o contato entre ferramenta/peça o que faz aumentar o valor do coeficiente de atrito e a necessidade de boa lubrificação, porém, haverá deformações mais homogêneas o que resultará em menores tensões residuais. O contrário resultará em uma redução do coeficiente de atrito, porém, em um aumento nas tensões residuais devido às deformações heterogêneas que ocorrerão devido ao pouco contato entre peça/ferramenta.



## 2.2 *Tensões Residuais*

Quando um metal é deformado plasticamente, tensões internas são frequentemente criadas, devido a diferentes níveis de deformações que estão ocorrendo ao mesmo tempo e em diferentes lugares do material (KALPAKJIAN, 2000). Estas diferenças nos níveis de deformação podem ser devido à diferença na força entre as fases no material, às diferentes formas da peça e/ou ao gradiente de temperatura que ocorre ao longo da peça (WANG, 2002; MARTINEZ-PEREZ, 2005; MARTINS, 2005). Na trefilação de barras, tais tensões internas que aparecem no material podem permanecer na peça após o término do processo em forma de tensões residuais.

As tensões residuais são usualmente definidas como o equilíbrio de tensões internas existente em um corpo livre de forças externas ou restrições em sua fronteira. Estas tensões são introduzidas na peça de trabalho sem intenção durante a fabricação. Elas modificam o comportamento mecânico das peças influenciando na resistência mecânica, resistência à fadiga e resistência à corrosão (GALAMBOS, 1998; WANG, 2002; MARTINS, 2005). Como estas tensões são elásticas, o máximo valor efetivo que podem atingir é a própria tensão de escoamento do material após ser deformado (DIETER, 1981). O cálculo analítico destas tensões é extremamente complexo, então normalmente opta-se pelo cálculo numérico ou medições experimentais da mesma (MARTINS, 2005).

Tensões residuais podem ser amenizadas com tratamentos térmicos como recozimento ou alívio de tensões. Porém, estes são tratamentos extras, o que exige tempo de operação e eleva o custo do processo, sem contar que tais tratamentos podem reduzir a dureza superficial do produto que em alguns casos não é desejável. Outra forma de minimizar as tensões residuais é aperfeiçoar a geometria da ferramenta utilizada, que no caso da Trefilação é a fiação. Isto pode ser feito através da avaliação da zona de deformação da mesma que tem influência significativa no aparecimento de tais tensões (WANG, 2002).

Na superfície da peça as tensões residuais trativas são particularmente perigosas, e em alguns casos são responsáveis pela causa imediata de falhas por fratura frágil, redução da vida em fadiga e corrosão sob tensão (METZ, 2007; NUNES, 2008). Já tensões residuais compressivas na superfície da barra são benéficas por aumentar a vida em fadiga do material e, se forem necessárias e desejáveis, podem ser inseridas na peça por jateamento (PERINI, 2008).

No processo de trefilação para grandes reduções de diâmetro, resultados experimentais indicam que a distribuição das tensões residuais tem um comportamento trativo na superfície e compressivo no centro da barra (YANG, 2008).

Para entender qual o tipo de tensão que se está medindo, precisa-se saber a distinção entre microtensão e macrotensão (WALTON, 2002). Microtensão é resultado de mudanças nos níveis atômicos e que são equilibradas sobre volumes pequenos. Já a macrotensão é resultado de operações de que envolvem deformações elevadas, como por exemplo, o forjamento, a laminação e a trefilação (RUUD, 2002).

Existem basicamente três tipos de tensões residuais (ATIENZA, 2001):

- As de primeira ordem, macroscópicas e de fácil medição, que podem se estender por diversos grãos do material;

- As de segunda ordem, microscópicas ou microtensões estruturais, que se encontram na distância de um grão ou parte dele;

- E as de terceira ordem, que são encontradas em nível atômico apenas em uma parte do grão;

As técnicas experimentais para medição de tensões residuais são em sua maioria através de ensaios destrutivos porque envolvem a remoção de uma parte do material tensionado da amostra para causar uma redistribuição de tensão no resto do corpo de prova analisado. Há também métodos de medição não destrutivos que utilizam o espaçamento interatômico de um determinado conjunto de planos cristalográficos no material tensionado para a medição das tensões residuais.

As tensões residuais são difíceis de serem calculadas com precisão por métodos analíticos, então, estas tensões são obtidas por meio de experimentos realizados na peça. Por isso, a variedade de métodos de medição destas tensões aumentou nos últimos anos. Em consequência, a seleção de um método adequado tornou-se uma tarefa complexa, pois diversas características devem ser consideradas durante a escolha (KANDIL, 2001). Dentre os métodos mais conhecidos de medição experimental de tensões residuais encontram-se o método da deflexão, furo cego (*hole drilling*), raio-X, difração de Nêutrons, entre outros que podem ser encontrados na literatura (NUNES, 2008; SOUZA, 2011).

### **2.2.1 Método de Difração de Nêutrons**

Com o método de difração de Nêutrons as componentes de deformação são obtidas pela medida da separação entre planos cristalográficos que são causadas pela presença de

tensões sendo elas residuais ou não (WEBSTER, 1992). Para um feixe monocromático de comprimento de onda,  $\lambda$ , que colide sobre um material, a equação de Bragg, *Equação 2.7*, descreve as posições angulares dos valores máximos para uma família de planos cristalográficos com separação “d” (EZEILO, 1999; NUNES, 2010).

$$m \cdot \lambda = 2 \cdot d \cdot \sin \theta \quad \text{Equação 2.7}$$

Onde “ $\theta$ ” é o ângulo de incidência ou ângulo difratado pela radiação de Nêutrons, “ $\lambda$ ” é o comprimento de onda da radiação monocromática, “d” é a distância entre os planos e “m” pode ser qualquer número inteiro positivo não nulo chamado de ordem de difração.

A *Figura 2.4* mostra a orientação para deformação medida nas direções x, y e z em uma amostra sob um feixe de Nêutrons:

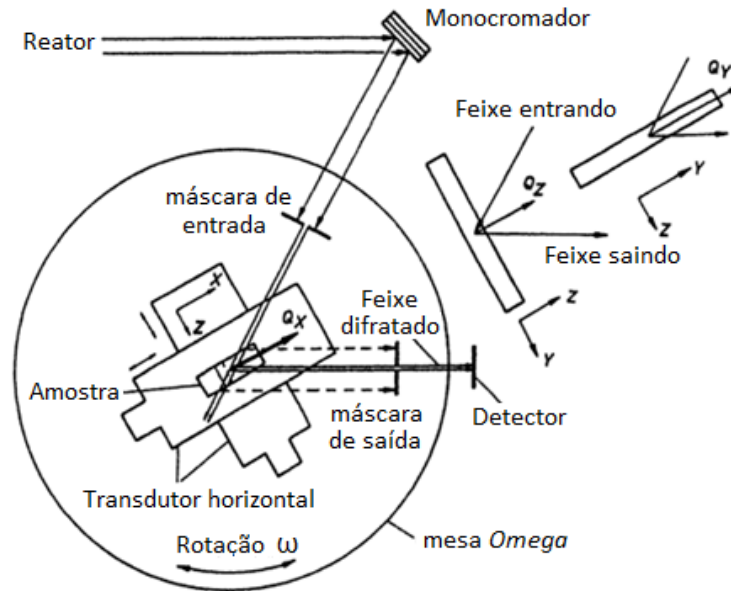


Figura 2.4: Amostra sob um feixe de Nêutrons (WEBSTER, 1992).

Para o feixe monocromático de Nêutrons, demonstrado na *Figura 2.4*, uma pequena variação “ $\Delta d$ ” na rede de espaçamentos “d” resultará em uma pequena variação de “ $\Delta \theta$ ” na posição angular “ $\theta$ ” da reflexão de Bragg de modo que a deformação da rede “ $\epsilon$ ” dar-se-á na direção do vetor “Q”. A deformação gerada é dada pela *Equação 2.8*:

$$\epsilon = \frac{\Delta d}{d} = -\Delta \theta \cdot \cot \theta \quad \text{Equação 2.8}$$

Onde “ $\varepsilon$ ” é a deformação da rede, “ $\Delta d$ ” é a variação na rede de espaçamentos e “ $\Delta\theta$ ” é a variação na posição angular.

Finalmente, para definir as tensões em cada volume de material, são utilizadas as *Equações 2.9, 2.10 e 2.11*:

$$\sigma_x = \frac{E}{(1 + \nu) \cdot (1 - 2 \cdot \nu)} \cdot [(1 - \nu) \cdot \varepsilon_x + \nu \cdot (\varepsilon_y + \varepsilon_z)] \quad \text{Equação 2.9}$$

$$\sigma_y = \frac{E}{(1 + \nu) \cdot (1 - 2 \cdot \nu)} \cdot [(1 - \nu) \cdot \varepsilon_y + \nu \cdot (\varepsilon_x + \varepsilon_z)] \quad \text{Equação 2.10}$$

$$\sigma_z = \frac{E}{(1 + \nu) \cdot (1 - 2 \cdot \nu)} \cdot [(1 - \nu) \cdot \varepsilon_z + \nu \cdot (\varepsilon_x + \varepsilon_y)] \quad \text{Equação 2.11}$$

Onde “E” é o módulo de elasticidade [GPa], “ $\nu$ ” é o coeficiente de Poisson,  $\varepsilon_x$ ,  $\varepsilon_y$  e  $\varepsilon_z$  são as deformações nas direções x, y e z e  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  e  $\sigma_z$  são as componentes normais de tensões nas direções x, y e z [MPa].

Uma das vantagens da difração de nêutrons é que os nêutrons penetram mais profundamente na amostra se comparada à técnica de difração por raios-X, o que ocasiona uma maior porção de material a ser analisada (EZEILO, 1999). Uma desvantagem desta técnica é que o equipamento utilizado para as medições é caro e sofisticado, pelo fato deste necessitar de um reator nuclear para a realização das medições, o que limita a sua utilização, pois impõe a necessidade de mão de obra especializada para realização do serviço.

### 2.3 Distorção

Imperfeições geométricas iniciais ou distorções, geradas por processos de fabricação, representam quantitativamente o afastamento da superfície real em relação à superfície idealizada durante a etapa de concepção da peça.

A distorção de componentes está ligada ao histórico de fabricação do material (ZOCH, 2006). Esta depende: a) da geometria dos componentes; b) da composição química e variações locais; c) da história mecânica dos componentes; d) sequências de tempo e temperatura durante a fabricação; e) da microestrutura e transformação de fase; f) e da geração e relaxamento de tensões / tensões residuais.



Figura 2.5: Influências da distorção (BRINKSMEIER, 2005)

A *Figura 2.5* apresenta os fatores que geram distorção na peça. Fatores como estruturas, textura, composição química, tensões residuais, geometria e superfície da peça podem causar mudanças em propriedades internas e externas devido aos passes que a peça de trabalho sofre no processo de sua fabricação (BRINKSMEIER, 2005).

No processo de trefilação, uma importante fonte de perda durante o processamento do material é a distorção. O estudo das tensões residuais é de vital importância, pois estas estão diretamente ligadas às distorções. Controlar as distorções é fundamental para a redução dos custos do processo para assim, aumentar a competitividade do produto no mercado em que é comercializado (ROCHA, 2008).

## 2.4 Características do Material

### 2.4.1 Tensão de escoamento

O limite de escoamento descreve o comportamento elástico utilizável, ou seja, é o limite máximo em que a tensão pode chegar antes do material atingir o escoamento plástico (DIETER, 1981). É um importante fator que influencia no surgimento das tensões residuais da barra trefilada.

A *Figura 2.6* mostra uma curva tensão x deformação típica de um ensaio de tração.

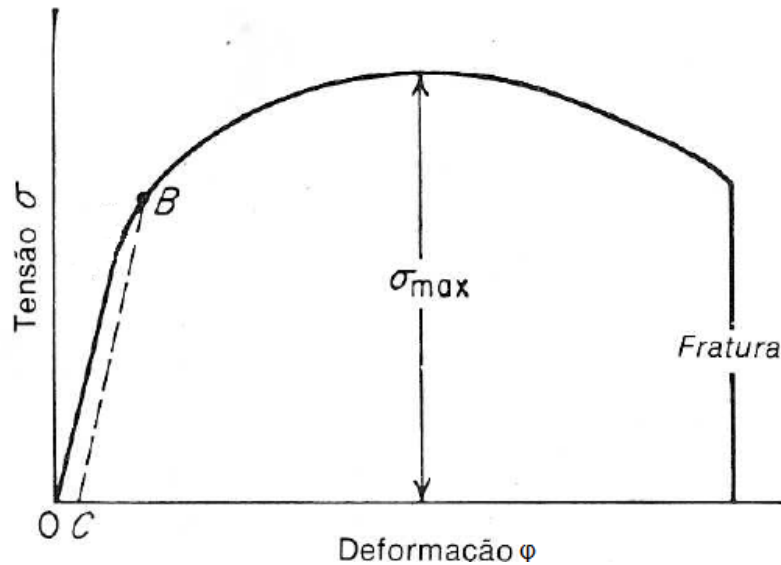


Figura 2.6: Curva tensão deformação típica (DIETER, 1981).

O fenômeno de escoamento de um dado material metálico pode ser observado a partir de teste experimental, de onde pode ser obtida a curva demonstrada na *Figura 2.6*. Pode-se observar que se a tensão equivalente no corpo-de-prova é menor que a tensão limite de escoamento, ponto B, o material comporta-se elasticamente e a tensão no corpo-de-prova é proporcional à deformação, seguindo a Lei de Hooke. No momento em que esta força deixa de atuar, o material retornará às dimensões originais.

Para o caso da tensão no corpo-de-prova ser maior que a tensão limite de escoamento, então o material passa a ter um comportamento plástico e a relação entre tensão-deformação deixa de ser linear. Quando essa tensão deixa de atuar, o material não retornará ao seu estado inicial. O comportamento plástico surge, em materiais metálicos, quando a deformação supera 0,2%, representado por OC na curva ilustrada.

A região elástica da curva tensão-deformação é governada pela lei de Hooke, indicada pela *Equação 2.12*:

$$k_f = E \cdot \varphi \quad \text{Equação 2.12}$$

Onde  $k_f$  é a tensão [MPa],  $\varphi$  é a deformação em área e “E” é o Módulo de Young ou módulo de elasticidade [GPa].

Na região plástica ou região em que a tensão-deformação comporta-se de forma não linear, a equação que governa é a proposta por Ludwic-Hollomon aplicada em processos a frio, demonstrada pela *Equação 2.13*.

$$k_f = C \cdot \varphi^n \quad \text{Equação 2.13}$$

Onde “C” é o coeficiente de deformação a frio referente à tensão quando  $\varphi=1$  (MPa); “n” é o coeficiente de encruamento e seu valor é sempre menor que 1.

A deformação equivalente, no caso da trefilação, é descrita pela deformação em área,  $\varphi$ , da barra trefilada. Esta pode ser demonstrada pela *Equação 2.14*.

$$\varphi = \ln \frac{A_0}{A_1} \quad \text{Equação 2.14}$$

A forma e a magnitude de uma curva de escoamento dependem, nos primeiros estágios, da pureza do metal, de sua orientação, da temperatura de ensaio e da taxa de deformação (DIETER, 1981).

Para materiais isotrópicos o limite de escoamento é o mesmo para todas as direções (x, y e z), porém, quando se trata de materiais anisotrópicos como é o caso de materiais que sofreram grandes deformações em sua fabricação, este limite de escoamento tem valores diferentes para cada direção principal.

No caso de barras metálicas que passaram pelo processo de laminação em sua fabricação, a tensão limite de escoamento na direção longitudinal é maior que as tensões nas demais direções principais. No caso da trefilação de barras, os limites de escoamento para as direções tangencial e radial podem ser consideradas iguais pela simetria que este processo apresenta (CARLSSON, 1996).

Esta curva de escoamento, demonstrada na *Figura 2.6*, pode ser simplificada para aplicação em modelagem numérica. Algumas destas simplificações podem ser demonstradas na *Figura 2.7*.

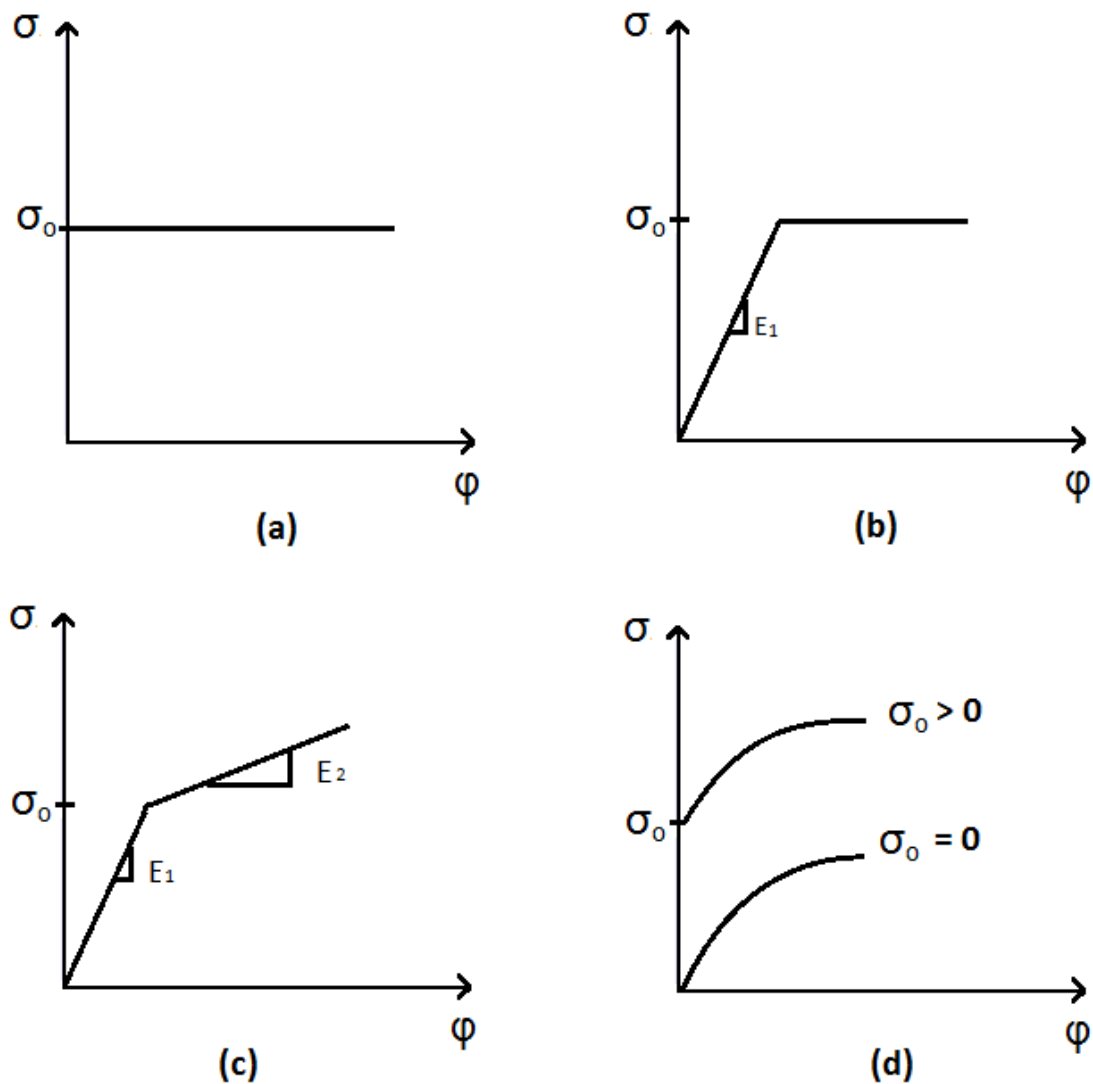


Figura 2.7: Representação do comportamento do material. (a) perfeitamente plástico; (b) perfeitamente elastoplástico; (c) perfeitamente elastoplástico com encruamento linear; e (d) encruamento parabólico (MEYERS, 2009).

Na *Figura 2.7*, percebem-se os diferentes comportamentos dos materiais metálicos quando estes sofrem deformação. O estado de perfeitamente plástico, *Figura 2.7 (a)*, ocorre quando o material não sofre encruamento e nenhuma resposta elástica. Já o estado apresentado na *Figura 2.7 (b)*, ocorre quando o material é perfeitamente elastoplástico, não sofre encruamento e a porção elástica da curva não pode ser desprezada.

O caso em que o material é perfeitamente elastoplástico com encruamento linear, *Figura 2.7 (c)*, é um caso de aproximação do comportamento real dos materiais. Esta curva apresenta duas inclinações,  $E_1$  e  $E_2$ , que representam os comportamentos elásticos e plásticos do material, respectivamente.



Na *Figura 2.7 (d)*, há o caso de encruamento parabólico que é utilizada quando se deseja representar o encruamento do material. Este comportamento é representado pela equação de Ludwik-Hollomon, *Equação 2.13*, que pode assumir a tensão limite de escoamento do material  $k_{fo}$  (MEYERS, 2009), como demonstrado na *Equação 2.15*.

$$k_f = k_{fo} + C \cdot \varphi^n \quad \text{Equação 2.15}$$

#### 2.4.2 Isotropia

Isotropia ocorre quando um material possuem as mesmas propriedades mecânicas independente da direção considerada. Materiais com esta característica pode ter uma estrutura microscópica homogênea e suas propriedades elásticas são definidas pelo módulo de elasticidade (E) e pelo coeficiente de Poisson ( $\nu$ ).

Um dos critérios que descrevem o escoamento para materiais isotrópicos foi demonstrado por von Mises em 1913, *Equação 2.16*, na forma de função quadrática (DIETER, 1981; MARTINS, 2005). Tal critério considera que a deformação plástica tem início quando o valor de energia elástica de distorção por unidade de volume atinge um valor crítico.

$$\bar{\sigma}_M = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{1/2} \quad \text{Equação 2.16}$$

Onde  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  e  $\sigma_3$  são as tensões principais (MPa) e  $\bar{\sigma}_M$  é a tensão efetiva ou tensão equivalente descrita por von Mises (MPa).

#### 2.4.3 Anisotropia

As propriedades físicas e mecânicas dos cristais dependem, em geral, da direção cristalográfica na qual são medidas. A dependência das propriedades com a direção é chamada de anisotropia (CARLSSON, 1996).

É fundamental saber o efeito que a anisotropia causa no material, pois, esta pode ser importante para as deformações e forças envolvidas no processo de trefilação e também

para o perfil de tensões residuais (ATIENZA, 2005a). Há dois tipos de anisotropia: a cristalográfica e a mecânica (MEYERS, 2009).

A anisotropia cristalográfica é devido à textura onde os grãos são alinhados preferencialmente nas direções cristalográficas do material. Essa textura é geralmente introduzida através do processo de deformação que o material sofre em processos de conformação como laminação, trefilação, forjamento ou extrusão. As propriedades mais afetadas por essa anisotropia é a tensão de escoamento.

A anisotropia mecânica se manifesta geralmente nas fases posteriores de deformação influenciando a fratura. Esta anisotropia é devido ao alinhamento de grãos metálicos e às partículas de segunda fase ao longo de direções específicas, geralmente paralelas ao eixo do arame, no caso da trefilação.

Existem diferentes critérios para obtenção da anisotropia dos materiais, porém, o critério proposto por Hill, em 1948, é o que envolve menos experimentos para a obtenção dos parâmetros que descrevem a anisotropia e é a base para todos os outros critérios (BANABIC, 2000).

Hill propôs o critério de escoamento anisotrópico através da simplificação do critério inicialmente proposto por von Mises, apresentado na *Equação 2.16*. Em seu critério, Hill assume que o material tem características simétricas relativamente a três planos ortogonais (x, y, z), sendo que a tensão de escoamento inicial ( $\sigma_0$ ) depende de seis componentes ( $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$ ,  $\sigma_3$ ,  $\tau_{12}$ ,  $\tau_{13}$  e  $\tau_{23}$ ) e assume a forma de um polinômio de segunda ordem (HILL, 1948; ATIENZA, 2005a; DITIX, 2008), descrito na *Equação 2.17*:

$$F(\sigma_2 - \sigma_3)^2 + G(\sigma_3 - \sigma_1)^2 + H(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + 2.L.(\tau_{23})^2 + 2.M.(\tau_{31})^2 + 2.N.(\tau_{12})^2 = (\bar{\sigma}_H)^2 \quad \text{Equação 2.17}$$

Onde: F, G, H, L, M e N são constantes características do estado corrente de anisotropia e  $\bar{\sigma}_H$  é a tensão equivalente de Hill (MPa). F, G e H podem ser determinados por testes de compressão e L, M e N por testes de cisalhamento ou por equações empíricas (MASSÉ, 2011). A omissão de termos lineares da *Equação 2.17* e a aparição somente de diferenças entre componentes normais de tensão assumem que as respostas do material são iguais em tração e compressão (OLIENICK FILHO, 2003).

As constantes no critério de Hill podem ser expressas como função da tensão limite de escoamento nas direções x, y e z, que são resultado da razão entre a tensão limite de escoamento em cada direção e a tensão limite de escoamento inicial. Os cálculos dos

índices de Hill utilizando os dados experimentais das tensões limite de escoamento estão demonstrados pelas *Equações 2.18, 2.19, 2.20, 2.21, 2.22 e 2.23*.

$$2F = \frac{1}{(\sigma_{022})^2} + \frac{1}{(\sigma_{033})^2} - \frac{1}{(\sigma_{011})^2} \quad \text{Equação 2.18}$$

$$2G = \frac{1}{(\sigma_{011})^2} + \frac{1}{(\sigma_{033})^2} - \frac{1}{(\sigma_{022})^2} \quad \text{Equação 2.19}$$

$$2H = \frac{1}{(\sigma_{011})^2} + \frac{1}{(\sigma_{022})^2} - \frac{1}{(\sigma_{033})^2} \quad \text{Equação 2.20}$$

$$2L = \frac{1}{(\tau_{023})^2} \quad \text{Equação 2.21}$$

$$2M = \frac{1}{(\tau_{013})^2} \quad \text{Equação 2.22}$$

$$2N = \frac{1}{(\tau_{012})^2} \quad \text{Equação 2.23}$$

Onde  $\sigma_{oii}$  e  $\tau_{oij}$  são relações entre tensões determinados pelas *Equações 2.24, 2.25 e 2.26*. Os índices de anisotropia demonstrados através das *Equações 2.18 a 2.23* são determinados pela relação entre a tensão de escoamento, para cada direção, pela relação entre as tensões principais ( $\sigma_{av}$ ), *Equação 2.24*. No caso cisalhante, a relação é entre a tensão cisalhante em cada direção, pela tensão cisalhante inicial, *Equação 2.25*. A tensão de cisalhamento é proporcional ao limite de escoamento do material e, segundo von Mises, o escoamento no teste de cisalhamento ocorre na condição demonstrada pela *Equação 2.27* (CARLSSON, 1996; SANTOS, 2005; ATIENZA, 2005a):

$$\sigma_{oii} = \frac{\sigma_{ii}}{\sigma_{av}} \quad \text{Equação 2.24} \quad \tau_{oij} = \frac{\tau_{ij}}{\tau_o} \quad \text{Equação 2.25}$$

$$\sigma_{av} = \frac{\sigma_1 + 2 \cdot \sigma_2 + \sigma_3}{4} \quad \text{Equação 2.26} \quad \tau_o = \frac{k_{fo}}{\sqrt{3}} \quad \text{Equação 2.27}$$

Para aços forjados, na direção do fluxo (deformação do material), a resistência é mais alta ao longo de seu eixo longitudinal, e decresce na direção transversal. O número de constantes elásticas e plásticas também aumenta se comparar um material isotrópico com um anisotrópico, pois a magnitude da deformação produzida por cada esforço varia com a orientação.

## **2.5 Método Numérico por Elementos Finitos**

O termo elementos finitos foi introduzido pela primeira vez em meados de 1950 na área da Engenharia Civil. Suas primeiras aplicações foram na resolução de problemas de análise estrutural. Já em processos de fabricação, a aplicação desta análise ocorreu apenas na década de 60 onde, os programas desenvolvidos baseavam-se na formulação sólida para as deformações infinitesimais e eram resultado da generalização de programas já existentes para análise estrutural, que não consideravam análise de não linearidades associadas à geometria e ao material decorrentes de grandes deformações (MARTINS, 2005; ARAÚJO, 2009)

Nos anos 70 foi desenvolvida uma formulação de escoamento plástico que caracteriza o escoamento dos materiais metálicos em deformação plástica de uma forma análoga ao escoamento dos fluidos viscosos incompressíveis, onde as extensões plásticas eram desprezadas, o material descrito através de leis de comportamento rígido-plástico/viscoplástico e as relações entre a tensão e a velocidade de deformação baseavam-se nas equações constitutivas de Levy-Mises (DIETER, 1981; MARTINS, 2005; GEIER, 2007).

Após desenvolver a formulação de escoamento plástico, foram realizadas simulações 2D, primeiro em estado estacionário para os processos de laminação e extrusão de barras, e depois, em estado não-estacionário com remalhamento manual. No final da década de 80 e início de 90 foi desenvolvida a tecnologia de geração automática de malha em paralelo com a disponibilidade de estações de trabalho (*Workstations*) que favoreceram o uso prático de simulações por elementos finitos (OH, 1991; GEIER, 2007).

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 todo o mundo vem utilizando simulação numérica para a otimização de custo e qualidade na execução do produto, desenvolvimento de novos produtos em menos tempo,

aumento do *know-how* no processo e auxílio em treinamentos (TEKKAYA, 2005; ARBAK, 2007).

A simulação é parte integrada do processo de fabricação de produtos de diversas indústrias, pois sua aplicação pode eliminar a construção de protótipos promovendo assim, a redução de custos, de material e de perdas de energia, além de aperfeiçoar os parâmetros tecnológicos em metais e melhorar a qualidade do produto final (TISZA, 2004; SOUZA, 2011).

Em processos de conformação, a simulação numérica é usada para prever o escoamento do material, dimensões e posicionamento das peças, as tensões residuais, as distribuições de temperatura, a força exercida e desgastes na ferramenta, as distorções, eventuais defeitos e falhas que possam surgir no decorrer da conformação. Auxilia, também, na avaliação da microestrutura e tensões residuais geradas no final da cadeia de processamento dentre outros parâmetros e/ou problemas que, se avaliados experimentalmente, gerariam perdas de material e gastos desnecessários (ALTAN, 1996; SCHAEFFER, 2005; SOUZA, 2011).

Para atingir os parâmetros citados e os resultados no final do processo simulado, o *software* de elementos finitos divide a peça estudada em um número de elementos compatíveis interconectando-os por pontos nodais em seu contorno. O campo de deslocamento dentro de cada elemento finito é aproximado por funções, chamadas funções de forma. Os valores nodais das funções são incógnitas. A forma do campo de deslocamento determina a distribuição de deformações e equações constitutivas. O equilíbrio de equações para todos os nós e condições de contorno é suficiente para determinar todas as incógnitas e assim, dar uma resposta final do valor dos parâmetros que se deseja analisar (GAMBIN, 1977; NORASETHASOPON, 2008; ARAÚJO, 2009).

Na simulação, alguns cuidados devem ser tomados quando o modelo vai ser construído para que erros sejam evitados. Por exemplo, para simular com um material anisotrópico, um modelo axissimétrico não é apropriado para a realização da simulação. Neste caso, é necessária a construção de um modelo tridimensional ou a atribuição, quando possível, de simetria no modelo. O caso da atribuição de simetria ao modelo faz com que o tempo computacional seja reduzido e também contribui para a estabilidade numérica dos cálculos (TEKKAYA, 2005). Essa atribuição de simetria nada mais é do que, no caso da trefilação, simular apenas uma parte da barra sendo que para as demais partes não simuladas serão atribuídos os mesmos resultados da parte simulada.

Outro cuidado que se deve ter para não haver erros na simulação é na definição do material a ser usado na mesma. Há dois tipos de modelos de materiais mais utilizados para inserir em um *software* para processos de conformação mecânica: material rígido-plástico ou material elastoplástico (VAN BAEL, 1991).

Quando se opta pela inserção de material rígido-plástico toda informação sobre o comportamento elástico é ignorada e o algoritmo de solução não é capaz de calcular as tensões residuais do produto após a conformação.

No modelo elastoplástico estas desvantagens que o modelo rígido-plástico apresenta não ocorrem. Para este modelo de material, a curva de escoamento e os dados de encruamento são necessários para calcular a deformação plástica e as tensões que ocorrem no material.

### 3 MATERIAIS E MÉTODOS

---

#### 3.1 Características do Material

O material utilizado é o aço AISI 1045 laminado. Este possui boas características de forjabilidade, o que não é válido para a usinabilidade. É um aço padrão de média resistência, baixa temperabilidade, utilizado em eixos, peças forjadas, engrenagens comuns, componentes estruturais e de máquinas e virabrequins (GERDAU, 2012).

Aços em geral, quando submetidos a um processo de conformação, sofrem deformações plásticas e elásticas. As deformações elásticas podem ser caracterizadas pelo módulo de Young e coeficiente de Poisson do material. Já a caracterização plástica pode ser feita através da determinação de índices de anisotropia, no caso de um material anisotrópico, ou pela curva de escoamento do mesmo (DIETER, 1981). A composição química do aço utilizado está disposta na *Tabela 3.1* (ROCHA, 2011b).

Tabela 3.1: Composição química do aço utilizado

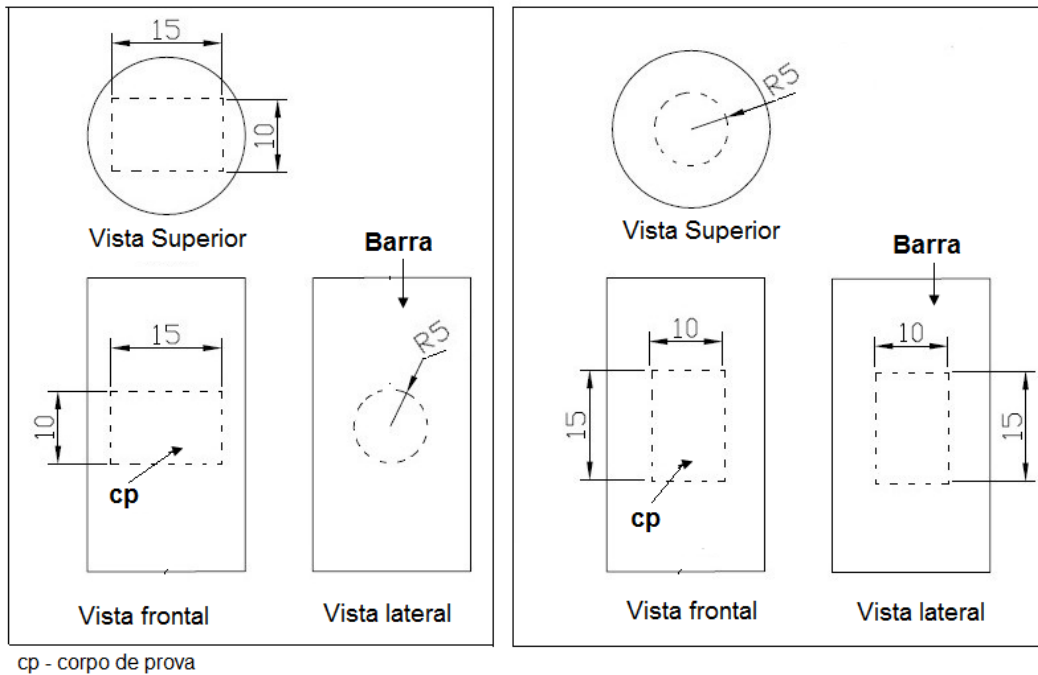
| Elemento de liga | C    | Si   | Mn   | P    | S    | Cr   | Mo   | Ni   | Cu    | Nb    | Al    |
|------------------|------|------|------|------|------|------|------|------|-------|-------|-------|
| % massa          | 0,43 | 0,21 | 0,73 | 0,01 | 0,02 | 0,19 | 0,01 | 0,19 | <0,01 | <0,01 | <0,01 |

Esta composição química foi obtida por espectrometria óptica realizada no mesmo material utilizado nas medições de tensões residuais por difração de Nêutrons que será descrito posteriormente.

##### 3.1.1 Ensaio de compressão para obtenção da curva de escoamento

A determinação das curvas de escoamento de um dado material é de extrema relevância para os processos de conformação (OLIVEIRA, 2011). Geralmente, utiliza-se o ensaio de compressão para obtenção da curva de escoamento do material por melhor representar as condições reais do processo.

Em função disso, foram realizados ensaios de compressão em corpos de prova retirados de duas direções da barra trefilada (SPIM Jr, 2000), conforme a localização mostrada na *Figura 3.1*.



a)

b)

Figura 3.1.: Localização dos corpos-de-prova, cp, na direção (a) transversal e (b) axial.

Os corpos de prova foram retirados conforme demonstrado na *Figura 3.1* para as direções transversal e axial da barra, de onde foram usinados seis cilindros para a direção 0°, direção de escoamento do material ou direção de laminação e outros seis cilindros foram usinados para a direção 90°.

Os corpos de prova cilíndricos usinados, *Figura 3.2*, ficaram com dimensões de 10 mm de diâmetro e 15 mm de altura partindo da barra de aço AISI 1045 ainda não trefilada.

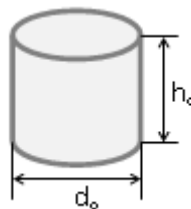


Figura 3.2: Geometria dos corpos de prova



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 (OLIVEIRA, 2011).

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.

Destas duas curvas, referente às direções 0° e 90° foi realizada uma média para utilização nas simulações, *Figura 3.3*.

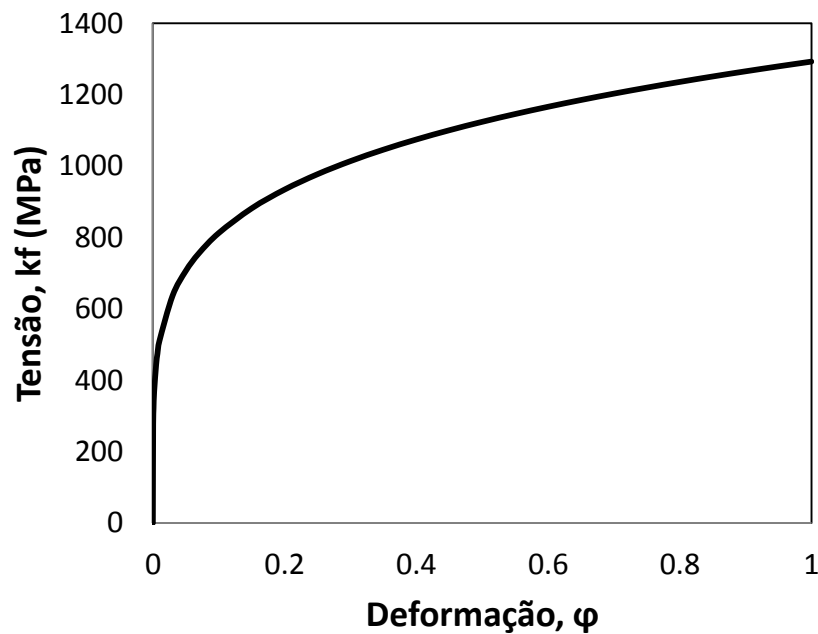


Figura 3.3: Curva média de escoamento.

A equação de escoamento referente ao experimento de anisotropia realizado e à curva demonstrada na *Figura 3.3*, está apresentada na *Equação 3.1*.

$$k_f = 1292,8. \varphi^{0,2018}$$

Equação 3.1

### **3.2 Medição das tensões residuais por Difração de Nêutrons**

As tensões residuais foram medidas por Difração de Nêutrons em um aço AISI 1045 trefilado com ângulo de feixe de  $15^\circ$  e redução de 10,95%. A barra onde estas tensões foram medidas possui dimensões de 200 mm de comprimento e diâmetro de 20,25 mm. Estas medições foram realizadas em Helmholtz Zentrum Berlin, Alemanha, na linha de feixe E3 do reator BER II (ROCHA, 2011b).

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,  $0^\circ$  e  $180^\circ$ . 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 como indicado nas *Equações 2.9, 2.10 e 2.11*. 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).

### **3.3 Ensaio do anel para obtenção do coeficiente de atrito**

Para a determinação do coeficiente de atrito, foi realizado o ensaio de compressão do anel, que é um teste muito utilizado para a caracterização deste parâmetro em processos de conformação. O ensaio consiste na compressão de anéis cilíndricos de aço para análise geométrica. Para baixos valores do coeficiente de atrito, a deformação do anel segue um caráter de deformação do disco, ou seja, tanto o diâmetro interno quanto o diâmetro externo do anel deformam-se radialmente para fora. Para o caso de altos coeficientes de atrito, enquanto o diâmetro externo deforma-se radialmente para fora, aumentando o seu valor, o diâmetro interno deforma-se radialmente para dentro, diminuindo o seu valor (ROBINSON, 2004; SAHIN, 2007; SOUZA, 2011).

Para o experimento de compressão do anel foram utilizados 18 corpos de prova com dimensões de 20 mm de diâmetro externo, 10 mm de diâmetro interno e 6 mm de altura feitos a partir de amostras do fio-máquina a ser trefilado. Estes anéis foram submetidos a reduções de altura de aproximadamente 20, 40 e 60%. Na confecção dos punções foi utilizado o mesmo material da feixe, o metal duro ou WC-Co, com o mesmo acabamento superficial e utilizando-se o mesmo lubrificante tipicamente usado em

processos industriais, gerando-se assim uma curva experimental (SOUZA, 2011; ROCHA, 2011a).

Foram realizadas oito simulações variando o coeficiente de atrito de Coulomb ( $\mu$ ) de 0,05 a 0,4, para a criação das curvas de calibração simuladas, desenvolvidas simulações axissimétricas 2D do ensaio do anel no *software Simufact.Forming GP*<sup>®</sup> 2010 com velocidade de compressão de 0,1 mm/s, malha com 2500 elementos.

Na *Figura 3.4* estão demonstrados os resultados da simulação do teste do anel, bem como as curvas experimentais:

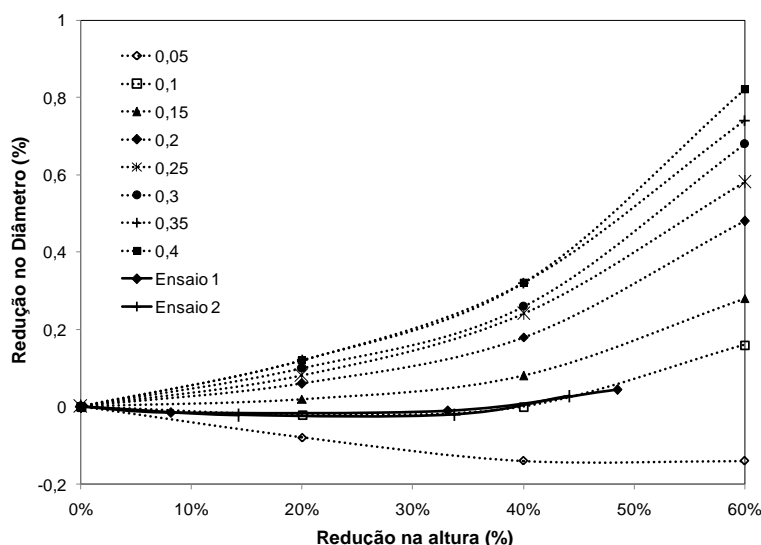


Figura 3.4: Curva de calibração para o ensaio de compressão do anel (SOUZA, 2011).

A *Figura 3.4* mostra as curvas obtidas através da simulação numérica, onde se pode observar a % da variação do diâmetro interno em função da porcentagem (%) de redução de altura. 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.

### 3.4 Medição das distorções

As medições de distorção na barra trefilada foram realizadas nas máquinas Zeiss Contura G2 3-D e Leitz PMM 654. Antes de cada série de medição, as máquinas foram posicionadas em sua posição original no ponto (0,0,0) e depois feita a medida de uma esfera padrão para a verificação da mesma. Cada barra foi fixada no plano central com a linha de 0° sempre apontando para o topo, como indicado na *Figura 3.5*.

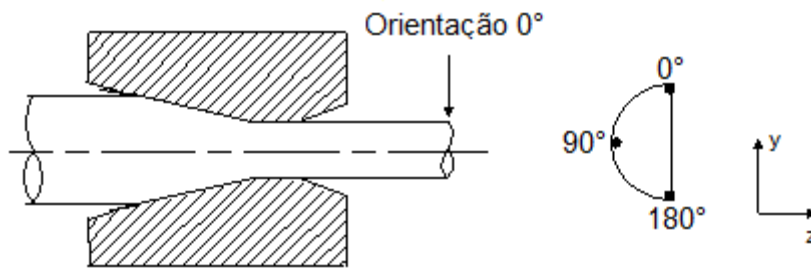


Figura 3.5: Orientação da barra para medição de distorções.

Doze círculos de medição foram utilizados para definir a forma e o tamanho das barras com 360 pontos cada em 2; 8,5; 16; 25; 50; 70; 130; 150; 175; 184; 191,5 e 198 mm de distância do uma extremidade da amostra. Cada círculo, em seguida, foi equipado com um melhor ajuste círculo por um método dos mínimos quadrados. A partir desses cálculos, as posições de centro de cada círculo foram obtidas. A projecção destes centros em planos imaginários xy no centro axial de cada barra cria um vector cujo comprimento é uma expressão da curvatura de onde é retirado o valor de distorção (ROCHA, 2011b; ROCHA, 2012).

O método de medição das distorções na barra simulada é semelhante ao usado no experimental. As coordenadas finais dos centros da barra são obtidas através da soma entre o deslocamento do centro da barra em (x, y, z) juntamente com as coordenadas iniciais deste centro. Após obter as coordenadas dos centros da barra, basta buscar as posições ao longo de z indicadas pelo experimental e colocar coordenadas referentes a estas posições na equação dos mínimos quadrados para se chegar à distorção.

### 4.1 Modelos computacionais utilizados nas simulações

Na trefilação é importante avaliar os parâmetros envolvidos no processo, como força, ângulo de fieira e coeficiente de atrito, pois, estes influenciam diretamente nas tensões residuais que por sua vez podem causar distorções na barra trefilada. O roteiro das simulações realizadas está disposto na *Figura 4.1*:

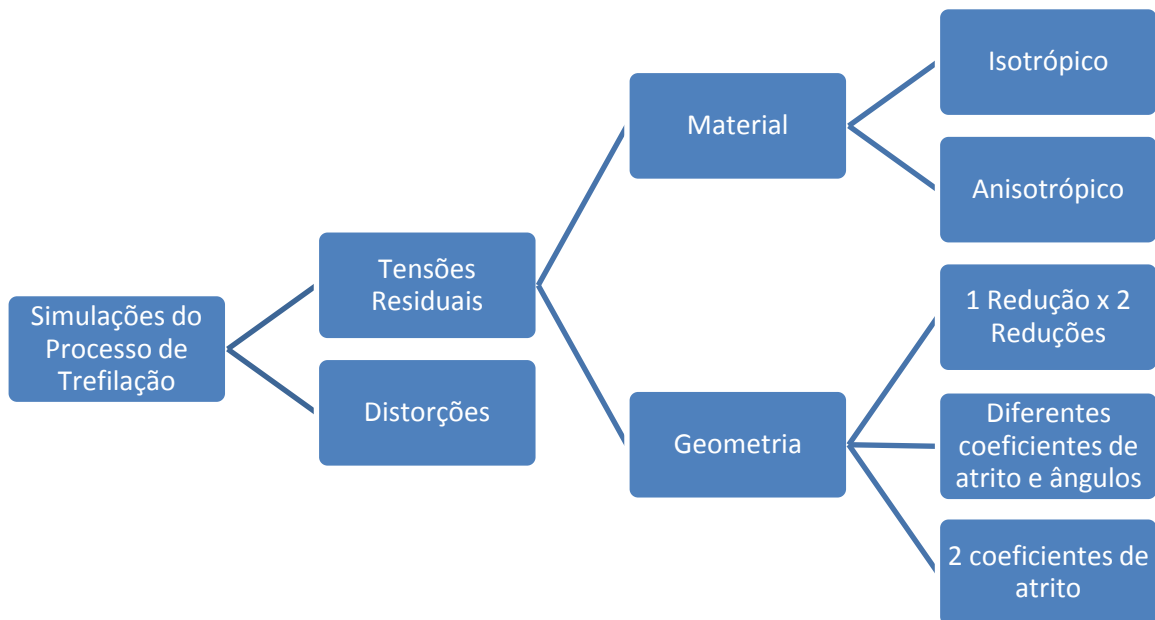


Figura 4.1: Organograma das simulações apresentadas

As simulações do processo de trefilação, *Figura 4.1*, foram divididas em duas linhas: avaliação das tensões residuais visando à redução das mesmas e obtenção das distorções via simulação. Para as simulações visando a redução das tensões residuais foram avaliados dois segmentos: o material e a geometria. No segmento material, foi utilizada uma curva de escoamento obtida experimentalmente e simulada utilizando o método de von Mises para material isotrópico e o método de Hill para material anisotrópico. Já no segmento geometria foi utilizado material do banco de dados do *software* para avaliação da fieira com duas reduções e variações de coeficientes de atrito e ângulo de fieira. Na outra linha da pesquisa foi avaliada a capacidade do *software* de simulação demonstrar as

distorções que ocorrem na barra após a trefilação considerando material do banco de dados.

O *software* utilizado para a realização das simulações foi o *Simufact Forming GP*® 2010 que utiliza o método de elementos finitos e tem seu *solver* baseado na linguagem MARC.

#### 4.1.1 Determinação da malha

A necessidade da utilização de uma malha adequada na simulação é de vital importância para resultados coerentes.

Para se utilizar o método dos elementos finitos, o objeto de estudo deve ter sua geometria subdividida em várias partes, que são os elementos finitos. Essa subdivisão é chamada malha, sendo geralmente constituída, no caso bidimensional, de triângulos ou quadriláteros, cujos vértices são denominados nós da malha. É através dela, que se monta um sistema de equações, cuja solução permite determinar as grandezas de interesse no fenômeno utilizado (GAMBIN, 1977; NORASETHASOPON, 2008; ARAÚJO, 2009).

Conforme o resultado final desejado seja tensão residual ou distorção, deve-se identificar a melhor malha tridimensional a ser utilizada. Para as simulações 3D, primeiramente foi testada uma malha construída a partir de uma superfície 2D, convertida para elementos planares 2D e expandida para 3D (*Advanced front mesh*) através de ferramenta própria do *software* utilizado. Esta malha está demonstrada na *Figura 4.2*:

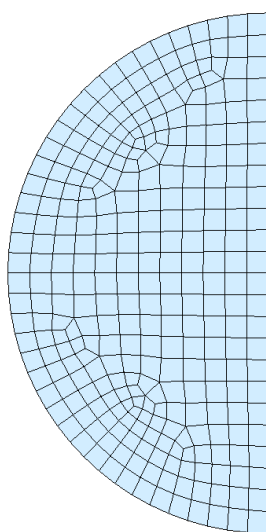


Figura 4.2: Malha planar 2D expandida para 3D

A malha apresentada na *Figura 4.2* representa resultados satisfatórios para tensões residuais, porém isto não se repete ao se retirar os resultados de distorção, pois, ao se realizar uma simulação com todos os componentes simétricos, verificou-se que esta malha distorcia a barra em valores acima dos medidos experimentalmente, o que não é consistente quando não se aplica nenhum fator no modelo que provoque distorção na barra durante a simulação da trefilação. Esta diferença no valor das distorções se explica pela não homogeneidade da malha perto da superfície, o que pode causar erros de cálculo nos deslocamentos dos nós e resultar em erros no valor final de distorção.

A segunda malha testada foi criada partindo de elementos axissimétricos e transformada em uma malha com elementos hexaédricos (*hexahedral mesh*) demonstrados na *Figura 4.3*:

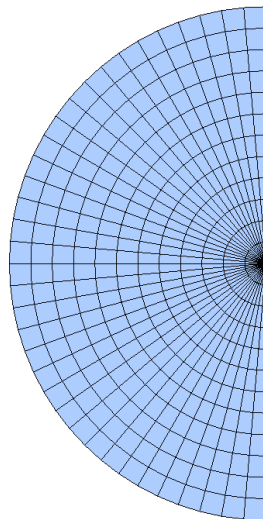


Figura 4.3: Malha com elementos hexaédricos (*hex mesh*)

Após a realização de simulações com os dois tipos de malha e avaliação de resultados como tensões residuais e distorções, determinou-se que a melhor malha a ser utilizada é a da *Figura 4.3*, pois esta apresenta resultados satisfatórios tanto para tensões residuais como para distorção por apresentar uma malha com elementos mais homogêneos e bem distribuídos em relação à malha da *Figura 4.2*

#### **4.1.2 Modelo tridimensional para material isotrópico**

Foi realizada uma simulação tridimensional com feira rígida para o aço AISI 1045 utilizando o método de von Mises para materiais isotrópicos e considerando uma

simplificação do encruamento parabólico do material, *Figura 2.7*, onde foi inserida no *software* a curva de escoamento obtida experimentalmente para posterior comparação com a simulação utilizando material anisotrópico para as mesmas condições. O modelo tridimensional construído está demonstrado na *Figura 4.4*.

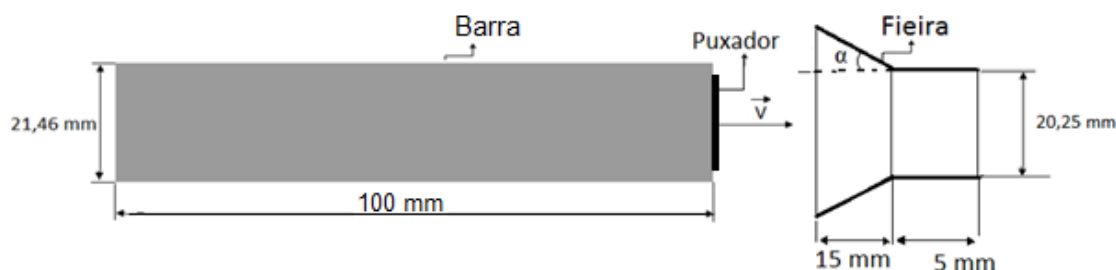


Figura 4.4: Modelo tridimensional utilizado para a simulação

A simulação isotrópica tridimensional, *Figura 4.4*, foi realizada em meia barra, para reduzir o tempo computacional. A barra foi simulada com 100 mm de comprimento inicial, 21,46 mm de diâmetro inicial e 20,25 mm de diâmetro final. A fieira foi considerada rígida, teve um comprimento total de 20 mm e o ângulo de tráfego considerado foi de 15°. Para reproduzir a velocidade de tráfego ( $V$ ) foi inserido um artifício chamado puxador na ponta da barra, este simula o efeito da garra mecânica presente no processo real, *Figura 2.1*. Outros dados importantes desta simulação estão dispostos na *Tabela 4.1*.

Tabela 4.1: Parâmetros da simulação do processo de tráfego para material isotrópico

|   |                   |
|---|-------------------|
| Análise                                   | 3D mecânica       |
| Nº elementos / tipo                       | 52000 / hex       |
| Material                                  | AISI 1045         |
| Tensão de escoamento inicial ( $k_{fo}$ ) | 390 MPa           |
| Coefficiente de atrito ( $\mu$ )          | 0,1               |
| Velocidade de tráfego                     | 1250 mm/s         |
| Diâmetro inicial e final                  | 21,463 e 20,25 mm |
| Temperatura inicial                       | 20°C              |
| Ângulos de fieira ( $2\alpha$ )           | 15°               |
| Módulo de Young ( $E$ )                   | 210 GPa           |
| Coefficiente de Poisson ( $\nu$ )         | 0,3               |



### 4.1.3 Modelo tridimensional para material anisotrópico

Para a simulação anisotrópica foi utilizado tanto o modelo representado na *Figura 4.4* quanto às demais condições descritas na *Tabela 4.1*. O que difere esta simulação anisotrópica para o comportamento isotrópico são as tensões de escoamento para diferentes direções utilizadas para o cálculo dos índices de anisotropia indicado na *Tabela 4.2*. O objetivo é caracterizar a influência que esta anisotropia causa nas tensões residuais para os parâmetros indicados nesta simulação e posterior comparação com o modelo isotrópico descrito na seção 4.1.2.

Tabela 4.2: Parâmetros da simulação do processo de trefilação para material anisotrópico

| Tipo de análise   | 3D Mecânica |
|---|-------------|
| $\sigma_1$  | 390 MPa     |
| $\sigma_2 = \sigma_3$   | 349 MPa     |
| $\tau_{23}$   | 225 MPa     |
| $\tau_{12} = \tau_{13}$                                       | 202 MPa     |
| $\frac{\sigma_1}{\sigma_{av}}$                                | 1,085       |
| $\frac{\sigma_2}{\sigma_{av}} = \frac{\sigma_3}{\sigma_{av}}$ | 0,9716      |
| $\frac{\tau_{23}}{\tau_o}$                                    | 1           |
| $\frac{\tau_{12}}{\tau_o} = \frac{\tau_{13}}{\tau_o}$         | 0,9         |
| Módulo de Young (E)   | 210 GPa     |
| Coefficiente de Poisson ( $\nu$ )                             | 0,3         |
| Módulo de Cisalhamento (G)                                    | 80,769 GPa  |

### 4.1.4 Modelo axissimétrico com duas reduções

O objetivo desta simulação com modelo axissimétrico é avaliar o comportamento das tensões residuais quando inserida mais de uma redução no processo e a influência que a distância entre estas reduções tem nos valores das tensões residuais.

Nesta simulação, foi criado um modelo com duas feiras rígidas com ângulo de 15° ou semi-ângulo de 7,5°, onde foi variada somente a distância entre as duas feiras, “*dr*”, como demonstrado na *Figura 4.5*.

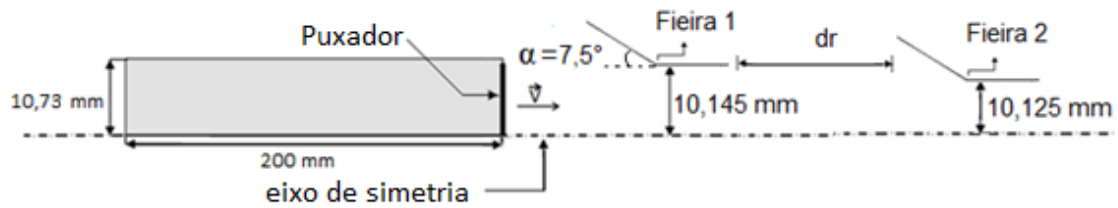


Figura 4.5: Modelo utilizado na simulação para diferentes reduções.

A distância entre as feiras, *Figura 4.5*, pode variar de 8 mm a 24 mm (WANG, 2002). Sendo assim, optou-se pela simulação de três distâncias diferentes (8 mm, 16 mm e 24 mm) mantendo os demais parâmetros iguais.

A primeira fieira teve redução de 10,63% partindo de um diâmetro inicial de 21,46 mm e com um diâmetro final de 20,29 mm e a segunda redução foi de 0,394% resultando em um diâmetro final de 20,25 mm. Os parâmetros utilizados nestas simulações estão dispostos na *Tabela 4.3*.

Tabela 4.3: Parâmetros da simulação para diferentes reduções

|   |                                |
|---|--------------------------------|
| Tipo de análise                         | Axissimétrica mecânica         |
| Malha                                   | 200 x 20 – 4000 elementos      |
| Material                                | AISI 1045                      |
| Velocidade de trefilação                | 1250 mm/s                      |
| Coeficiente de atrito                   | 0,1                            |
| Diâmetro inicial, intermediário e final | 21,463 mm, 20,29 mm e 20,25 mm |
| dr                                      | 8 mm, 16 mm e 24 mm            |
| Temperatura inicial                     | 20°C                           |

O material utilizado foi o AISI 1045 presente no banco de dados do *software* que além de considerar o encruamento do material, também considera as diferentes taxas de deformação que ocorrem durante a conformação. O *software* faz interpolações entre três taxas de deformação:  $1,6s^{-1}$ ,  $8s^{-1}$  e  $40s^{-1}$ , respectivamente, demonstradas pelas curvas de escoamento indicadas pelas *Equações 4.1*, *4.2* e *4.3*.

$$k_f = 1018,098. \varphi^{0,1123} \quad \text{Equação 4.1}$$

$$k_f = 1012,572. \varphi^{0,0799} \quad \text{Equação 4.2}$$

$$k_f = 1008,29 \cdot \varphi^{0,0774}$$

Equação 4.3

#### 4.1.5 Modelo para diferentes coeficientes de atrito e ângulos de fieira

Desenvolveu-se um modelo axissimétrico para as simulações em regime elastoplástico de elementos finitos considerando a fieira maleável de modo que se reproduzisse o processo de fabricação e para que fosse possível avaliar os efeitos que o coeficiente de atrito e o ângulo exercem sobre as tensões residuais. Foram considerados também, os efeitos térmicos acoplados e, o material utilizado foi do banco de dados do *software*. Estas simulações realizadas utilizaram o modelo demonstrado na *Figura 4.6*.

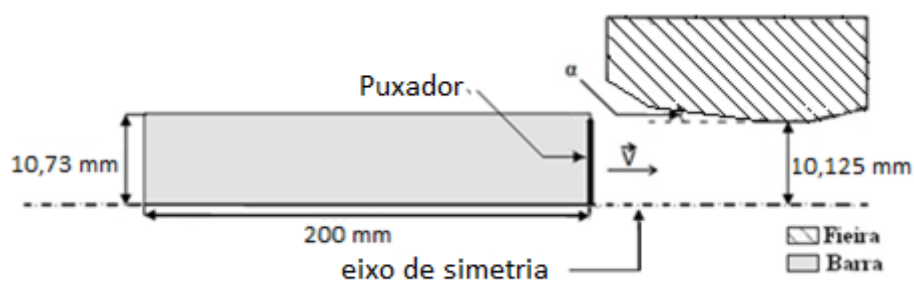


Figura 4.6: Modelo axissimétrico para simulação com diferentes coeficientes de atrito e ângulos

Os parâmetros da barra e da fieira utilizados para esta avaliação estão demonstrados nas *Tabelas 4.4 e 4.5*.

Tabela 4.4: Parâmetros da simulação com diferentes coeficientes de atrito e ângulos para a barra

|                          |                            |
|--------------------------|----------------------------|
| Tipo de análise          | 2D mecânica termo acoplada |
| Malha                    | 300 x 15 – 4500 elementos  |
| Material                 | AISI 1045                  |
| Velocidade de trefilação | 1250 mm/s                  |
| Diâmetro inicial e final | 21,463 e 20,25 mm          |
| Temperatura inicial      | 20°C                       |

Tabela 4.5: Parâmetros da simulação com diferentes coeficientes de atrito e ângulos para a fieira

|                                  |            |
|----------------------------------|------------|
| Coefficiente de atrito ( $\mu$ ) | 0,01 a 0,2 |
| Elementos peça                   | 300        |
| Material                         | W-Co       |
| Temperatura inicial (°C)         | 20         |

|   |            |
|---|------------|
| Módulo de Young (GPa)                         | 660        |
| Coefficiente de Poisson                       | 0,22       |
| Densidade (g/cm <sup>3</sup> ) <sup>1</sup>   | 15,3       |
| Condutividade Térmica <sup>1</sup>            | 100        |
| Coefficiente de expansão térmica <sup>1</sup> | 0,000005   |
| Ângulos de fieira, 2 $\alpha$                 | 4,6° a 25° |

<sup>1</sup> Metals Reference books e (SOUZA, 2011)

#### 4.1.6 Modelo tridimensional para material isotrópico com dois diferentes atritos

O objetivo principal da simulação é a avaliação das tensões residuais para dois coeficientes de atrito diferentes: um obtido experimentalmente pelo ensaio do anel com valor de 0,1 e outro indicado por Schaeffer (2004) com valor de 0,05 para o processo de trefilação de barras. O modelo utilizado para estas simulações é o mesmo representado na *Figura 4.4*. O material é o AISI 1045 do banco de dados do *software* e os demais parâmetros utilizados na simulação estão demonstrados na *Tabela 4.1*.

#### 4.1.7 Modelo tridimensional para material isotrópico com fieira inclinada

O modelo utilizado para a simulação da distorção foi o demonstrado na *Figura 4.7*, onde se utilizou metade da barra para reduzir o tempo de simulação. O objetivo desta simulação é avaliar uma das possíveis causas de distorção na barra no final do processo de trefilação para posterior comparação com resultados experimentais.

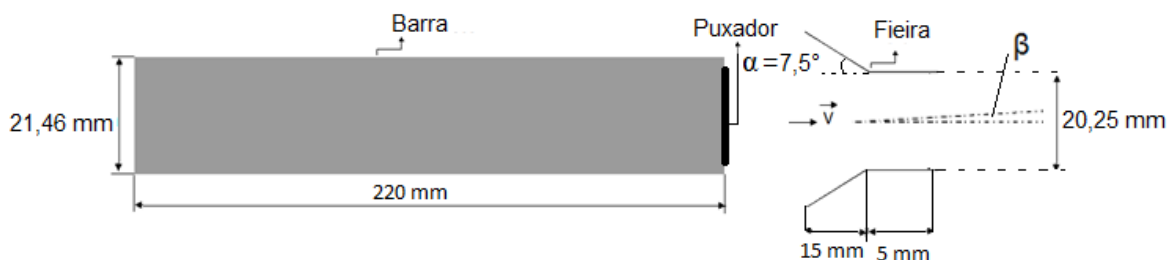


Figura 4.7: Modelo 3D utilizado para a simulação com fieira inclinada

Neste modelo, a fieira foi considerada rígida, não foram considerados os efeitos térmicos acoplados e o ângulo considerado foi de 15°. A barra teve um comprimento inicial de 220 mm para que fosse possível obter um comprimento final de 200 mm

desconsiderando as pontas da barra, pois estas apresentam resultados instáveis nesta região. O diâmetro inicial da barra foi de 21,46 mm e o de saída da fieira foi de 20,25. Para reproduzir a velocidade  $V$ , foi adicionado um puxador na ponta da barra.

A distorção, na simulação, pode ser reproduzida com a inclinação da fieira no plano. Para este modelo, a inclinação está indicada por  $\beta$  e foi variada conforme valores indicados na *Tabela 4.6* que possui, também, os demais dados utilizados como entrada para a simulação.

Tabela 4.6: Parâmetros da simulação da distorção do processo de trefilação

|                                    |                           |
|------------------------------------|---------------------------|
| Tipo de análise                    | 3D mecânica               |
| Malha                              | Hex com 105.408 elementos |
| Material                           | AISI 1045                 |
| Velocidade de trefilação           | 1250 mm/s                 |
| Diâmetro inicial e final           | 21,463 e 20,25 mm         |
| Temperatura inicial                | 20°C                      |
| Semi-ângulo da fieira ( $\alpha$ ) | 15°                       |
| Coefficiente de atrito de Coulomb  | 0,1                       |
| Módulo de Young                    | 210 GPa                   |
| Coefficiente de Poisson            | 0,3                       |
| Inclinação da Fieira ( $\beta$ )   | 0,25°; 0,3°; 0,35°; 0,5°  |

## 5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

---

Os resultados das simulações computacionais realizadas para o processo de trefilação em estudo, descritas a seguir, permitem analisar fatores como as tensões residuais e distorção na peça final considerando ou não o efeito da anisotropia no material bem como o efeito que alguns parâmetros, como coeficiente de atrito e ângulo de fieira, têm sobre estes fatores.

Antes da avaliação das tensões residuais obtidas através da simulação e em alguns casos comparadas com os resultados obtidos experimentalmente, foi verificado a correspondência entre o modelo simulado e o problema físico. A comparação entre teoria e simulação foi realizada com a utilização de duas equações analíticas de força de trefilação: segundo Sachs e Avitzur. Foram avaliadas as deformações que ocorrem na simulação comparadas com a teoria, e também, a tensão equivalente com posterior comparação com a tensão de escoamento final da barra trefilada.

Após a validação, torna-se necessário identificar/calcular o estado de tensões residuais no final do processo, após a barra ter atravessado toda a fieira, pois as tensões residuais são as tensões existentes em um corpo sem aplicação de forças externas (incluindo gravidade) ou gradientes térmicos (WANG, 2002).

### 5.1 Simulações tridimensionais para material isotrópico e anisotrópico

#### 5.1.1 Validação numérica

A validação numérica, *Figura 5.1*, foi realizada através da análise da deformação teórica, *Equação 2.14*, e simulada (SOUZA, 2011).

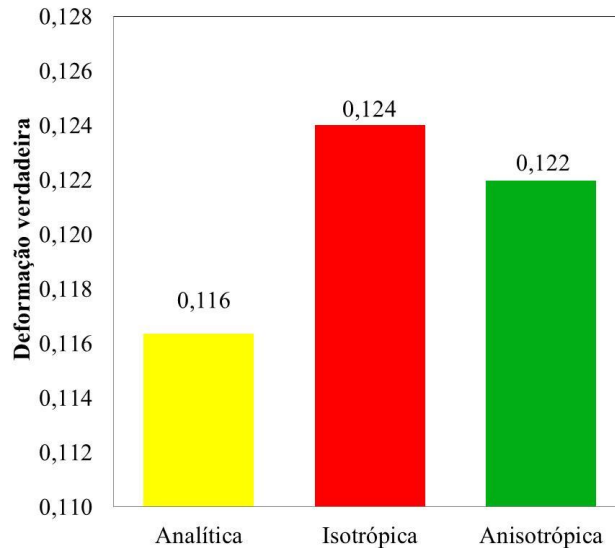


Figura 5.1: Validação pelas deformações analítica e simuladas

Na *Figura 5.1*, podem-se observar as deformações retiradas das simulações isotrópica e anisotrópica e comparação com a deformação em área calculada. As diferenças para a equação teórica giram em torno de 6,1% quando a simulação isotrópica é avaliada e 4,6% na avaliação da simulação anisotrópica.

Foi realizada também uma verificação quanto a tensão equivalente de von Mises, para o caso da simulação isotrópica, e a tensão equivalente proposta por Hill, para o caso da simulação anisotrópica. Esta verificação está demonstrada na *Figura 5.2*.

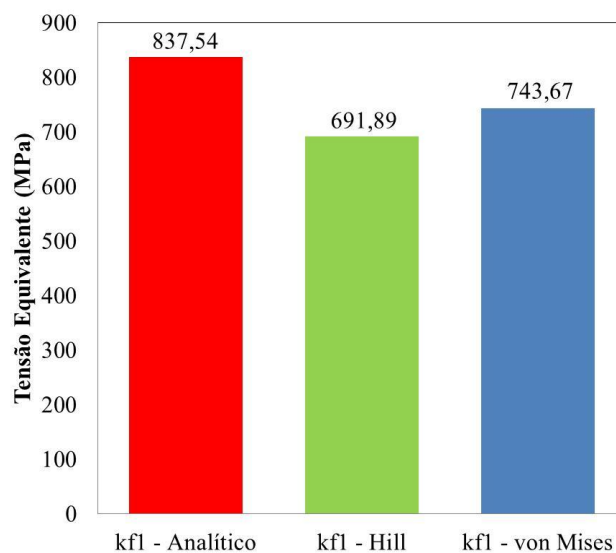


Figura 5.2: Validação pelas tensões equivalentes

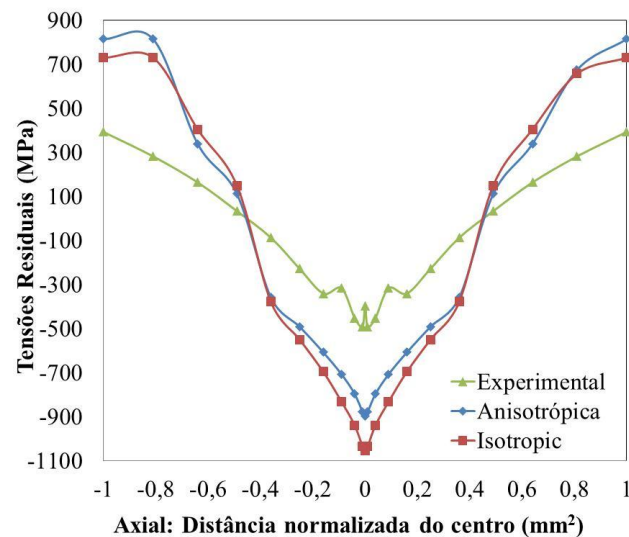
Na *Figura 5.2*, pode-se observar que a tensão equivalente de Hill obteve um valor de 691,89 MPa. Quando se leva em conta a tensão equivalente de von Mises, pode-se

perceber um valor de 743,67 MPa. Tais valores de tensões equivalentes devem ser menores que a tensão de escoamento final da barra ( $k_{f1}$ ), calculado pela *Equação 3.1*, que tem um valor de 837,54 MPa para a deformação em área de 0,1143.

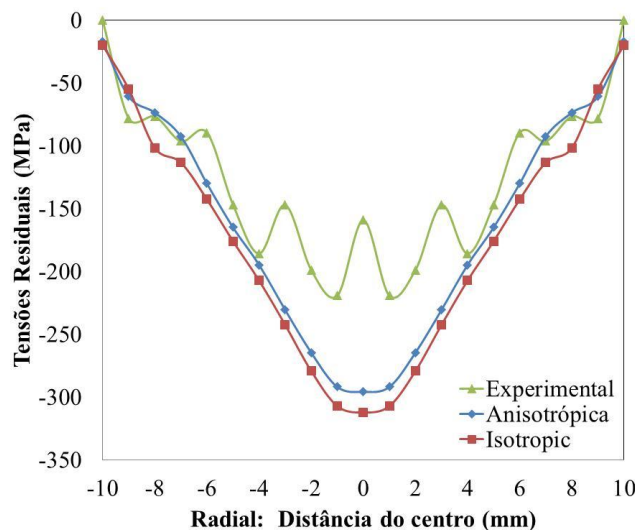
As diferenças encontradas na avaliação das deformações calculadas e simuladas são consideradas mínimas. As tensões equivalentes considerando as equações de von Mises e Hill, apresentaram valores menores que a tensão de escoamento final que o material irá obter após a trefilação. Sendo assim, esta simulação pode ser considerada válida para esta modelagem.

### 5.1.2 Tensões residuais

A avaliação das tensões residuais foi realizada pela comparação entre as simulações isotrópica, anisotrópica e as medições experimentais por difração de Nêutrons, *Figura 5.3*.

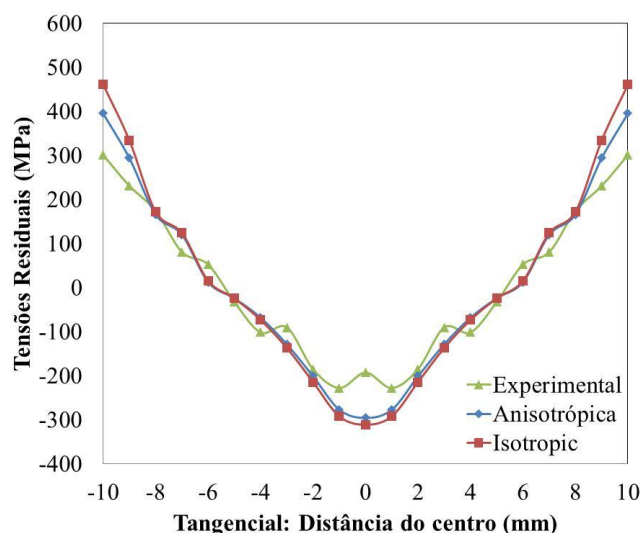


(a)



(b)





(c)

Figura 5.3: Perfil de tensões residuais para as direções (a) axial, (b) radial e (c) tangencial.

Na *Figura 5.3 (a)* está apresentado o perfil de tensões residuais medidos em função da área de seção transversal, onde os pontos -1 e 1 representam as superfícies da barra e o ponto 0 representa o centro, já as *Figuras 5.3 (b) e (c)* apresentam os resultados das tensões residuais para as direções radial e tangencial, onde -10 e 10 representam a superfície e 0 o centro da barra. De um modo geral, na *Figura 5.3* pode-se perceber que as diferenças entre as tensões residuais medidas por difração de Nêutrons e as retiradas da simulação não são tão significativas, porém, possui o perfil esperado para a seção da barra (ATIENZA, 2005a).

Na direção axial, *Figura 5.3 (a)*, a diferença entre as simulações isotrópica e anisotrópica está em 158 MPa no centro e cerca de 85 MPa na superfície da barra. Quando se compara a simulação anisotrópica com as medições por Nêutrons, as diferenças para o centro ficam em torno de 500 MPa e para a superfície esta diferença é cerca de 421 MPa.

Para a direção radial, *Figura 5.3 (b)*, as tensões residuais devem ser zero na superfície da barra e iguais às tensões para a direção tangencial no centro da barra (ATIENZA, 2005a; SOUZA, 2011; ROCHA, 2011a). Para esta comparação, na superfície da barra, não há diferenças entre as tensões para nenhum caso, pois todas se aproximam de zero. No centro, estas diferenças também não são relevantes, pois não passam de 50 MPa se comparar a simulação anisotrópica tanto com a simulação isotrópica quanto com as medições por Nêutrons.

Na *Figura 5.3 (c)*, encontram-se os perfis de tensões residuais para a direção tangencial. Na comparação entre a simulação anisotrópica e as medições por Nêutrons as diferenças ficam em torno de 94 MPa na superfície e 100 MPa no centro da barra. Quando

são comparadas as duas simulações, para o centro da barra a simulação anisotrópica é 159 MPa menor que a simulação isotrópica e para a superfície, a simulação anisotrópica é 84 MPa maior que a isotrópica (HE, 2003).

Com os perfis de tensões residuais da *Figura 5.3*, pode-se perceber que não houve mudanças na forma dos perfis para a simulação anisotrópica. Com ou sem a adição de anisotropia no material, os perfis continuaram sendo compressivos no centro e trativos na superfície para as direções axial e tangencial e, totalmente compressivo para a direção radial. Percebeu-se, também, que a simulação isotrópica superestima os valores de tensões residuais se comparada com a simulação anisotrópica que aproxima as mesmas dos resultados medidos experimentalmente (ATIENZA, 2005a; HE, 2003).

Nas simulações, a direção radial manteve a condição de que deve ser zero na superfície (DIETER, 1981), e igual ao valor de tensão residual para a direção tangencia no centro da barra.

## 5.2 Simulação axissimétrica com duas reduções

### 5.2.1 Validação numérica

A comparação das forças interativas (simuladas) e analíticas (equações de Sachs e Avitzur) para o modelo axissimétrico com duas reduções está apresentada na *Figura 5.4*.

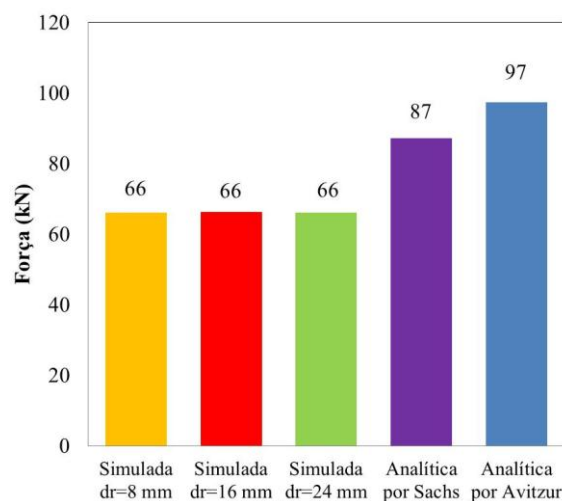


Figura 5.4: Força interativa e força analítica

Na *Figura 5.4*, pode-se observar que os resultados de força simulados não demonstraram grandes variações ficando em uma média de 66,18 kN. As maiores diferenças são entre as forças calculadas pelas equações empíricas propostas por Avitzur, *Equação 2.1*, e Sachs, *Equação 2.2*, em relação às forças simuladas. Estas diferenças estão em torno de 9,4% na comparação entre simulação e a equação empírica proposta por Avitzur, e 6,2% quando a equação de Sachs é avaliada.

As tensões equivalentes descritas pelas equações de Hill, *Equação 2.16*, para o caso da simulação anisotrópica e por von Mises, *Equação 2.17*, para o caso da simulação isotrópica também foram avaliadas. A validação através das tensões equivalentes pode ser vista na *Figura 5.5* sendo realizada apenas no centro da barra, pois este é o lugar em que as tensões residuais são mais críticas.

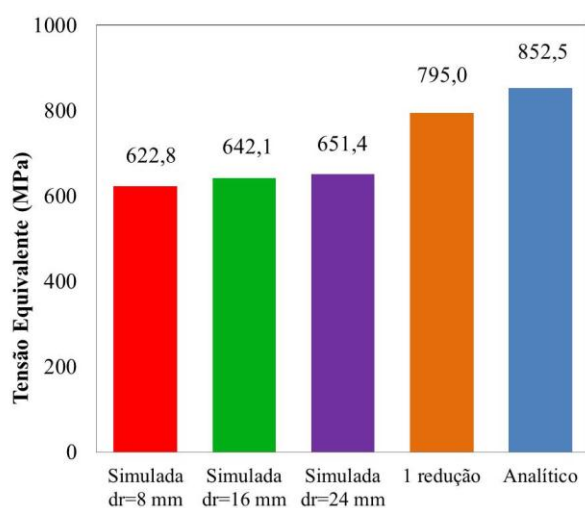


Figura 5.5: Validação pela tensão equivalente

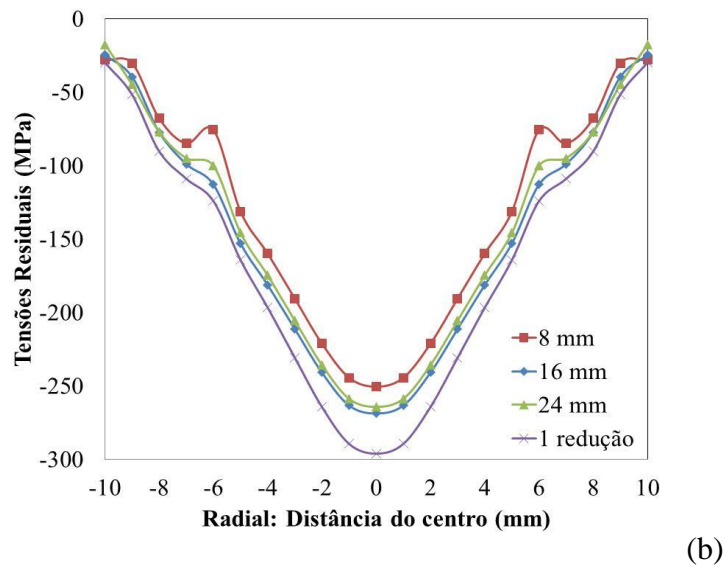
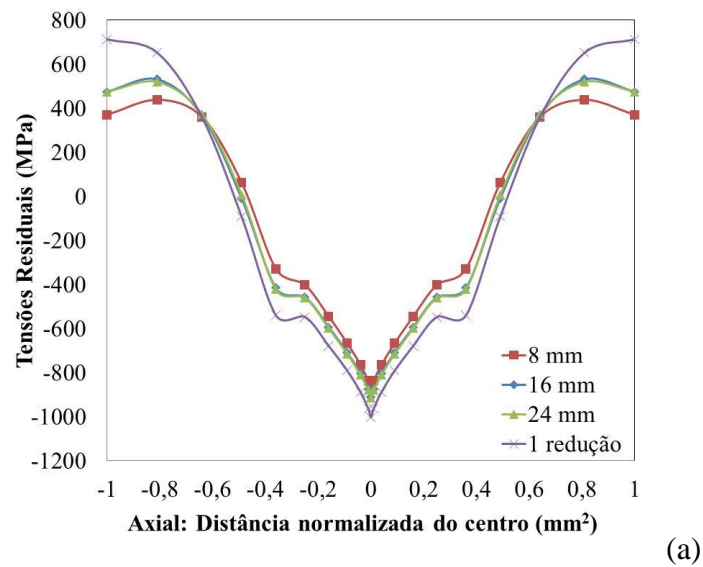
Na *Figura 5.5*, pode-se observar, dentre as simulações variando distância entre as reduções, que a tensão equivalente calculada por von Mises, *Equação 2.16*, obteve o maior valor, 651,39 MPa, para a simulação com distância entre fieiras de 24 mm. A simulação convencional, com apenas uma redução, obteve valor de tensão equivalente de 794,99 MPa.

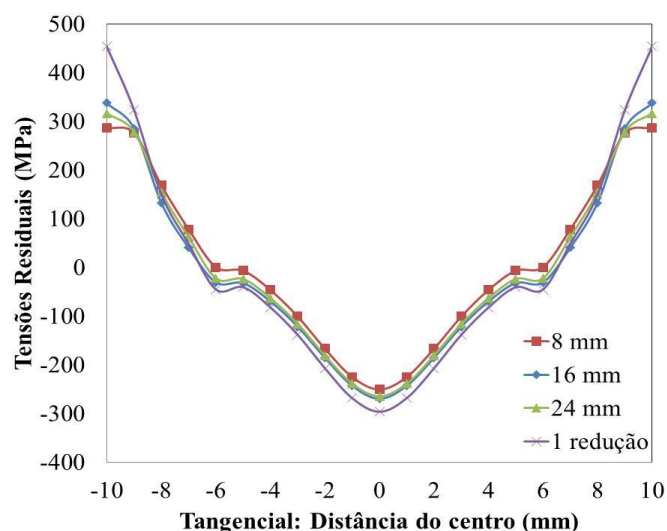
Através da comparação entre os resultados simulados e calculados, verifica-se que na avaliação da força, as diferenças encontradas são consideradas baixas e podem ser atribuídas a pequenas diferenças de cálculo entre a simulação que considera três diferentes taxas de deformação e as equações teóricas que consideram apenas uma taxa. Quanto a verificação da tensão equivalente, todas as simulações apresentaram valores de tensão menores que a tensão de escoamento final ( $k_{f1}$ ) de 852,47 MPa, calculado pela *Equação*

4.3 que corresponde à maior taxa de deformação utilizada pelo *software* para a deformação em área de 0,1143. Sendo assim, a simulação pode ser considerada válida para este modelo.

### 5.2.2 Tensões residuais

O perfil de tensões residuais para a simulação axissimétrica com duas reduções para as direções principais está demonstrado na *Figura 5.6*.





(c)

Figura 5.6: Tensões residuais para simulação de reduções para as direções (a) axial, (b) radial e (c) tangencial

A *Figura 5.6* apresenta um comparativo entre os perfis de tensões residuais gerados pelas simulações 2D que demonstram a variação da distância entre as feiras,  $dr$ , de 8 mm, 16 mm e 24 mm, com os resultados de tensões de uma simulação convencional, com apenas uma redução.

As tensões residuais para a direção axial, *Figura 5.6 (a)*, demonstram um comportamento trativo na superfície e compressivo no centro da barra. As diferenças entre as simulações com duas reduções e a simulação com apenas uma redução para a direção axial obtiveram maior relevância na superfície da barra, onde a simulação com duas reduções com distância entre feiras de 8 mm alcançou valores 340 MPa menores que a simulação normal, com apenas uma redução. As demais simulações, de 16 mm e 24 mm de distância entre feiras, apresentaram tensões residuais com 240 MPa a menos que a simulação com uma redução, na superfície da barra.

No centro da barra, ainda avaliando a direção axial da *Figura 5.6 (a)*, as diferenças entre as simulações com uma redução e com duas reduções teve menos relevância que na superfície. Neste local, a maior diferença também foi para a simulação com 8 mm de distância entre feiras, onde as tensões residuais foram cerca de 130 MPa menores que na simulação com uma redução. Para as outras duas distâncias simuladas, estas diferenças foram cerca de 90 MPa menores que a simulação normal.

Para a direção radial, *Figura 5.6 (b)*, no centro da barra, as diferenças foram irrelevantes, pois a simulação com distância entre feiras de 8mm foi a que obteve maior

dispersão em relação a simulação normal, com 45 MPa a menos no valor de tensão residual. Para a superfície da barra na direção radial, as tensões não apresentaram diferenças em relação à simulação normal e ficaram próximas de zero para todos os casos.

A direção tangencial, *Figura 5.6 (c)*, no centro da barra, apresentou tensões em torno de 50 MPa menores para a simulação com duas reduções se comparada com a simulação normal. Na superfície, as diferenças entre estas simulações se intensifica ficando em torno de 170 MPa mais baixa para a simulação de 8 mm de distância entre fieiras em relação a simulação normal. Para as simulações das demais distâncias, esta diferença reduz para 120 MPa.

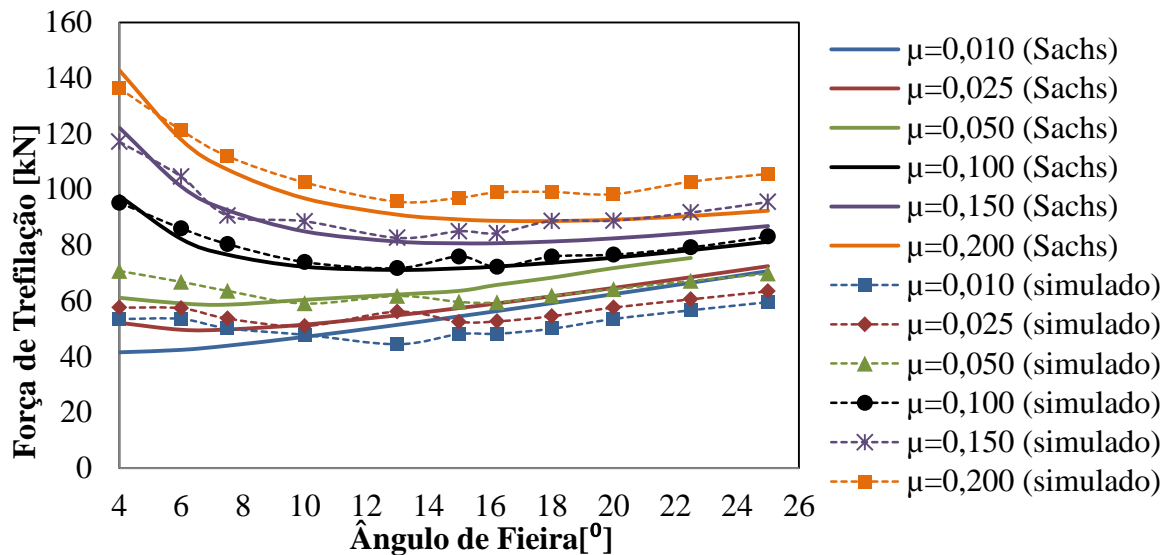
Esta configuração permite verificar que as tensões residuais em uma única redução não são somente dependentes da redução de área e do ângulo da fieira, mas também podem ser afetadas por uma leve deformação gerada por uma fieira imediatamente depois da redução maior. Isto ocorre por que as zonas de deformação plástica nas duas fieiras estão conectadas devido à pequena distância entre as duas fieiras, e a deformação heterogênea produzida pela primeira fieira não somente é afetada, mas também controlada completamente pela segunda fieira (SOUZA, 2011; WANG, 2002).

O modelo com distância entre fieiras de 8 mm utilizado para a simulação é o que apresenta melhores resultados de tensões residuais, pois, demonstram tensões menores se comparadas com a simulação com apenas uma redução.

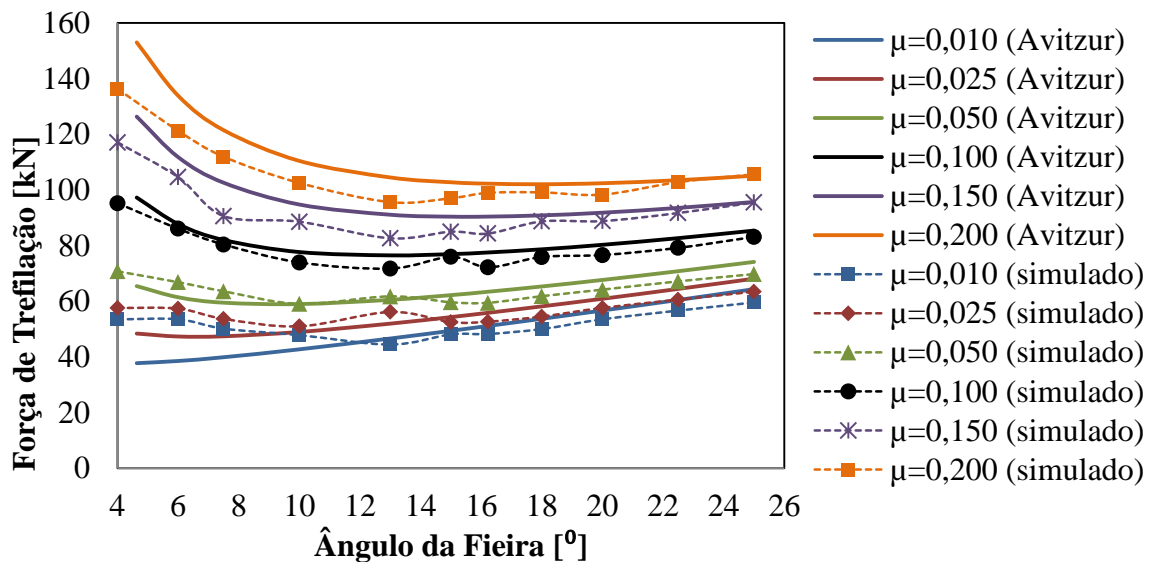
### **5.3 Simulação para diferentes coeficientes de atrito e ângulos de fieira**

#### **5.3.1 Validação numérica**

Através da simulação numérica, verificou-se a força de trefilação e comparou-se a mesma com as equações empíricas propostas por Sachs e Avitzur. A *Figura 5.7* demonstra os resultados de força retirados da simulação e das equações de Sachs, *Equação 2.1*, e Avitzur, *Equação 2.2*.



(a)



(b)

Figura 5.7: Forças simuladas e calculadas pelas equações de (a) Sachs e (b) Avitzur.

Analisando os dados da *Figura 5.7*, pode-se observar uma pequena diferença entre as forças calculadas e simuladas, sendo que a média foi de 8% para a equação de Sachs e de 7% para Avitzur.

De forma geral, para ambas as equações, com o aumento do ângulo houve um decréscimo da força até aproximadamente  $13^\circ$ , após isso, a força estabilizou e apresentou um leve aumento a partir de  $18^\circ$ . No entanto, para o coeficiente de atrito de 0,01 o comportamento da força foi crescente. Conforme o esperado, a força aumenta proporcionalmente com o atrito.

### 5.3.2 Tensões residuais

Para o presente estudo, os casos mais críticos das tensões residuais encontram-se na superfície e no centro da barra, pois estas influenciam nas características do perfil de tensões do produto final. A *Figura 5.8*, demonstra o perfil de tensões residuais encontrados em todas as simulações realizadas.

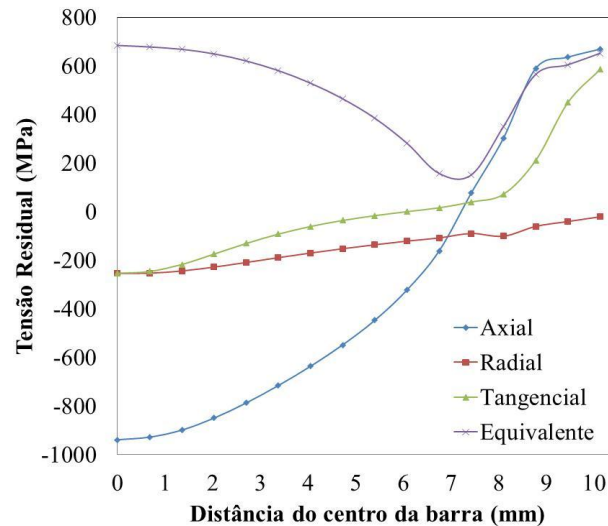


Figura 5.8: Perfil de tensões residuais encontrados em todas as simulações.

A direção axial, *Figura 5.8*, apresenta tensões trativas na superfície e compressivas no centro da barra. Para a direção radial há comportamento compressivo no centro e zero na superfície da barra. A direção tangencial apresenta o perfil semelhante à direção axial, porém em menores proporções (ATIENZA, 2005a; RIPOLL, 2010; ROCHA, 2011a).

Como o perfil observado foi o mesmo para todas as simulações, optou-se por analisar apenas as tensões no centro e na superfície da barra, ou seja, os pontos máximos de tensões. As avaliações das tensões residuais no centro da barra estão demonstradas na *Figura 5.9*.



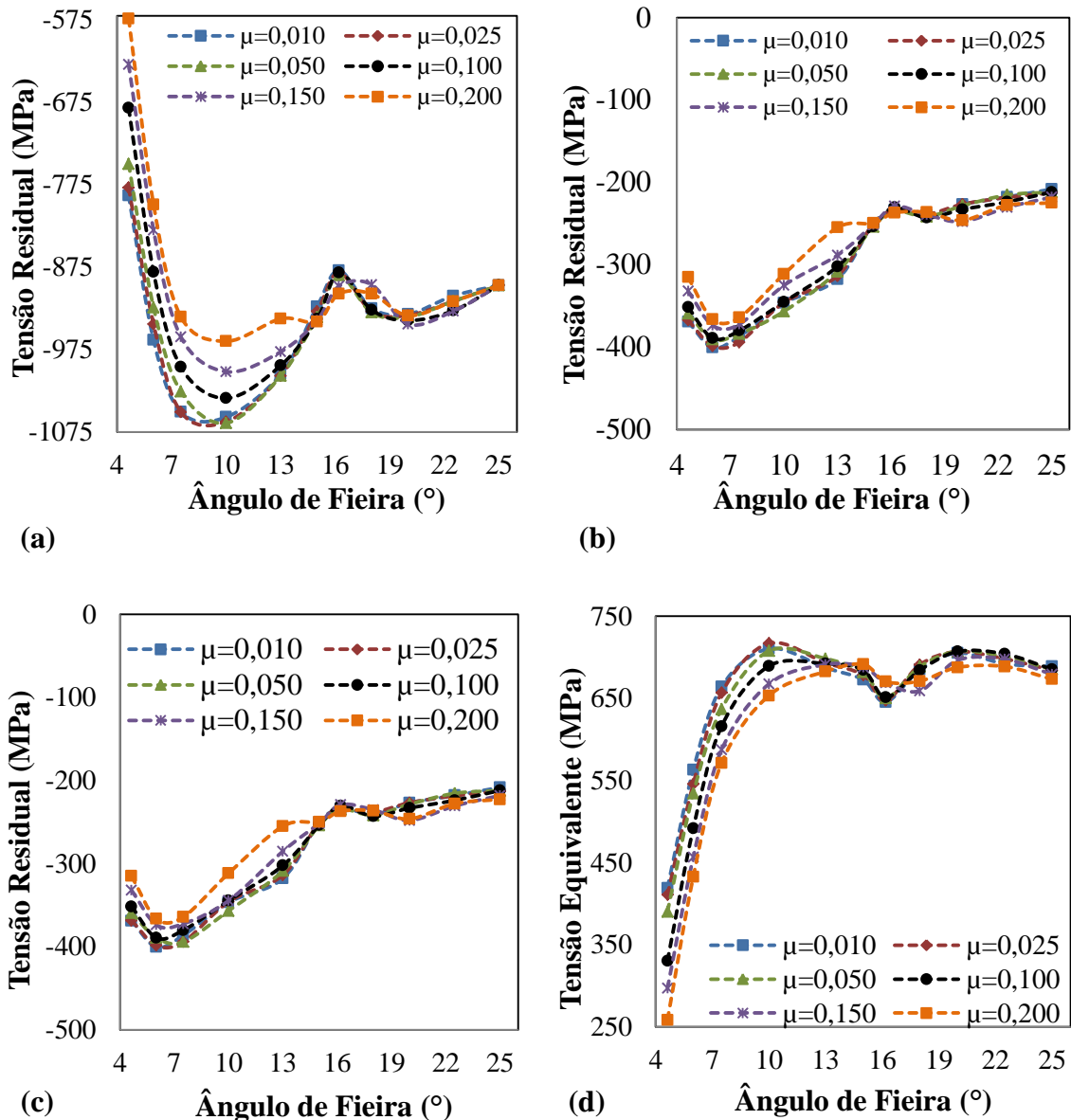


Figura 5.9: Tensões residuais no centro da barra para as direções (a) axial, (b) radial, (c) tangencial e (d) von Mises para os ângulos de 4,6° a 25° e coeficientes de atrito de 0,01 a 0,2.

Podem-se observar na *Figura 5.9*, as tensões residuais geradas no centro da barra para as direções axial, tangencial e radial e, também, a tensão equivalente. Esta tensão equivalente foi calculada através do critério de von Mises, onde a região mais próxima do centro obteve um comportamento positivo na direção axial. Devido a este critério, observa-se que para a região próxima da superfície, a tensão equivalente e a axial apresentaram valores semelhantes.

Para a direção axial, *Figura 5.9 (a)*, percebe-se que para os menores ângulos as tensões residuais são as mais baixas, estas aumentam com o aumento do ângulo de fieira ou com a redução do coeficiente de atrito. Para ângulos entre 10° e 15° há um leve

decréscimo das tensões e para valores maiores de  $15^\circ$ , há uma estabilização. O valor mínimo de tensão que a direção axial atinge é para o ângulo de  $4,6^\circ$  e coeficiente de atrito de 0,2 onde chega a -575 MPa, já o valor máximo alcançado foi para o ângulo de  $10^\circ$  e coeficiente de atrito 0,05 onde a tensão chega a aproximadamente -1075 MPa, que apesar de alto, ainda está abaixo da tensão equivalente do material após este sofrer deformação.

Confirmou-se a condição de igualdade entre as tensões residuais para as direções radial, *Figura 5.9 (b)*, e tangencial, *Figura 5.9 (c)*. Para estas duas direções, as tensões tendem a aumentar com o aumento do ângulo de fieira e a permanecerem estáveis com a variação do coeficiente atrito. Para os ângulos maiores que  $15^\circ$ , para ambas as direções, as tensões residuais tendem a estabilizar e chegam a atingir o valor mínimo -200 MPa. Para ângulos menores que  $15^\circ$ , ocorre um aumento das tensões que podem chegar a -400 MPa, para o ângulo de  $6^\circ$ .

Na *Figura 5.9 (d)*, são apresentados os resultados de tensão equivalente para os ângulos de fieira simulados, mostrando que o estado de tensões residuais está em equilíbrio, pois os valores não alcançam, em nenhuma região da barra, a tensão de escoamento final. O valor máximo alcançado foi de 725 MPa para o ângulo de  $10^\circ$  com coeficiente de atrito de 0,025, abaixo da tensão de escoamento do material após a trefilação para a menor taxa de deformação,  $1,6 \text{ s}^{-1}$ , que é de 798 MPa.

Para o centro da barra, para pequenos ângulos de fieira, o coeficiente de atrito exerce maior influência nos valores das tensões residuais, em que baixos coeficientes de atrito fornecem maiores gradientes de tensão residual. Isso ocorre devido ao fato de que ângulos menores de fieira possibilitam uma menor penetração da deformação no material e redução na força de trefilação. Sendo assim, o aumento do coeficiente de atrito é o maior responsável para o aumento da força de trefilação e da heterogeneidade das deformações, ocasionando tensão residual (LU, 1996).

A *Figura 5.10* apresenta as tensões residuais gerada na superfície da barra, para as direções axial, tangencial, radial e equivalente calculada pelo critério de von Mises (*Equação 2.16*).

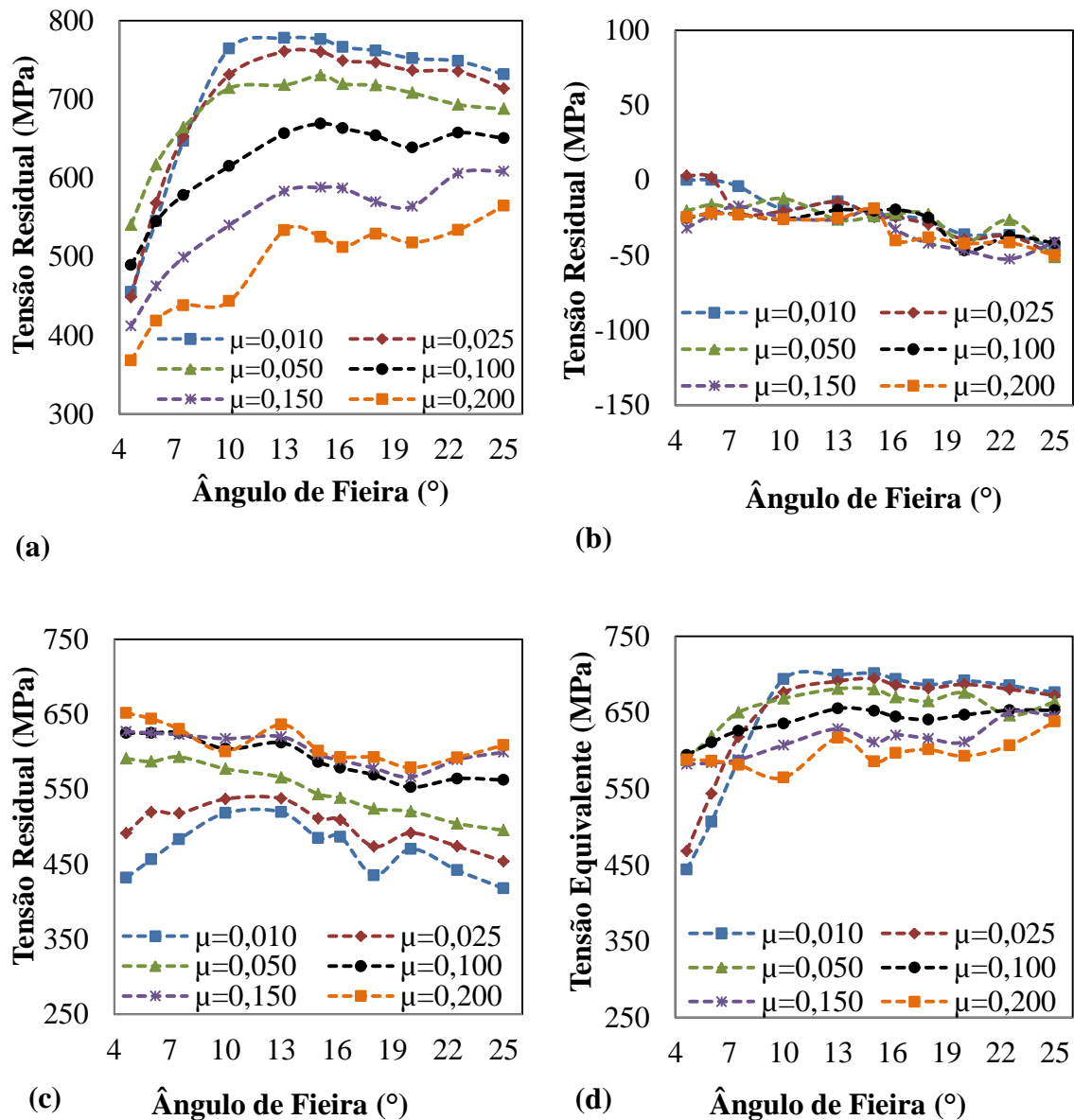


Figura 5.10: Tensões residuais na superfície da barra para as direções (a) axial, (b) radial, (c) tangencial e (d) von Mises para os ângulos de 4,6° a 25° e coeficientes de atrito de 0,01 a 0,2.

Para a direção axial, *Figura 5.10 (a)*, percebe-se uma grande variação das tensões residuais com o coeficiente de atrito e com a mudança de ângulo. O maior valor de tensão encontrado foi para o ângulo de 13° com coeficiente de atrito 0,01 onde chegou a 775 MPa. O valor mínimo foi de 375 MPa para o ângulo de 4,6° e coeficiente de atrito de 0,2. Para ângulos de fieira maiores que 15°, as tensões tendem a estabilizar, porém, percebe-se uma diferença média de 200 MPa no perfil quando o maior e o menor coeficientes de atrito são comparados.

Na direção radial, *Figura 5.10 (b)*, as tensões residuais tendem a zero, como já era esperado. Para a componente tangencial, *Figura 5.10 (c)*, foi analisada uma queda das

tensões com a redução do coeficiente de atrito e uma diferença média entre o menor e maior coeficiente de 130 MPa. Quando o ângulo é avaliado, há diferenças de cerca de 100 MPa para um mesmo coeficiente de atrito na direção tangencial na superfície da barra.

A tensão equivalente encontrada, *Figura 5.10 (d)*, apresentou um perfil semelhante ao da componente axial, sendo que a tensão máxima ficou em torno de 700 MPa, abaixo da tensão de escoamento.

Na superfície da barra, a influência do ângulo de fieira é tão importante quanto o valor do coeficiente de atrito para as tensões residuais, pois esta região estará em maior contato com a fieira ocasionando uma grande influência deste parâmetro na heterogeneidade das deformações.

Quando se analisa o ângulo da fieira, percebe-se que a tensão residual tende a reduzir com a redução do ângulo, pois os valores de força de trefilação, um dos fatores que influenciam o surgimento das tensões residuais, são diretamente proporcionais aos valores do ângulo da fieira, *Equações 2.1 e 2.2*.

#### **5.4 Simulação tridimensional para material isotrópico com dois diferentes coeficientes de atrito**

Foram verificadas as tensões residuais para dois coeficientes de atrito diferentes: 0,1 (obtido experimentalmente) e 0,05 (indicado pela bibliografia). Viu-se a necessidade da avaliação das tensões residuais para esses dois coeficientes utilizando o material do banco de dados para se ter certeza de que não há diferenças entre as simulações 2D e 3D.

##### **5.4.1 Validação numérica**

Para a validação numérica destas simulações, foram verificadas as tensões equivalentes e as forças simuladas para ambos os casos mencionados.

A validação através da força foi realizada pela comparação dos resultados entre simulação e equações empíricas como demonstrado na *Figura 5.11*.

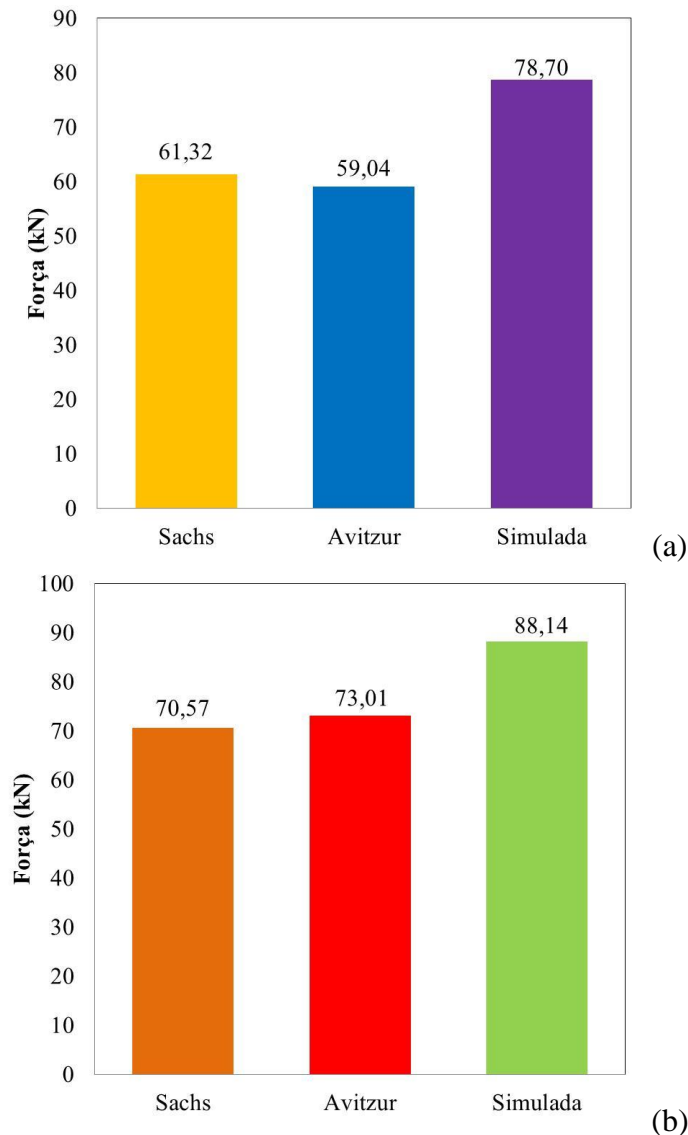


Figura 5.11: Forças calculadas e simuladas para os coeficientes de atrito (a) 0,05 e (b) 0,1.

Na *Figura 5.11 (a)*, pode-se verificar que as diferenças entre a simulação para o coeficiente de atrito de 0,05 e as equações empíricas giram em torno 15% quando comparado o resultado retirado da simulação com Sachs e 23% quando Avitzur é avaliado. Já para a simulação em que o coeficiente de atrito de 0,1, *Figura 5.11 (b)*, é considerado, as diferenças ficam em 20% quando comparada com a equação proposta por Sachs e 17% na comparação com Avitzur.

Já na *Figura 5.12* está demonstrada a validação por verificação da tensão equivalente proposta por von Mises e sua comparação com a tensão de escoamento final para uma deformação em área de 0,1143 que é a maior deformação que o material irá sofrer.

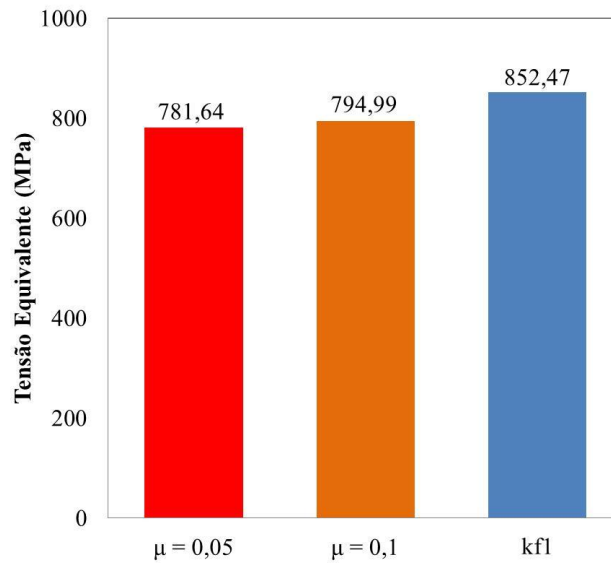


Figura 5.12: Validação por tensão equivalente

Quando a tensão equivalente de von Mises é avaliada, Na *Figura 5.12* verifica-se que a tensão equivalente de von Mises é menor que a tensão de escoamento tanto para a simulação com coeficiente de atrito de 0,05 quanto para a simulação com coeficiente de 0,1. Os valores são em média 7,5% menores que a tensão de escoamento final do material de 852,47 MPa, o que significa que os valores apresentados não atingem o escoamento e portanto, são mesmo valores de tensões residuais.

Com as validações demonstradas, verifica-se, pelas diferenças entre teoria e simulação, que o modelo é válido e pode ser utilizado para demonstrar tensões residuais.

#### 5.4.2 Tensões residuais

A *Figura 5.13* apresenta os perfis de tensões residuais para simulações com dois diferentes atritos, 0,05 e 0,1, onde foi avaliado o perfil de tensões residuais para as direções axial, tangencial e radial e realizada uma comparação entre duas simulações com coeficientes de atrito diferentes.

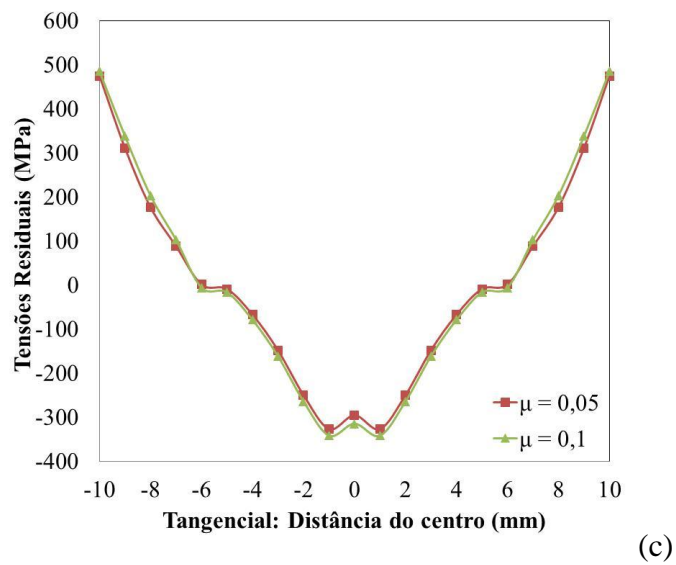
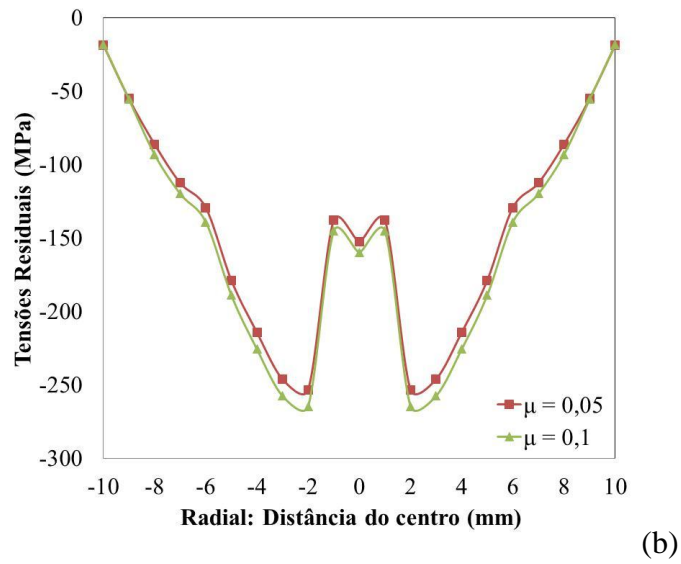
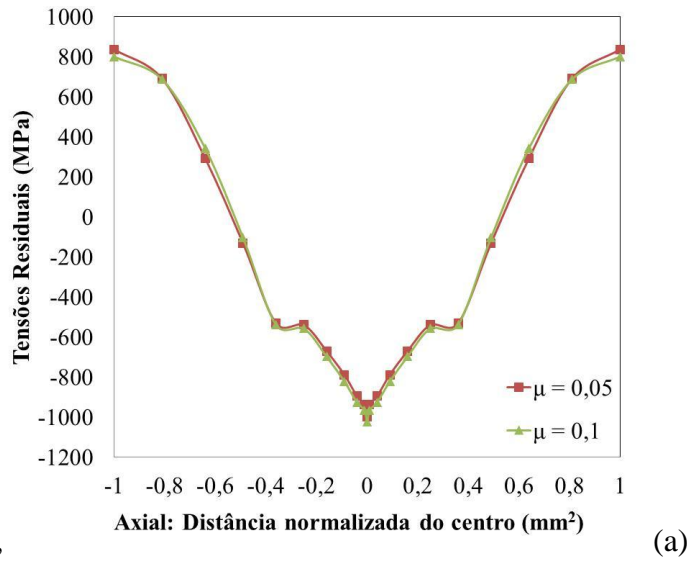


Figura 5.13: Tensões residuais para dois diferentes coeficientes de atrito nas direções (a) axial, (b) radial e (c) tangencial.

Para a direção axial, *Figura 5.13 (a)*, o perfil de tensões residuais não apresenta diferenças entre as simulações. O valor das tensões residuais para a superfície da barra foi de 819 MPa e para o centro, este valor ficou em média -1008,25 MPa.

Na direção radial, *Figura 5.13 (b)*, também não houve diferenças entre os perfis das simulações. No centro da barra, a média das tensões residuais foi de -156 MPa e na superfície, ficaram próximas de zero (DIETER, 1981; SOUZA, 2011). Já as tensões para a direção tangencial, *Figura 5.13 (c)*, apresentaram um valor médio de 480 MPa na superfície da barra e de -305 MPa no centro.

O valor das tensões no centro da barra para as direções radial e tangencial não apresentaram valores semelhantes, fato este que não confere com a literatura que diz que estes dois valores devem ser iguais, pois, neste ponto estas duas tensões apresentam a mesma direção (DIETER, 1981; SOUZA, 2011). Isto se deve a prováveis erros na escolha do modelo que foi realizado em um quarto de barra para reduzir o tempo de simulação. Percebe-se também que variações do coeficiente de atrito influenciam mais na força de trefilação que nas tensões residuais. A simulação com coeficiente de atrito de 0,1 resultou em forças 11% maiores que a simulação com coeficiente de atrito de 0,05.

## **5.5 Simulação tridimensional para material isotrópico com fieira inclinada**

### **5.5.1 Validação numérica**

Para a validação da simulação com fieira inclinada, foi realizada uma comparação entre as forças interativas e analíticas. Na *Figura 5.14* apresentam-se os valores de força calculados bem como os simulados.

As diferenças máximas entre os valores de força simulados e calculados para a fieira de 15° chega a um máximo de 14,6% para uma inclinação de fieira de 0,25° quando a equação de Sachs é avaliada. A diferença mínima foi para a inclinação de 0,5° onde atingiu 12,34% ainda avaliando Sachs. Quando a equação proposta por Avitzur é levada em conta, a diferença máxima alcançada entre simulação e cálculo é de 14,05%, novamente para a inclinação de 0,25° e a diferença mínima ficou para a inclinação de 0,5° que atingiu 11,78%. A simulação simétrica com 0° de inclinação atingiu 14,43% quando Sachs é considerado e 13,88% quando Avitzur é verificado.



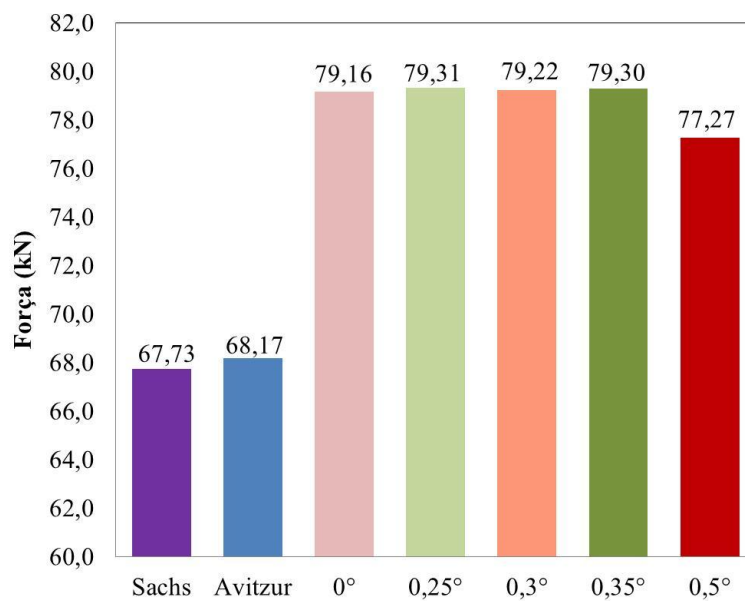


Figura 5.14: Forças da simulação da distorção

Na *Figura 5.15*, foi avaliada a tensão equivalente de von Mises e comparação com a tensão de escoamento final da barra trefilada.

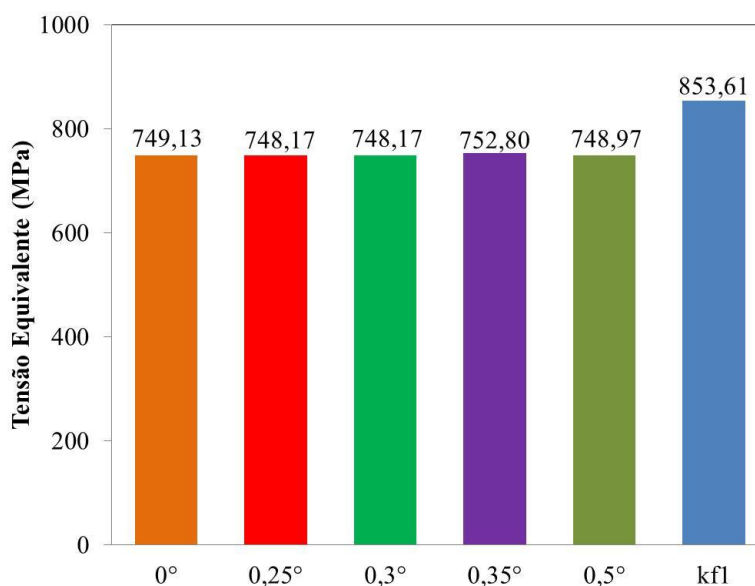


Figura 5.15: Validação pela tensão equivalente de von Mises

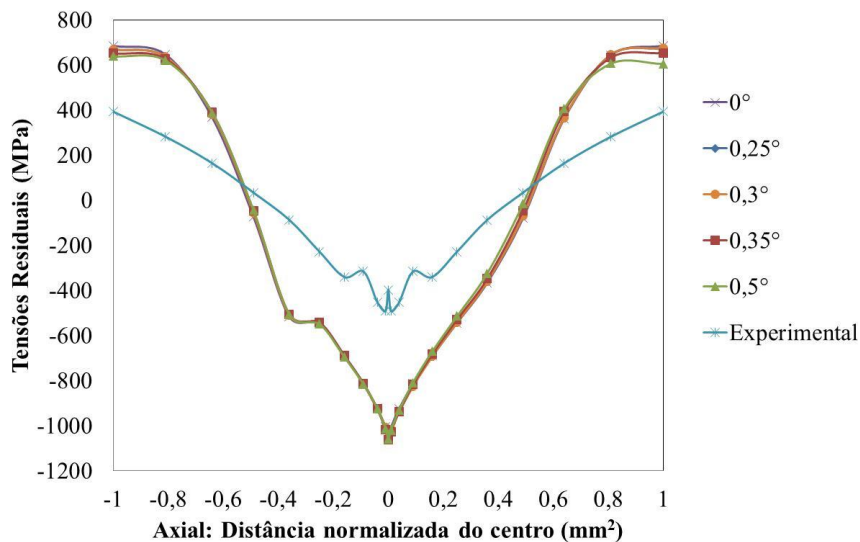
A *Figura 5.15* apresenta as tensões equivalentes calculadas por von Mises a partir das simulações e comparação com a tensão de escoamento final ( $kf_1$ ) que tem valor de 853,61 MPa e foi calculada através da *Equação 4.3* utilizada pelo *software* de simulação. As tensões equivalentes referentes às simulações devem ter seus valores menores que  $kf_1$ . No caso em questão, isto ocorre, pois, o maior valor de tensão equivalente simulado foi para uma inclinação de feira de 0,35° cujo valor foi de 752,8 MPa.

Portanto, tanto os valores de força quanto os valores de tensão equivalentes estão coerentes para esta modelagem e a simulação pode ser considerada válida.

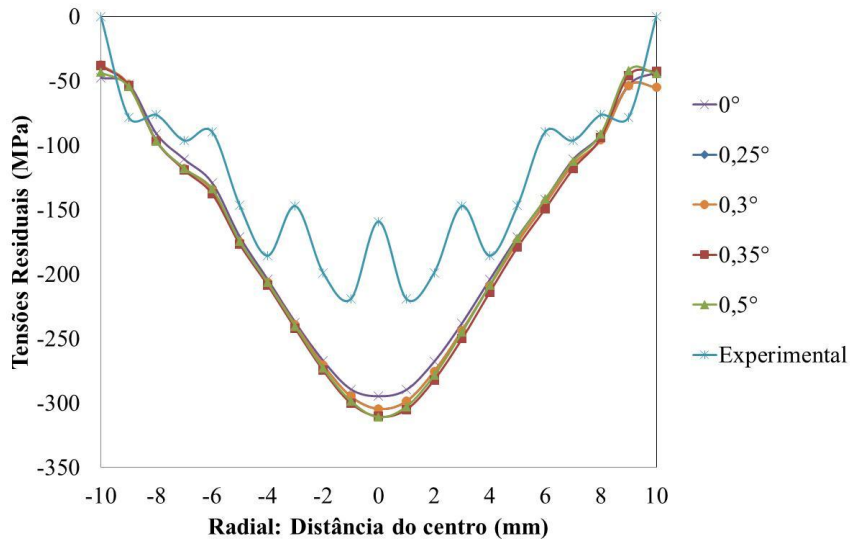
### 5.5.2 Tensões residuais

Os valores de tensões residuais simulados com feira inclinada para reprodução de distorção foram comparados com os valores experimentais obtidos por difração de Nêutrons realizada em amostras trefiladas. Os perfis apresentados na *Figura 5.16* são para feira com ângulo de  $15^\circ$  e inclinação no plano de  $0^\circ$ , ou seja, feira simétrica, sem nenhum parâmetro para causar distorção;  $0,25^\circ$ ;  $0,3^\circ$ ;  $0,35^\circ$ ;  $0,4^\circ$ ;  $0,5^\circ$  e comparação com experimental.

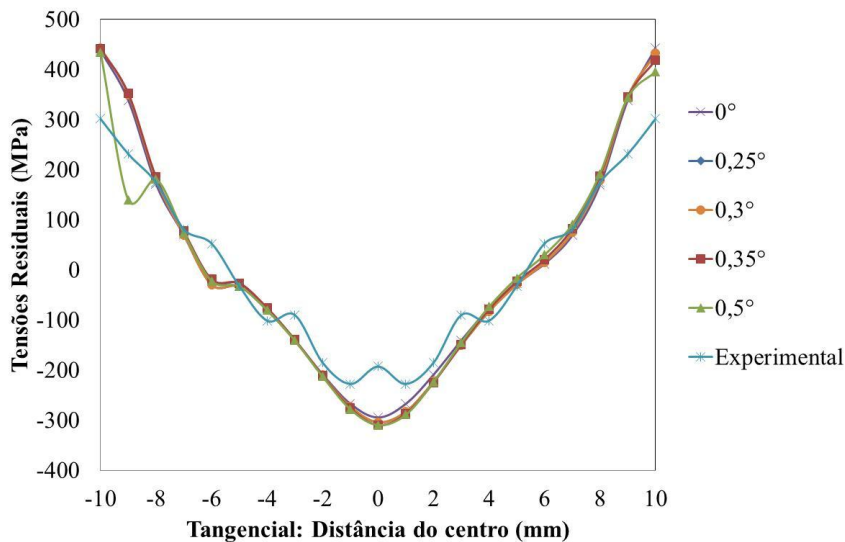
Na *Figura 5.16* percebe-se que as tensões residuais simuladas não variam com a inclinação da feira em nenhuma das direções demonstradas. Quando o perfil é avaliado, é relevante ressaltar que a direções axial e tangencial têm um comportamento trativo na superfície e compressivo no centro da barra o que não ocorre com as tensões na direção radial cujo perfil é compressivo em toda a área da barra (ATIENZA, 2005a; ATIENZA, 2005b).



(a)



(b)



(c)

Figura 5.16: Tensões residuais para as simulações com feira inclinada

Na Figura 5.16 (a) está representado o perfil de tensões residuais para a direção axial em função da área de seção transversal, onde os pontos -1 e 1 representam as superfícies da barra e o ponto 0 representa o centro, já as Figuras 5.16 (b) e (c) apresentam os resultados das tensões residuais para as direções radial e tangencial, onde -10 e 10 representam a superfície e 0 o centro da barra.

Na avaliação da direção axial simulada da Figura 5.16 (a), na superfície da peça, as tensões ficaram em torno de 660 MPa e no centro -1055 MPa. Para o experimental, as tensões atingem um mínimo no centro da barra de -400 MPa e na superfície um máximo de 400 MPa. A diferença média destas tensões é de 260 MPa na superfície da peça se comparado simulação com experimental. No centro, esta diferença aumenta ainda mais ficando em torno de 655 MPa a mais para a simulação.

A direção radial, *Figura 5.16 (b)*, percebe-se que as tensões residuais simuladas atingem um valor mínimo no centro da barra de -305 MPa e máximo na superfície de -40 MPa. Na análise de Nêutrons, no centro da barra, as tensões tiveram um valor de -160 MPa e na superfície iguais a zero. As diferenças entre simulação e experimental foram de 40 MPa na superfície e 145 MPa no centro da barra.

A direção tangencial, *Figura 5.16 (c)*, obteve o perfil de tensões semelhante ao da direção axial tanto para a simulação quanto para o experimental. Esta direção apresentou para o centro da barra simulada tensões que ficaram em torno de -305 MPa e na superfície atingiram valores máximos de 430 MPa. Na análise das medições experimentais para a direção tangencial, as tensões atingiram um mínimo no centro da barra de -190 MPa e um máximo na superfície de 300 MPa. As diferenças entre simulada e experimental chegaram a 115 MPa para o centro e 130 MPa na superfície.

Os valores das tensões residuais para as direções tangencial e axial após trefilação devem ser próximos na superfície, o que condiz com o resultado simulado. Os valores das tensões residuais para as direções radial e tangencial são idênticos no centro da barra, tendo em vista que para a posição central estas duas componentes de tensão apresentam a mesma direção. Já a direção radial na superfície da barra deve ter valores iguais ou bem próximos de zero (DIETER, 1981; MARTINEZ-PEREZ, 2004; ATIENZA, 2005a; ATIENZA, 2005b; SOUZA, 2011).

Todas estas diferenças são consideradas normais quando se trata de uma comparação de resultados numéricos com resultados experimentais devido às hipóteses iniciais de cálculo e às devidas limitações das medições (ATIENZA, 2005a). Além disso, devem-se considerar os efeitos de pequenos erros incorporados à medição via difração de nêutrons.

Um dos motivos para que ocorra essa diferença nos valores das tensões residuais é que o material ao ser trefilado já possui tensões residuais presentes devido a processos anteriores o que não foi considerado nestas simulações, em que foi levado em conta somente o processo de trefilação onde o material no início está livre de tensões, o que pode ocasionar a diferença nos resultados. Isso poderá ser minimizado aplicando condições de contorno adequadas que reflitam o estado inicial do material, como por exemplo, simulando-se com um pré-estado de tensões. Além disso, no modelo proposto, o material é isotrópico, quando na realidade seu comportamento é anisotrópico, pois a matéria-prima é originária de um processo de laminação que insere anisotropia devido à orientação dos grãos do material.

Também será necessário considerarem-se os efeitos do endurecimento cinemático (OTTOSEN, 1979), que ocorre no material devido às deformações ocasionadas em etapas anteriores à trefilação que geram deformações em uma única direção, o que não ocorre durante a trefilação e provavelmente gera efeito Baushinger que necessitará ser avaliado experimentalmente.

### 5.5.3 Distorções e variações geométricas

Fatores geométricos e de superfície podem causar mudanças em propriedades da peça fabricada (BRINKSMEIER, 2005) e, as distorções estão ligadas diretamente a estes fatores geométricos. Com isso, viu-se a necessidade de avaliar estes fatores bem como as distorções geradas na barra após a trefilação. A *Figura 5.17* mostra os diâmetros medidos após as simulações de reprodução da distorção das barras trefiladas.

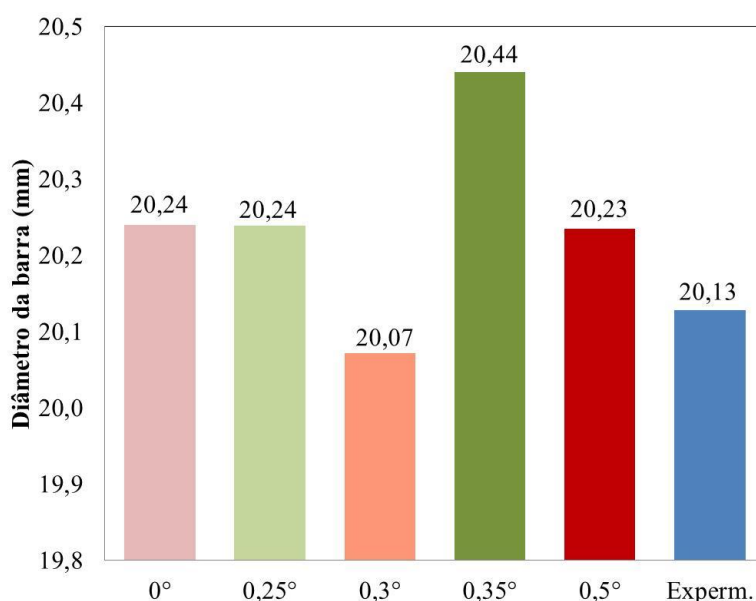


Figura 5.17: Diâmetros da barra após passar pela trefila

Como as simulações de distorção foram realizadas em meia barra, os valores dos diâmetros foram retirados de duas posições do centro da barra até a superfície na posição de 90°, *Figura 3.5*, e multiplicado por dois para obter o valor do diâmetro e, também, na posição 0°-180°. Para obter o diâmetro final, foi realizada uma média.

Na *Figura 5.17*, encontram-se os diâmetros médios para as simulações reproduzindo distorção em que foi inclinada a feira no plano, conforme o modelo da *Figura 4.7*, com ângulos de 0° (simulação simétrica), 0,25°, 0,3°, 0,375° e 0,5°, bem como

o valor do diâmetro experimental. Os valores simulados apresentaram maiores variações para a inclinação de  $0,3^\circ$  onde o diâmetro médio ficou em 20,072 mm, valor muito próximo do experimental que teve um diâmetro médio de 20,128. O maior diâmetro encontrado foi para a simulação de  $0,375^\circ$  em que ficou 1,5% maior que o valor medido experimentalmente.

A *Figura 5.18* apresenta os resultados de distorção medidos experimentalmente e retirados das simulações com fieira normal e inclinada.

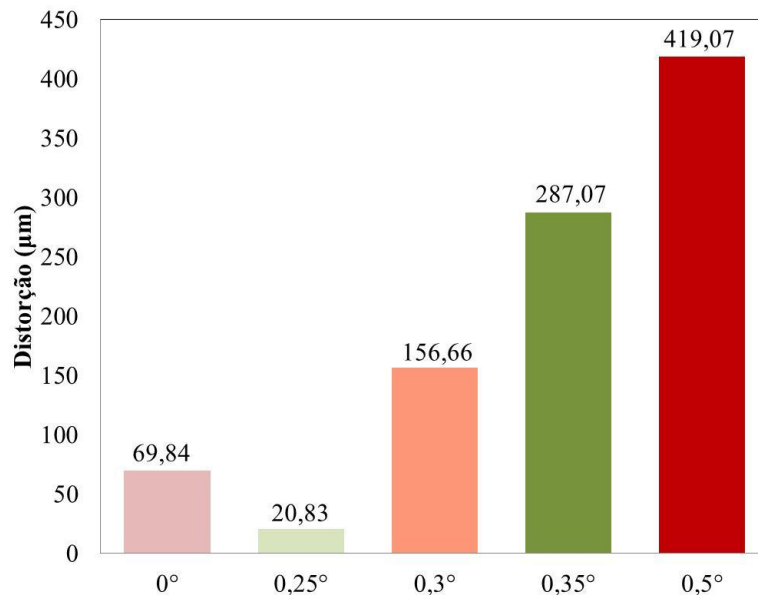


Figura 5.18: Distorções na barra após passar pela trefila.

Na *Figura 5.18* pode-se perceber que os valores de distorção aumentam com o aumento da inclinação da fieira. O ângulo de inclinação que mais se aproxima do valor medido experimentalmente, 117,6 µm (ROCHA, 2011b; ROCHA 2012), é o de  $0,3^\circ$  com 156,66 µm ou 25% maior que o valor experimental. Vale ressaltar que estes valores simulados podem variar se os parâmetros da simulação forem modificados, por exemplo, acrescentando-se os efeitos de anisotropia.

Há também outras formas de avaliar a distorção na barra que devem ser consideradas posteriormente como a descentralização da barra com a fieira e a inserção de tensões na barra antes de entrar na trefila.

## 6 CONCLUSÕES

---

Para este trabalho foram realizadas diferentes validações numéricas dos modelos gerados os quais 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, pois, a maior diferença encontrada foi de 17% na avaliação da força de uma simulação isotrópica onde, pela bibliografia, o coeficiente de atrito é considerado alto para esse tipo de processo.

Dos resultados obtidos nas simulações numéricas e através das comparações realizadas, têm-se:

a) A inserção de anisotropia no material utilizado na simulação demonstrou uma redução nas tensões residuais, aproximando os resultados simulados dos resultados medidos experimentalmente por Difração de Nêutrons.

b) A melhor inclinação de fieira no plano para reprodução da distorção foi de  $0,3^\circ$ , pois esta foi a configuração que mais se aproximou do valor experimental. Com isso, conclui-se que a simulação numérica com inclinação da fieira pode ser utilizada para avaliação da distorção que ocorre na barra durante o processo de trefilação.

c) Acrescentando-se duas reduções no processo há uma diminuição nas tensões residuais, porém, quanto maior a distância entre as fieiras, maiores são estas tensões. A melhor distância entre as fieiras para os parâmetros avaliados é de 8 mm.

d) Com a avaliação da variação do coeficiente atrito com o ângulo de fieira, pode-se perceber que no centro da barra, este coeficiente exerce maior influência nas tensões residuais para ângulos de fieira menores, pois este parâmetro modifica a profundidade da deformação. Baixos ângulos de fieira não permitem uma grande profundidade de deformação, causando um perfil de deformações heterogêneas e gerando altos gradientes de tensão residual. Na superfície da barra, há uma influência tanto do ângulo como do coeficiente de atrito nas tensões residuais. Quando se analisa o ângulo da fieira, percebe-se

que a tensão residual tende a reduzir com a redução do ângulo, devido ao decréscimo nos valores de força de trefilação, fator também relevante no resultado dos gradientes de tensão residual.

e) Na avaliação da simulação tridimensional com dois diferentes coeficientes de atrito, percebeu-se que não há diferenças consideráveis entre as simulações bidimensionais e tridimensionais.

f) Quando se avalia somente o atrito, conclui-se que o mesmo oferece maior influência na força de trefilação que nas tensões residuais.

Todos os perfis de tensões simulados aproximam-se dos perfis indicados na literatura, porém, os valores quantitativos simulados ainda não são satisfatórios ao se comparar com os valores experimentais.

Estas diferenças nos perfis de tensões residuais se devem ao fato de que na simulação ainda não puderam ser incorporados alguns fatores que determinam o comportamento do material como encruamento, efeito Bauschinger e histerese elástica, além dos efeitos das etapas prévias de processamento do material que também não foram consideradas.



## **7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS**

---

Além de se ter realizado diversas afirmações e conclusões neste trabalho, há vários fatores que ainda precisam ser levados em consideração em trabalhos posteriores:

- Realização de ensaios de tração com altas taxas de deformação para obtenção de curvas de escoamento em duas direções para obtenção dos dados de anisotropia.

- Realizar simulações para o ensaio do anel com material anisotrópico para obtenção de novas curvas de calibração do coeficiente de atrito.

- Consideração da condição inicial das tensões presentes antes da trefilação através da simulação da etapa de pré-endireitamento e utilização dos resultados deste como estado inicial para a trefilação.

- Considerar mais condições que gerem distorções como a inserção de heterogeneidades na forma das barras, desalinhamento entre barra e fieira antes do início da trefilação e acrescentar diferentes condições tribológicas no modelo para simulação da trefila.

- Para um estudo mais completo e de maior prazo pode-se sugerir a simulação de todas as etapas do processo de trefilação combinada desde o desbobinamento até tratamentos térmicos posteriores para alívio de tensões.

## 8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

---

- ALTAN, T; VELAZQUEZ, V. "Numerical Process Simulation for Tool and Process Design in Bulk Metal Forming." In *Annals of the CIRP*, p. 599-615. Columbus, 1996.
- 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.
- ATIENZA, J. M. et al. "Residual Stresses in Cold-Drawn Pearlitic Rods." *Scripta Materialia* 52, no. 12 (2005a): p. 1223-28.
- ATIENZA, J. M. et al. "Residual Stresses in Cold Drawn Ferritic Rods." *Scripta Materialia* 52 (2005b): p. 305-09.
- ATIENZA, J. M. "Tensiones Residuales En Alambres De Acero Trefilados". Tesis Doctoral. Universidad Politécnica de Madrid, 2001.
- 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.
- BAY, N. "Modelling of Friction in Cold Metal Forming Processes." Paper presented at the Proceedings of the 2nd workshop on process simulation in metal forming industry, DIMEG, Italy, 2002.
- BRINKSMEIER, E.; RENTSCH, R.; SACKMANN, T. "Considerations of Core Segregations on the Formability of Bearing Steel." In *The International Conferences on Distortion Engineering (IDE)*, p. 167-74. Bremen, 2005.
- BUDINSKI, K. G.; BLAU, P. J. . "Testing Methods for Solid Friction ". In *Handbook of Mechanical Testing and Evaluation*. p. 306-16: ASM International, 2000.
- CARLSSON, B.; HUML, P. "Determination of the Material Properties of an Anisotropic Metal Wire." In *Annals of the CIRP*, p. 231-33, 1996.
- 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.
- DITIX, P. M.; DITIX, U.S. *Modeling of Metal Forming and Machining Processes: By Finite Element and Soft Computing Methods*. London: Springer, 2008.
- EZEILO, A. N.; WEBSTER, G. A. "Advances in Neutrons Diffraction for Engineering Residual Stress Measurements." In *Textures and Microstructures*. p. 151-71. London, 1999.
- GALAMBOS, T. V. *Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures*. 5 ed. Canada: John Wiley & Sons, 1998.
- GAMBIN, W. "A Method of Large Finite Elements." In *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*. p. 351-65: Elsevier, 1977.
- GEIER, M. . "Considerações Sobre O Atrito Para Processos De Forjamento a Frio Através Do Ensaio De Compressão Do Anel". Dissertação de Mestrado. UFRGS, 2007.
- 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 (2000): p. 102.
- 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 (2003): p. 101-107.
- HELMAN, H.; CETLIN, P. R. *Fundamentos Da Conformação Mecânica Dos Metais*. Rio de Janeiro: Editora Guanabara Dois, 1983.
- HILL, R. "A Theory of the Yielding and Plastic Flow of Anisotropic Metals." Paper presented at the Proceedings the Royal of Society, London, 1948.
- KABAYAMA, L. K.; TAGUCHI, S. P.; MARTÍNEZ, G. A. S. "The Influence of Die Geometry on Stress Distribution by Experimental and Fem Simulation on Electrolytic Copper Wire Drawing." *Materials Research* 12, no. 3 (2009): p. 281-85.
- KALPAKJIAN, S. . "Mechanical Testing for Metalworking Processes ". In *Handbook of Mechanical Testing and Evaluation*. p. 70-78: ASM International, 2000.

- KANDIL, F. A.; LORD, J. D.; FRY, A. T.; GRANT, P. V. . "A Review of Residual Stress Measurement Methods - a Guide to Technique Selection." *NPL Report Materials Center* (2001): p. 1-42.
- LANGE, K. *Handbook of Metal Forming*. Society of Manufacturing Engineers, 2006.
- LU, J. *Handbook of Measurements of Residual Stresses*. Edited by SEM 1996.
- MARTINEZ-PEREZ, M. L. et al. "Measurement and Modeling of Residual Stresses in Straightened Commercial Eutectoid Steel Rods." *Acta Materialia* 53 (2005): p. 4415-25.
- MARTINS, P., RODRIGUES, J. *Tecnologia Mecânica: Tecnologia Da Deformação Plástica*. Vol. 1, Lisboa: Escolar Editora, 2005.
- MARTINS, V. et al. "Avaliação Da Influência Da Rugosidade Superficial Sobre O Atrito No Ensaio De Compressão Do Anel." In *Congresso Anual da ABM*. São Paulo: Anais do 66 Congresso Anual da ABM, 2011.
- MASSÉ, T. et al. . "Impact of Mechanical Anisotropy on the Geometry of Flat-Rolled Fully Pearlitic Steel Wires." *Journal of Materials Processing Technology* 211 (2011): p.103-12.
- METZ, M. "Caracterização Das Tensões Residuais Originadas No Processo De Trefilação Combinada Do Aço Sae 1048". Dissertação de Mestrado. UFRGS, 2007.
- MEYERS, M.; CHAWLA, K. *Mechanical Behavior of Materials*. 2 ed. New York: Cambridge University Press, 2009.
- NORASETHASOPON, S.; YOSHIDA, K. . "Prediction of Chevron Crack Initiation in Inclusion Copper Shaped-Wire Drawing." *Engineering Failure Analysis* 15 (2008): p. 378-93.
- NUNES, R. M. . "Análise De Tensões Residuais De Aços Aisi 1048 Produzidos Por Trefilação Combinada Visando Minimizar Distorções Pré-Processamento". Dissertação de Mestrado. UFRGS, 2008.
- 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.
- OH, S. I.; WU, W. T.; TANG, J. P. VEDHANAYAGAM, A. . "Capabilities and Applications of Fem Code Deform: The Perspective of the Developer." *Journal of Materials Processing Technology* 27 (1991): p. 25-42.

- 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. 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.
- OTTOSEN, N. S. "Nonlinear Kinematic Hardening under Non-Proportional Loading." Copenhagen: Riso National Laboratory, 1979.
- PERINI, R. "O Uso De Difração De Raios-X Para Determinação Da Tensão Residual Induzida Pelo Processo De Roletamento Em Uma Camisa De Cilindro De Motor Diesel" Dissertação de Mestrado. USP, 2008.
- RIPOLL, M. R.; MEYGAND, S. M.; RIEDEL, H. "Reduction of Tensile Residual Stresses During the Drawing Process of Tungsten Wires." *Materials Science and Engineering A* 527 (2010): p. 3064-72.
- ROBINSON, T.; OU, H. ARMSTRONG, C. G. "Study on Ring Compression Test Using Physical Modeling and FE Simulation." *Journal of Material Processing Technology* 153-154 (2004): p. 54-59.
- 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*, 2011a, p. 513-18.
- 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.; FERLAUTO, E. M. "Avaliação Dos Efeitos De Tensões Residuais Através Da Remoção De Material." *Estudos Tecnológicos*, 2008, p. 157-69.
- 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).
- RUUD, C. . "Measurement of Residual Stress ". In *Handbook of Residual Stress and Deformation Steel*. p. 99-108: ASM International, 2002.
- SAHIN, M.; ÇETINARSLAN, C. S.; AKATA, H. E. "Effect of Surface Roughness on Friction Coefficients During Upsetting Process for Different Materials." *Materials and Design* 28 (2007): p. 633-40.

- 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.
- SHAEFFER, L.; BRITO, A. M. G.; GEIER, M. "Numerical Simulation Using Finite Elements to Develop and Optimize Forging Process." *Steel Research International* 76 (2005): p. 199-204.
- SOUZA, T. F. . "Simulações Computacionais Para Análise E Minimização Das Tensões Residuais No Processo De Trefilação". Dissertação de Mestrado. UFRGS, 2011.
- SPIM JR., J. A.; SANTOS, C. A.; GARCIA, A. *Ensaio Dos Materiais*. Vol. 1, Rio de Janeiro: LTC, 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 (2005): p. 58-62.
- TEKKAYA, A. E. "State-of-the-Art of Simulation of Sheet Metal Forming." *Journal of Material Processing Technology* 103 (2000): p. 14-22.
- TISZA, M. "Numerical Modeling and Simulation in Sheet Metal Forming." *Journal of Material Processing Technology* 151 (2004): p. 58-62.
- VAN BAEL, A. et al. "Anisotropic Finite-Element Analysis of Plastic Metal Forming Process." In *Texture and Microstructures*. p. 1007-12, 1991.
- WALTON, H. W. "Deflection Methods to Estimate Residual Stress ". In *Handbook of Residual Stress and Deformation Steel*. p. 89-98: ASM International, 2002.
- 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.
- WEBSTER, G. A. . "Role of Neutron Diffraction in Engineering Stress Analysis. In Measurement of Residual and Applied Stress Using Neutron Diffraction." *Kluwer Academic Publishers* (1992): p. 21-35.
- YANG, F. et al. "Stress Evolution of Cold-Drawn Pearlitic Steel Wire Subjected to Uniaxial Tension." *Materials Science and Engineering* 487 (2008): p. 468-72.
- ZOCH, H. W. "From Single Production Step to Entire Process Chain – the Global Approach of Distortion Engineering." *Wiley Inter Science* 37, no. 1 (2006): p. 6-10.