



GOVERNO DO ESTADO DE SÃO PAULO

SECRETARIA DA CIÊNCIA, TECNOLOGIA E DESENVOLVIMENTO ECONÔMICO

FACULDADE DE ENGENHARIA QUÍMICA DE LORENA – FAENQUIL

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE MATERIAIS – DEMAR – CAMPUS II

Título

**“ANÁLISE NUMÉRICA E EXPERIMENTAL DA
TRIBOLOGIA NA TREFILAÇÃO DE FIOS”**

LEONARDO KYO KABAYAMA

Tese apresentada à Comissão Examinadora do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Materiais da Faculdade de Engenharia Química de Lorena para obtenção do título de “**Doutor em Engenharia de Materiais**”.

Área de Concentração: “Materiais Refratários”

Prof. Dr. Gustavo Aristides Santana Martinez

Orientador

Comissão Examinadora: Prof. Dr. Gustavo Aristides Santana Martinez

Prof. Dr. Carlos de Moura Neto

Prof. Dr. Fernando de Azevedo Silva

Prof. Dr. Miguel Justino Ribeiro Barboza

Prof. Dr. Marcos Valério Ribeiro

Lorena, SP – Novembro/ 2005

Dedico este trabalho:

À minha noiva Silmara Cristina Baldissera, pelo seu grande amor e dedicação, fator importantíssimo na realização deste trabalho.

À Keiki e Chiri Suzuki,

Estarão eternamente e com muito amor em minhas memórias.

AGRADECIMENTOS

Gostaria de agradecer às seguintes pessoas e instituições:

Ao Prof. Dr. Gustavo Aristides Santana Martinez pela orientação dada durante o desenvolvimento deste trabalho.

Aos meus pais: Akira Kabayama e Maria Kimico Suzuki Kabayama, pelo apoio financeiro e emocional sem os quais não seria possível a realização de mais uma conquista.

À Silmara Cristina Baldissera pelo grande apoio emocional necessário para a realização deste trabalho.

À MSC Software pelo fornecimento e suporte técnico para a utilização do software MSC.Marc/Mentat, por meio de seus colaboradores Anchieta Júnior, Eduardo F. R. Araújo, Valdir Christiano dos Santos, e outros integrantes que tornaram possível a execução deste trabalho.

Às empresas: Microfio, Castrol, Chemetall, Agena, Agip, Emic, pelo fornecimento de material e de serviços sem os quais seria impossível realizar este trabalho.

Aos técnicos do DEMAR – FAENQUIL, pelo apoio e realização de serviços na oficina mecânica.

Aos demais colegas do DEMAR – FAENQUIL, pela amizade e apoio nas horas difíceis.

À CAPES pela concessão da bolsa de auxílio e pelos ressarcimentos das despesas utilizadas em congressos e cursos.

Índice

	Página
Capítulo 1 – Introdução	1.1
1.1 – Considerações Iniciais	1.1
1.2 – Objetivos	1.4
1.3 – Contribuições	1.4
1.4 – Organização do Trabalho	1.5
Capítulo 2 – Revisão Bibliográfica	2.1
2.1 – Introdução	2.1
2.2 – Tribologia na Trefilação	2.5
2.3 – Aços Inoxidáveis	2.19
2.3.1 – Trefilação do Aço Inoxidável	2.22
2.4 – Cobre e Suas Ligas	2.22
2.4.1 – Trefilação de Cobre Eletrolítico	2.25
2.5 – Análise Numérica da Trefilação	2.28
Capítulo 3 – Teoria da Plasticidade	3.1
3.1 – Curva de Escoamento	3.1
3.2 – Deformação Verdadeira e Tensão Verdadeira	3.3
3.3 – Deformação Plástica Verdadeira	3.6
3.4 – Métodos de Determinação de Tensões e Deformações	3.8
3.4.1 – Método da Energia Uniforme	3.8
3.4.2 – Método da Divisão e Equilíbrio de Elementos	3.9
3.4.3 – Método do Limite Superior	3.9
3.5 – Método dos Elementos Finitos	3.17
3.5.1 – Como o Método dos Elementos Finitos Funciona	3.19
3.5.2 – Método dos Elementos Finitos Aplicado na Conformação Plástica	3.22
3.5.2.1 – Análise de Problemas Não-Lineares	3.24
3.5.2.2 – Solução de Problemas Não-Lineares	3.31
Capítulo 4 – Procedimento	4.1
4.1 – Descrição do Plano de Trabalho	4.1
4.2 – Softwares de Elementos Finitos	4.4

4.3 – Modelagem do Processo de Trefilação	4.5
Capítulo 5 – Resultados e Discussões	5.1
5.1 – Propriedades dos Materiais Utilizados	5.1
5.2 – Resultados dos Ensaios de Trefilação	5.3
5.2.1 – Ensaios de Trefilação do Cobre Eletrolítico (CuETP)	5.3
5.2.2 – Ensaios de Trefilação do Aço-Inoxidável ABNT 304L	5.7
5.2.3 – Pontos Ótimos de Trefilação	5.11
5.3 – Força de Trefilação e Potência Necessária para Trefilação	5.19
5.4 – Simulações por Elementos Finitos do Processo de Trefilação	5.25
5.4.1 – Simulação da Trefilação do CuETP	5.25
5.4.2 – Comportamento das Tensões Internas	5.27
5.4.2.1 – Tensões Axiais	5.27
5.4.2.2 – Tensões Radiais	5.29
5.4.3 – Resultados do CuETP com o Lubrificante ILO	5.31
5.4.4 – Resultados do CuETP com o Lubrificante E505	5.36
5.5 – Simulação da trefilação do Aço-Inoxidável ABNT 304L	5.39
5.5.1 – Resultados do 304L com o Lubrificante HON	5.41
5.5.2 – Resultados do 304L com o Lubrificante MJF5	5.43
5.6 – Tensões Residuais	5.45
5.7 – Determinação das melhores condições de trefilação	5.50
5.7.1 – Melhores Condições na Trefilação do CuETP	5.51
5.7.2 – Melhores Condições na Trefilação do 304L	5.53
Capítulo 6 – Conclusões e Sugestões para Próximos Trabalhos	6.1
6.1 – Conclusões	6.1
6.2 – Sugestões para Trabalhos Futuros	6.2
Capítulo 7 – Referência Bibliográfica	7.1
Anexo 01 – Procedimento do Mentat para análise da trefilação	
Anexo 02 – Propriedades mecânicas dos materiais utilizados	

Lista de Figuras

	Página
Figura 1.1 – Associação dos ensaios e das simulações do processo de trefilação.	1.5
Figura 2.1 – Processo de conformação plástica antiga e artesanal [adaptado de DOVE, 1969].	2.1
Figura 2.2 – Trefilação no século XV [DOVE, 1969].	2.2
Figura 2.3 – Trefila movida à roda d'água [DOVE, 1969].	2.3
Figura 2.4 – Operação de trefilação utilizando roda d'água [YOSHIDA, 2001].	2.3
Figura 2.5 – Processo de trefilação [GIERZYŃSKA, 2001].	2.4
Figura 2.6 – Sistema tribológico da trefilação [adaptado de GIERZYŃSKA, 2001].	2.6
Figura 2.7 – Tribo-elementos básicos do sistema de trefilação [BRESCIANI, 1991].	2.6
Figura 2.8 – Variação das propriedades mecânicas [BRESCIANI, 1991].	2.8
Figura 2.9 – Representação das regiões de uma fieira [adaptado de MAXWELL, 2001].	2.9
Figura 2.10 – Ângulo de redução muito aberto ou redução em área muito pequena [adaptado de MAXWELL, 2001].	2.12
Figura 2.11 – Empescoçamento e “ <i>central burst</i> ” [adaptado de MAXWELL, 2001].	2.13
Figura 2.12 – Ângulo de redução muito fechado ou redução em área muito grande [adaptado de MAXWELL, 2001].	2.14
Figura 2.13 – Regimes de lubrificação [adaptado de WILSON, 1979].	2.16
Figura 2.14 – Curva de Stribeck [adaptado de CHENG, 1992].	2.17
Figura 2.15 – Efeitos do atrito no processo de trefilação [adaptado de GIERZYŃSKA, 2001].	2.19
Figura 2.16 – Propriedades mecânicas do aço ABNT 310 deformado a frio [MEI, 1988].	2.21

Figura 2.17 – Fieiras com ângulo do cone de trabalho diferentes [adaptado de EDER, 1981].	2.26
Figura 2.18 – 2β e H_c em relação ao material a trefilar [adaptado de FRASCIO, 1970].	2.26
Figura 2.19 – Distribuição de tensão transversal [adaptado de DOEDGE, 2000].	2.29
Figura 2.20 – Distribuição de tensão longitudinal [adaptado de PILARZIK, 1997].	2.30
Figura 2.21 – Tensões residuais axial [adaptado de ATIENZA, 2005].	2.31
Figura 3.1 – Curva Tensão x Deformação [DIETER, 1988].	3.2
Figura 3.2 – Curva de escoamento elasto-plástico com encruamento [DIETER, 1988].	3.2
Figura 3.3 – Curvas de escoamento idealizadas [DIETER, 1988]	3.3
Figura 3.4 – Curva de escoamento verdadeira [MSC, 2000].	3.7
Figura 3.5 – Deformação plástica verdadeira [MSC, 2000].	3.8
Figura 3.6 – Regiões da interface fieira/fio [AVITZUR, 1979].	3.10
Figura 3.7 – Campo de velocidade [AVITZUR, 1979].	3.11
Figura 3.8 – Discretização do perfil de uma lamina de turbina [HUEBNER, 1942].	3.19
Figura 3.9 – Comportamentos da deformação dos materiais [MSC, 2000].	3.25
Figura 3.10 – Descrição do movimento [MSC, 2000].	3.28
Figura 4.1 – Trefila monobloco [MARTÍNEZ, 2001].	4.3
Figura 4.2 – Malha de elementos finitos na seção longitudinal do fio.	4.6
Figura 5.1 – Força de trefilação – CuETP – ILO.	5.4
Figura 5.2 – Força de trefilação – CuETP – E505.	5.5
Figura 5.3 – Força de trefilação – 304L – HON.	5.8
Figura 5.4 – Força de trefilação – 304L – MJF 5.	5.9
Figura 5.5 – Distribuição de tensões em [MPa].	5.25
Figura 5.6 – Variação da tensão durante a trefilação em [MPa].	5.26
Figura 5.7 – Distribuição da tensão na direção axial em [MPa].	5.28

Figura 5.8 – Distribuição da tensão na direção radial em [MPa].	5.30
Figura 5.9 – Tensão axial p/ fieiras 1435 e 1835 em [MPa].	5.34
Figura 5.10 – Tensão radial p/ fieira 1435 em [MPa].	5.35
Figura 5.11 – Tensão axial p/ fieiras 1435 e 1835 em [MPa].	5.38
Figura 5.12 – Distribuição de tensões axiais na trefilação do 304L em [MPa].	5.39
Figura 5.13 – Distribuição de tensões radiais na trefilação do 304L em [MPa].	5.40
Figura 5.14 – Localização da seção analisada.	5.45
Figura 5.15 – Determinação da tensão residual em [MPa].	5.45

Lista de Tabelas

	Página
Tabela 2.1 – Aços Inoxidáveis austenítico – família 300 [adaptado de WASHKO, 1990].	2.20
Tabela 2.2 – Propriedades mecânicas dos aços inoxidáveis austeníticos [adaptado de BARON, 1979].	2.21
Tabela 2.3 – Valores do ângulo de trabalho de acordo com material a ser trefilado [adaptado de KONER, 1992].	2.27
Tabela 2.4 – Recomendação de material para fieira [adaptado de STMD, 1971].	2.27
Tabela 4.1 – Características geométricas das fieiras.	4.2
Tabela 4.2 – Programação dos ensaios de trefilação.	4.3
Tabela 4.3 – Passos para simulação do processo de trefilação.	4.5
Tabela 5.1 – Composição do fio de cobre eletrolítico.	5.1
Tabela 5.2 – Propriedades mecânicas dos fios.	5.2
Tabela 5.3 – Viscosidade dinâmica dos lubrificantes utilizados.	5.3
Tabela 5.4 – Pontos ótimos – CuETP – ILO.	5.11
Tabela 5.5 – Pontos ótimos – CuETP – E505.	5.13
Tabela 5.6 – Pontos ótimos – 304L – HON.	5.14
Tabela 5.7 – Pontos ótimos – 304L – MJF5.	5.16
Tabela 5.8 – Força e potência de trefilação – CuETP – ILO.	5.19
Tabela 5.9 – Força e potência de trefilação – CuETP – E505.	5.21
Tabela 5.10 – Força e potência de trefilação – 304L – HON.	5.22
Tabela 5.11 – Força e potência de trefilação – 304L – MJF5.	5.23
Tabela 5.12 – Máximas tensões axial e radial – CuETP – ILO.	5.31
Tabela 5.13 – Máximas tensões axial e radial – CuETP – E505.	5.36
Tabela 5.14 – Máximas tensões axial e radial – 304L – HON.	5.41
Tabela 5.15 – Máximas tensões axial e radial – 304L – MJF5.	5.43
Tabela 5.16 – Tensão residual axial – CuETP – ILO.	5.47
Tabela 5.17 – Tensão residual axial – CuETP – E505.	5.48
Tabela 5.18 – Tensão residual axial – 304L – HON.	5.48
Tabela 5.19 – Tensão residual axial – 304L – MJF5.	5.49

Nomenclatura

A	→ Área da seção transversal instantânea	[mm ²]
A_0	→ Área da seção transversal inicial	[mm ²]
A_r	→ Superfície de aplicação da carga	
b_i^0	→ Componentes das forças de corpo no estado de referência	
\dot{b}_i	→ Componentes das forças de corpo no estado corrente	
d_i, D_0	→ Diâmetro inicial	[mm]
d_f, D_f	→ Diâmetro final	[mm]
d, d_{kl}	→ Taxa de deformação	[s ⁻¹]
D_{mnpq}	→ Tensor das propriedades do material no estado de referência	
dx	→ Dimensão de um elemento infinitesimal na direção x	[mm]
dy	→ Dimensão de um elemento infinitesimal na direção y	[mm]
dz	→ Dimensão de um elemento infinitesimal na direção z	[mm]
E	→ Módulo de elasticidade do material	[MPa]
E_{ij}	→ Deformação do corpo (de Green-Lagrange)	
e	→ Deformação linear unitária	[mm]
e_x	→ Deformação linear unitária na direção x	[mm]
e_y	→ Deformação linear unitária na direção y	[mm]
e_z	→ Deformação linear unitária na direção z	[mm]
F	→ Vetor das cargas nodais externas	
F_{ij}	→ Tensor das deformações	
Hc	→ Comprimento da região cilíndrica de calibração	[mm]
J^*	→ Energia externa aplicada	[J/s]
K	→ Matriz de rigidez tangencial	

K_1	→ Matriz de rigidez do material	
K_2	→ Matriz de rigidez geométrica	
L	→ Comprimento relacionado ao ângulo β	[mm]
L_0	→ Comprimento inicial	[mm]
L	→ Comprimento final	[mm]
L_i $i = 1, 2, 3 \dots$	→ Comprimentos incrementais	[mm]
L_{ijkl}	→ Tensor das propriedades do material no estado corrente	
ΔL	→ Variação de comprimento	[mm]
O	→ Vértice do cone da feira	
P	→ Pressão	[MPa]
P	→ Carga aplicada ao material	[N]
P_g	→ Vetor das forças generalizadas	
R	→ Raio da seção analisada	[mm]
R_n	→ Vetor das cargas nodais internas	
r	→ Razão de redução	
r_i	→ Raio inicial do fio	[mm]
r_f	→ Raio final do fio	[mm]
s	→ Tensão de engenharia ou convencional	[MPa]
S_{ij}	→ Tensor de tensão de segunda ordem (Tensor de tensão de Piola - Kirchhoff)	
t_i^0	→ Componentes das forças externas no estado original	
\dot{t}_i	→ Componentes das forças externas no estado corrente	
u	→ Vetor dos deslocamentos nodais generalizado	
Δu	→ Deslocamento incremental corrente	[mm]
\dot{U}_r	→ Componente de velocidade de coordenada esférica r	[m/s]

\dot{U}_θ	→ Componente de velocidade de coordenada esférica θ	[m/s]
\dot{U}_φ	→ Componente de velocidade de coordenada esférica φ	[m/s]
\dot{V}	→ Escoamento volumétrico	[m ³ /s]
V	→ Volume inicial	[m ³]
V_r	→ Volume do corpo	[m ³]
ΔV	→ Variação de volume	[m ³]
V_i	→ Velocidade inicial do fio	[m/s]
V_f	→ Velocidade final do fio	[m/s]
\dot{W}_b	→ Potência envolvida com as forças sobre um contorno	[J/s]
\dot{W}_i	→ Potência interna para a deformação plástica	[J/s]
\dot{W}_e	→ Potência externa aplicada	[J/s]
\dot{W}_s	→ Potência total consumida ao longo das superfícies de descontinuidades	[J/s]
$\dot{W}_{s_{1,2}}$	→ Potência consumida ao longo das superfícies Γ_1 e Γ_2	[J/s]
\dot{W}_{s_3}	→ Potência consumida ao longo da superfície Γ_3	[J/s]
\dot{W}_{s_4}	→ Potência consumida ao longo da superfície Γ_4	[J/s]
v	→ Velocidade do elemento infinitesimal do fio na região de redução	[m/s]
(r, θ, φ)	→ Coordenada esférica	
2β	→ Ângulo de redução	[°]
β	→ Semi-ângulo de redução	[°]
β_{imn}	→ valor do operador gradiente simétrico no estado corrente	
2ξ	→ Ângulo de entrada	[°]
2ϑ	→ Ângulo de saída	[°]
Δ	→ Parâmetro delta	
μ	→ Coeficiente de atrito	

η	→ Viscosidade	Pa·s
η_i	→ Deslocamento virtual	[mm]
Φ	→ Fator de trabalho redundante	
δv	→ Deformação volumétrica	
\mathcal{E}	→ Deformação verdadeira ou natural	
$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$	→ Deformações verdadeiras instantâneas	
\mathcal{E}_x	→ Deformação verdadeira na direção x	
\mathcal{E}_y	→ Deformação verdadeira na direção y	
\mathcal{E}_z	→ Deformação verdadeira na direção z	
\mathcal{E}_1	→ Deformação verdadeira na direção do primeiro eixo principal	
\mathcal{E}_2	→ Deformação verdadeira na direção do segundo eixo principal	
\mathcal{E}_3	→ Deformação verdadeira na direção do terceiro eixo principal	
\mathcal{E}^e	→ Deformação elástica	
\mathcal{E}^p	→ Deformação plástica verdadeira	
$\dot{\varepsilon}_{rr}; \dot{\varepsilon}_{\theta\theta}; \dot{\varepsilon}_{\varphi\varphi}$	→ Taxas de deformações normais e tangenciais	[s ⁻¹]
$\dot{\varepsilon}_{r\theta r}; \dot{\varepsilon}_{\theta\varphi}; \dot{\varepsilon}_{r\varphi}$		
ν	→ Coeficiente de Poisson	
σ	→ Tensão verdadeira	[MPa]
σ_e	→ Tensão limite de escoamento	[MPa]
σ_{xf}	→ Tensão de Trefilação	[MPa]
σ_{xb}	→ “Back Tension” → Contra tensão	[MPa]
σ_z	→ Tensão axial	[MPa]
σ_r	→ Limite de resistência	[MPa]
σ_R	→ Tensão axial direcionado ao vértice O	[MPa]
σ_θ	→ Tensão radial	[MPa]

- σ_I → Tensão normal no elemento infinitesimal [MPa]
- σ_{kj}, σ_{kl} → Tensor de tensão verdadeira (tensor de tensão de Cauchy)
- $\nabla \sigma_{ij}$ → é a taxa de variação da tensão
- Γ_1 → Superfície esférica de raio r_f com origem no vértice O
- Γ_2 → Superfície esférica de raio r_i com origem no vértice O
- Γ_3 → Superfície da região de redução da fieira
- Γ_4 → Superfície da região cilíndrica de calibração
- θ → Ângulo de inclinação das linhas de velocidades cinematicamente admissíveis [°]
- ∇ → operador gradiente no estado atual
- ∇^S → operador que corresponde à parte simétrica de ∇

Resumo

Este trabalho tem como objetivo estudar a influência da velocidade e da geometria da fieira na trefilação de fios de cobre eletrolítico e aço-inoxidável ABNT 304L por meio da análise da variação da força de trefilação e da distribuição de tensões em relação aos parâmetros de processo (geometria da fieira, velocidade de trefilação, lubrificante utilizado). Pretende também validar os resultados referentes às tensões internas (axial, radial e residual), às forças de trefilação e às potências de trefilação obtidos nas simulações com o software de elementos finitos MSC.Marc do modelo utilizado para a simulação do processo de trefilação. Os resultados indicam quais as condições ideais, para a trefilação de fios de cobre eletrolítico e aço-inoxidável ABNT 304L, nas quais o processo de trefilação desses materiais apresenta menor consumo de energia, menor desgaste da ferramenta, maior volume de produção e melhores propriedades mecânicas.

Palavras chaves: Trefilação, Tribologia, Método dos Elementos Finitos, Cobre Eletrolítico, Aço-Inoxidável ABNT 304L.

Abstract

The objective of this work is study the processes velocity and dies geometries influences in electrolytic copper and ABNT 304L stainless-steel wiredrawing, by analysis of drawing force variation and internal stresses distribution. This work intends to validate the results of internal stresses (axial, radial and residual), drawing force and drawing power obtained by finite elements simulations of the wiredrawing process model with the MSC.Marc software. The results shows the best electrolytic copper and ABNT 304L stainless-steel wiredrawing processes conditions witch produces less energy consumption, less die wear, high productivity and best mechanical properties.

Key Words: Wiredrawing, Tribology, Finite Elements Methods, Electrolytic Copper, ABNT 304L Stainless-steel

Capítulo 1 – Introdução

1.1 – Considerações Iniciais

Desde a década de 30, a análise das tensões nos processos de conformação plástica dos metais tem se tornado uma área da plasticidade aplicada [DIETER, 1988]. Essa análise de tensões tem como objetivo principal prever, de forma precisa, a deformação do metal e calcular as tensões internas utilizadas na determinação das forças necessárias à produção de uma dada deformação para uma certa geometria imposta pelo processo.

O conhecimento detalhado dos mecanismos de deformação sobre certas condições de processo e uma determinação precisa das forças de conformação, bem como os valores de tensão interna, são extremamente importantes para se ter uma seleção apropriada dos equipamentos, das ferramentas, e das condições de controle dos processos de conformação.

Devido à grande diversidade dos processos de conformação plástica dos metais, a complexidade na mudança geométrica e os efeitos das forças de atrito ao longo da interface metal/ferramenta, é difícil a obtenção de soluções matemáticas que representem a realidade dos processos de conformação analisados. Muitas dessas soluções são aproximadas e obtidas com a adoção de hipóteses simplificadoras específicas de cada processo analisado.

Em AVITZUR [1979] são apresentados vários métodos matemáticos, e seus conceitos básicos, para análise de tensões em processos de conformação plástica como forjamento, laminação, extrusão, e trefilação de barras, fios e tubos, entre outros.

Recentemente, devido ao rápido desenvolvimento de computadores com grande capacidade de processamento, muitas das soluções obtidas por expressões matemáticas simplificadas tornaram-se ultrapassadas, sendo

substituídas por soluções aproximadas obtidas por meio das mais variadas técnicas de análise numérica.

Dentre essas técnicas destaca-se o método dos elementos finitos, que é utilizado na análise de deformação em sólidos elasto-plástico nos mais variados processos de conformação dos metais.

A trefilação é um processo de conformação plástica, que se utiliza da plasticidade do material [TECNOVO, 1992]. Neste processo o material de partida é conformado em uma ferramenta convergente denominada fieira com uma abertura de diâmetro final menor que o diâmetro inicial, tendo assim ocorrido uma redução de seção transversal e aumento de comprimento, além de se obter um fio com dimensão, acabamento superficial e propriedades controlados [DIETER, 1988].

Devido à utilização em grande escala dos produtos trefilados e sendo a trefilação uma área de conhecimento de extrema importância, deve-se ter um excelente controle de parâmetros de processo, como: dimensão do fio, geometria da fieira, velocidade de trefilação e forças de tração. Para isso, somente uma análise isolada das condições de trefilação, do alongamento do material, da geometria da ferramenta, das condições de atrito e das propriedades do material, não possibilita determinar as propriedades do produto trefilado, sendo necessário avaliar os efeitos da interação desses parâmetros entre si e as influências na temperatura e na velocidade do processo [AERNOUDT, 1989].

Vários pesquisadores, como veremos a seguir, apresentam estudos sobre as interações dos parâmetros de processo mais importantes como a geometria da fieira, a velocidade do processo, a lubrificação, utilizando-se de métodos matemáticos e métodos numéricos para analisar as distribuições de tensão e deformação na trefilação.

AVITZUR, em 1979, apresenta vários métodos matemáticos para análise de processos de conformação plástica, pelo de desenvolvimento de equações matemáticas que representam as características dos principais processos de conformação, principalmente a trefilação, e a extrusão. Em 1990, apresenta o uso de computadores pessoais (PCs) na simulação dos processos de trefilação e extrusão de modo fácil e interativo, aplicando as equações já desenvolvidas por ele.

Com o desenvolvimento tecnológico dos computadores muitos programas que utilizam o método de elementos finitos vêm sendo desenvolvidos também. Atualmente, existem vários desses programas, como o ANSYS, o DEFORM, o MARC, e que vem sendo aplicados na análise das tensões e deformações existentes nos mais diversos processos de conformação plástica.

PYLARCZYK et al [1997], SHEMENSKI [1999], DOEGE et al [2000], YOSHIDA [2001], HAMADA et al [2001], NAKAGIRI et al [2001] apresentam trabalhos que utilizam a simulação por elementos finitos realizados com os vários softwares comerciais, para a análise das distribuições de tensões e deformações existentes no processo de trefilação, bem como as influências dos parâmetros de processo sobre as características e propriedades dos materiais trefilados. Porém tais trabalhos apresentam resultados de simulações realizadas em condições ideais de trefilação, como, por exemplo, assumir que o coeficiente de atrito entre o fio e a fieira seja constante durante o processo e esse atrito seja equivalente ao encontrado em regime de lubrificação hidrodinâmico (pleno).

Em condições reais de trefilação, existe uma variação das condições de lubrificação existente na interface fio/fieira, causando assim uma variação nos esforços de trefilação e, conseqüentemente, nos valores de coeficiente de atrito [WILSON, 1979]. Devido a esse fato, a distribuição de tensões ao longo do interior do fio também sofre variações, devendo também levar em conta a influência do coeficiente de atrito sobre as tensões internas do fio.

1.2 – Objetivos

Este trabalho tem como objetivo estudar as influências da velocidade de trefilação, da geometria da fieira e das condições de lubrificação sobre o processo de trefilação de fios, através da análise da força de trefilação e das distribuições de tensões internas do fio.

Tal objetivo é alcançado por simulações computacionais realizadas com o software de elementos finitos, MSC.Marc, utilizando como base de dados, ensaios de trefilação de fios de cobre eletrolítico, e de aço inoxidável ABNT 304L.

Pretende-se também validar os resultados referentes aos valores de tensões internas (axial, radial e residual) obtidos pelo software de elementos finitos MSC.Marc para aplicação na simulação do processo de trefilação, realizando com isso um estudo que combina resultados experimentais com resultados de simulações para obter a melhor condição de trefilação, ou seja, em qual velocidade de trefilação, com qual geometria de fieira e com qual lubrificante é possível obter um produto trefilado com as condições de tensão residual (propriedades mecânicas) especificada pelo mercado que os consome, em uma condição de processo que tenha menor consumo de energia e desgaste de ferramenta.

1.3 – Contribuições

Este trabalho traz uma excelente contribuição científica, pois apresenta a **associação** de **resultados experimentais** obtidos por ensaios de trefilação e **resultados numéricos** obtidos pelas simulações do processo de trefilação em software que utiliza o Método de Elementos Finitos, com o **objetivo** de obter uma **condição ideal de trefilação** para o Cobre Eletrolítico e para o Aço Inoxidável ABNT 304L, como apresentado na figura 1.1.

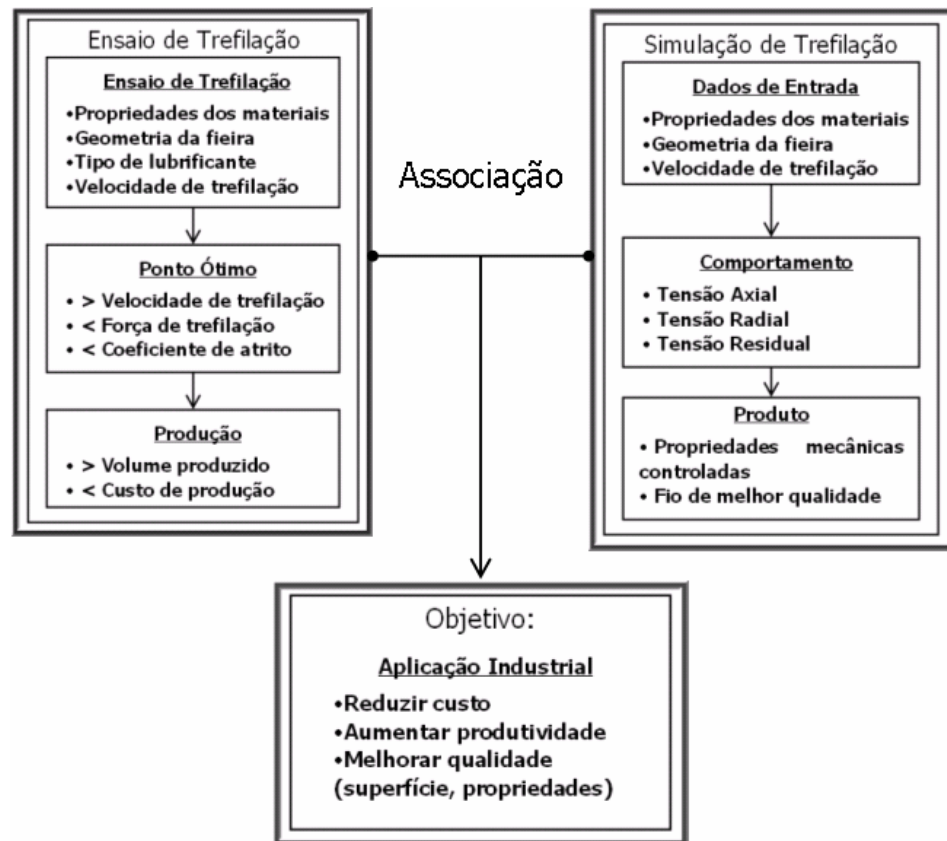


Figura 1.1 – Associação dos ensaios e das simulações do processo de trefilação.

1.4 – Organização do Trabalho

Este trabalho foi dividido pelos seguintes capítulos:

No capítulo 1 são apresentadas as considerações iniciais referentes a trabalhos realizados sobre a análise das tensões existentes no processo de trefilação; os objetivos deste trabalho e a contribuição científica deste trabalho.

No capítulo 2 são apresentadas considerações referentes aos parâmetros mais importantes existentes no processo de trefilação e as influências desses parâmetros sobre a realização do processo e sobre a variação das tensões internas.

No capítulo 3 são apresentados a base da teoria da plasticidade e os vários métodos de análise das tensões internas do material existentes no processo de trefilação por expressões matemáticas e por análise numérica pelo método de elementos finitos.

No capítulo 4 são apresentados os procedimentos utilizados para a realização deste trabalho, ou seja, o procedimento necessário para a realização dos ensaios de trefilação e os parâmetros utilizados na determinação do modelo utilizado nas simulações pelo software de elementos finitos.

No capítulo 5 são discutidos os resultados obtidos nos ensaios com as matérias primas, e nos ensaios e nas simulações do processo de trefilação. Os resultados são analisados com a finalidade de se determinar qual a condição de trefilação que apresente os menores esforços de processo, os menores valores de coeficiente de atrito, os maiores valores de velocidade de processo e os menores valores de tensões internas (axial, radial e residual). Tal condição oferece uma maior produtividade, maior economia de energia e de ferramenta, e melhores propriedades mecânicas dos fios trefilados.

Finalizando este trabalho, no capítulo 6, são apresentadas as conclusões obtidas neste trabalho de acordo com os objetivos propostos para a análise dos resultados.

Capítulo 2 – Revisão Bibliográfica

2.1 – Introdução:

A conformação plástica dos metais é considerada uma das atividades ocupacionais mais antigas atribuídas ao homem, que começou a forjar e moldar metais há mais de 7000 anos. Daquela época não se encontram indícios do uso de lubrificante, considerado um fator importantíssimo nos processos de conformação [STIPKOVIC, 1989].

O produto do processo de conformação plástica de metais mais utilizado é o fio, o qual há mais de 3000 a.C. vem sendo utilizado como adorno pessoal feitos de fios de ouro através de martelamento de chapas de metais moles e então conformados em ferramentas para unir as fendas do material e moldá-lo num formato definido, como é apresentado na figura 2.1. Esse processo era considerado uma arte trabalhosa que limitava o seu uso a materiais destinados aos artigos de luxo [DOVE, 1969].

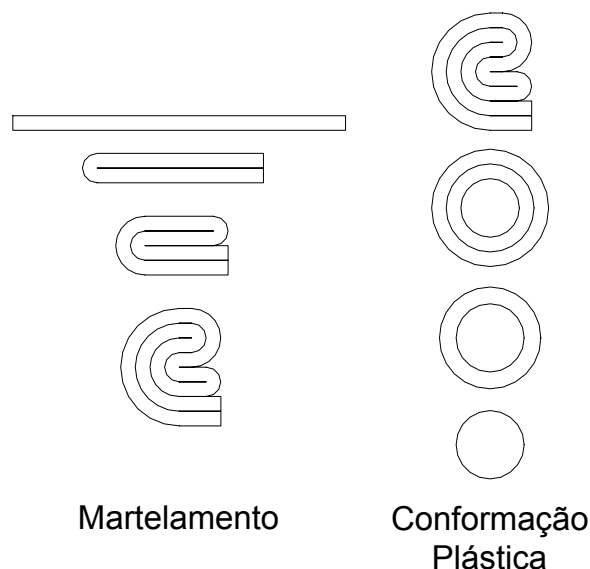


Figura 2.1 – Processos de conformação plástica antiga e artesanal [adaptado de DOVE, 1969].

O processo de trefilação começou a ser realizado a partir dos séculos VIII e IX. A partir do século XII iniciou-se o uso de ferramentas para trefilação, distinguindo assim a trefilação artesanal e a industrial. Na trefilação artesanal o

fio é produzido por martelamento do material sobre uma bigorna, enquanto que, na industrial utilizavam-se placas para conformar (figura 2.2) [DOVE,1969], feitas de ferro e aço com vários orifícios e denominadas matrizes para estiramento de metais moles [STIPKOVIC,1989].



Figura 2.2 – Trefilação no século XV [DOVE, 1969].

Em 1350, Rudolph de Nuremberg trouxe para a indústria o primeiro equipamento mecânico de trefilação movido a água. Até a metade do século XVI a trefilação era realizada de forma manual, embora Rudolph já tivesse montado seu equipamento movido a água cerca de 200 anos antes (figura 2.3) [DOVE, 1969]. Um exemplo de como a trefilação era realizada no século XV é apresentado nas ilustrações da figura 2.4 [YOSHIDA, 2001]. Naquele século, a maior dificuldade era a trefilação de longos comprimentos contínuos devido à impossibilidade de produção de barras de longos comprimentos; isso só se tornou possível após 1600 quando as primeiras laminadoras foram construídas. Em 1783 foi desenvolvido por Henry Cort um equipamento de laminação onde existem canais nos rolos de laminação que dão o formato final da barra para serem trefilados posteriormente, eliminando etapas intermediárias de forjamento e martelamento.

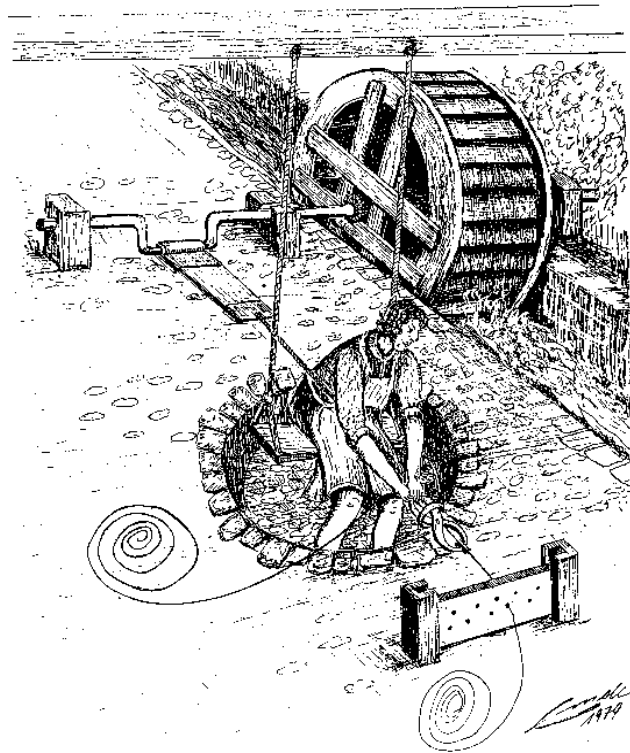


Figura 2.3 – Trefila movida à roda d'água [DOVE, 1969].

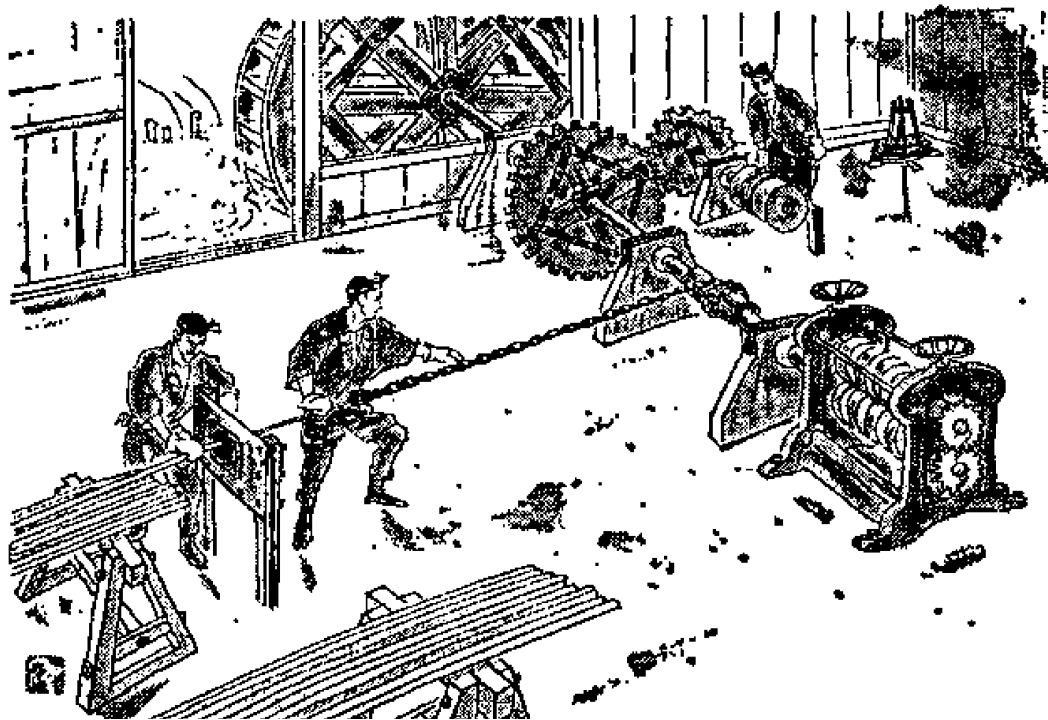


Figura 2.4 – Operação de trefilação utilizando roda d'água [YOSHIDA, 2001].

Atualmente, a trefilação é o processo de conformação plástica mais utilizado na fabricação de barras, fios e tubos metálicos. Este processo consiste na passagem de material através de uma ferramenta convergente denominada fieira, onde recebe uma pressão, resultante da tração do material, que produz uma redução da seção transversal e o aumento do comprimento (figura 2.5), obtendo assim um produto final com dimensões, acabamento superficial e propriedades mecânicas controladas.

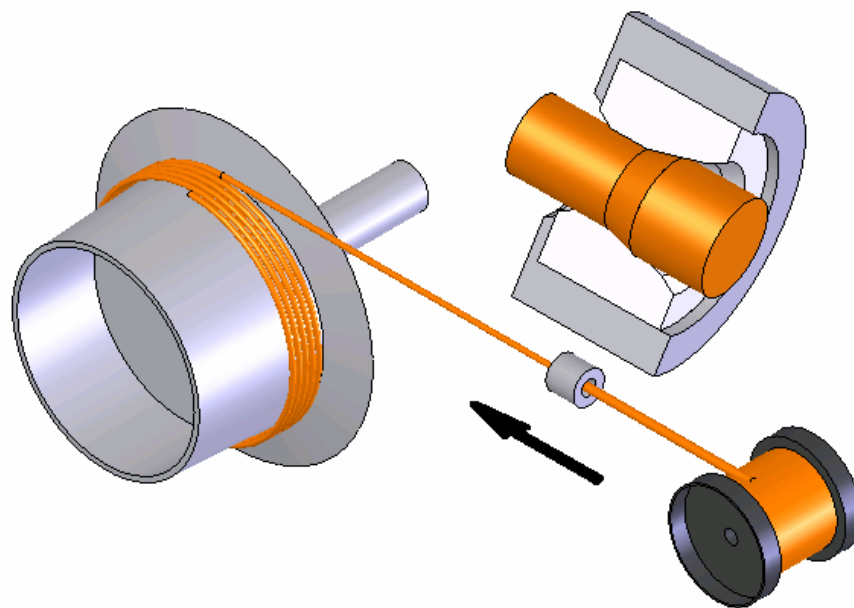


Figura 2.5 – Processo de trefilação [GIERZYŃSKA, 2001].

Com o desenvolvimento tecnológico atual e a rápida implantação de tecnologias novas, melhores propriedades do fio trefilado são exigidas para atender necessidades de maior resistência à tração, maior ductilidade, maior resistência à corrosão e melhor qualidade superficial. Com isso inovam-se as tecnologias de fabricação pela incorporação de novas técnicas de fundição (fundição de formato aproximado ao produto final e fundição por tensão) e pela implantação de rígidos padrões de qualidade e de restrições ambientais [SHEMENSKI, 1999].

Para que esse desenvolvimento tecnológico possa ser aplicado nos processos de trefilação é imprescindível o conhecimento detalhado das

variáveis envolvidas nos processos de conformação plástica, tais como [NEVES, 1989]:

- Variáveis de matéria-prima, referentes às propriedades mecânicas e às características geométricas (dimensão, formato e rugosidade superficial) do material do fio;
- Variáveis de materiais auxiliares, referentes às características e propriedades do lubrificante;
- Variáveis de processo, referentes à quantidade de redução, ao atrito na interface, ao regime de lubrificação, aos esforços existentes, à temperatura dos componentes envolvidos e à velocidade de operação; e
- Variáveis do produto final, referentes às propriedades mecânicas e elétricas e à qualidade superficial do fio trefilado.

A interação dessas variáveis entre si, com o intuito de otimizar o processo de trefilação obtendo assim menores consumos de energia e desgaste da ferramenta e maior volume de produção, é objeto de estudo do tribo-sistema de trefilação, pois envolve atrito na interface fio/fieira com grande potencial de desgaste de ambas as superfícies em movimento relativo.

2.2 – Tribologia na Trefilação

Na análise do sistema tribológico da trefilação ou tribo-sistema de trefilação (figura 2.6), é necessário, primeiramente identificar os componentes (figura 2.7) envolvidos com os efeitos de atrito e desgaste e a seguir analisar as interações das características de cada componente entre si e com as variáveis de processamento. Na figura 2.7 é apresentada a identificação de cada tribo-elemento encontrado no tribo-sistema de trefilação.

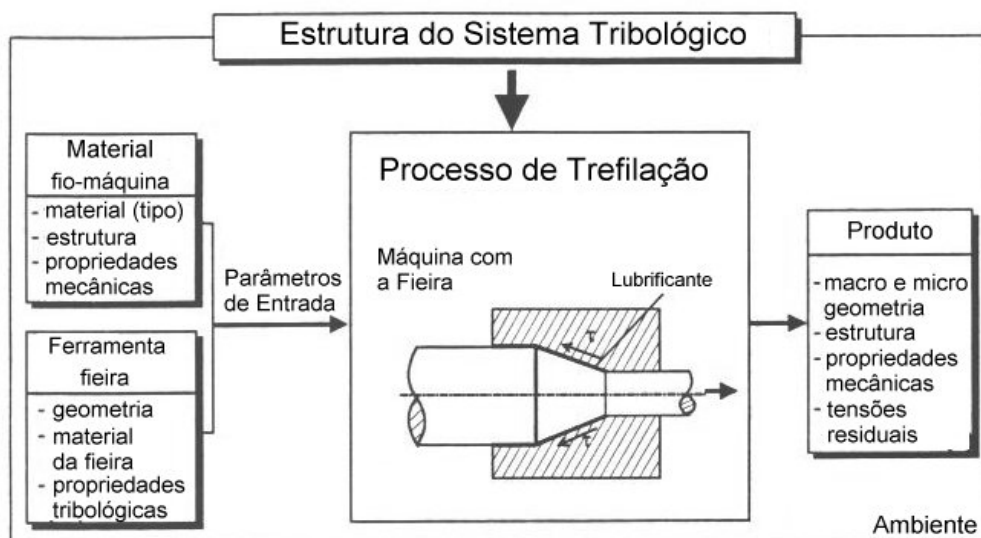
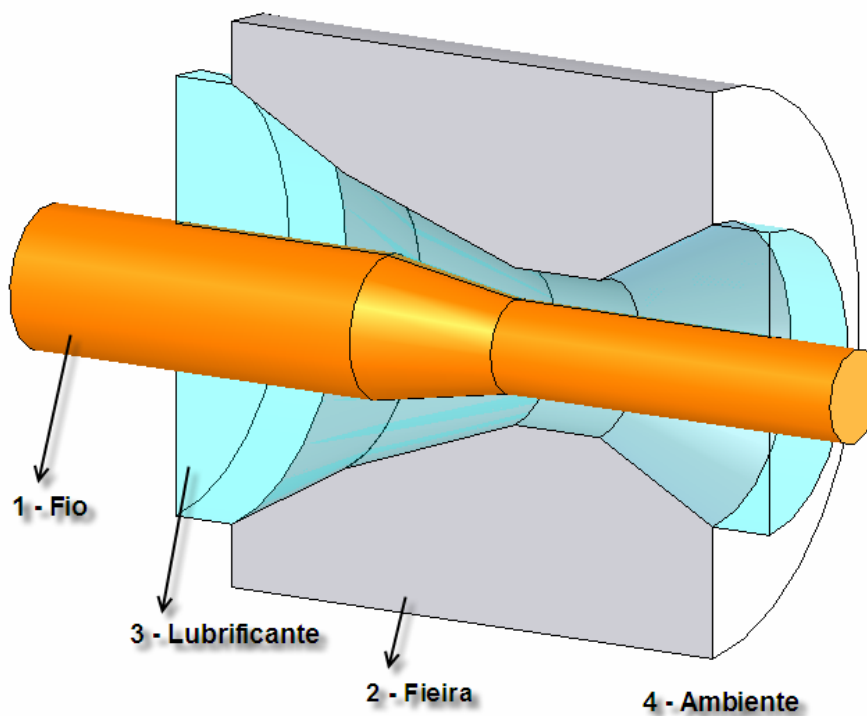


Figura 2.6 – Sistema tribológico da trefilação
[adaptado de GIERZYŃSKA, 2001].



- | | |
|---------------------------------|----------------|
| 1 - Tribo-elemento móvel | - Fio |
| 2 - Tribo-elemento estacionário | - Fieira |
| 3 - Tribo-elemento interfacial | - Lubrificante |
| 4 - Tribo-elemento meio | - Atmosfera |

Figura 2.7 – Tribo-elementos básicos do sistema de trefilação
[BRESCIANI, 1991].

O material a ser trefilado, denominado tribo-elemento móvel, é o fio, a barra ou o tubo de material metálico obtido por laminação a quente. Os parâmetros mais importantes referentes a esse elemento são: as propriedades mecânicas, a qualidade superficial do fio, e os parâmetros do processo (redução em área, velocidade de trefilação) [SHEMENSKI, 1999].

Uma característica muito importante do material a ser trefilado é a qualidade superficial inicial deste material, pois a condição da rugosidade determina a obtenção de um regime de lubrificação ideal na zona de deformação da fieira, através do carreamento e manutenção do lubrificante durante a trefilação [SARGENT, 1980]. O direcionamento da rugosidade superficial, segundo SARGENT [1980], pode auxiliar o direcionamento do lubrificante para o interior das áreas de atrito, como também pode facilitar o escoamento do lubrificante na direção contrária às áreas de atrito.

A deformação a frio de fios em processos de trefilação deve ser realizada de modo a assegurar: a capacidade de encruamento do material e suas ligas; a precisão dos parâmetros geométricos do fio (dimensão e rugosidade superficial); as propriedades finais requeridas e um número mínimo de passes de trefilação [GROSMAN, 1999]. A curva de encruamento reflete essas características e constitui a fonte para elaborar um processo adequado de trefilação de passes múltiplos.

A cada passe de redução o material torna-se mais encruado, podendo ser comprovado pela elevação do limite de escoamento do material e do limite de resistência de um aço carbono (figura 2.8), dificultando a conformação do material, podendo até chegar ao rompimento do fio devido ao alto grau de encruamento, sendo assim necessário um tratamento térmico de recozimento para realização de novos passes de trefilação consecutivos.

As propriedades dos fios trefilados dependem dos parâmetros tecnológicos do processo (quantidade de redução e velocidade de trefilação), que afetam a estrutura do fio, as tensões residuais, a textura e rugosidade

superficial. Muitas características mencionadas são intensamente modificadas pela deformação plástica. A distribuição da microestrutura e o tamanho de grão na seção transversal e longitudinal não são uniformes e a seqüência de deformação afeta o grau dessa não uniformidade. A mudança de um passe de redução também resulta em mudanças em propriedades magnéticas e dureza de fios trefilados [GOLIS, 1999a].

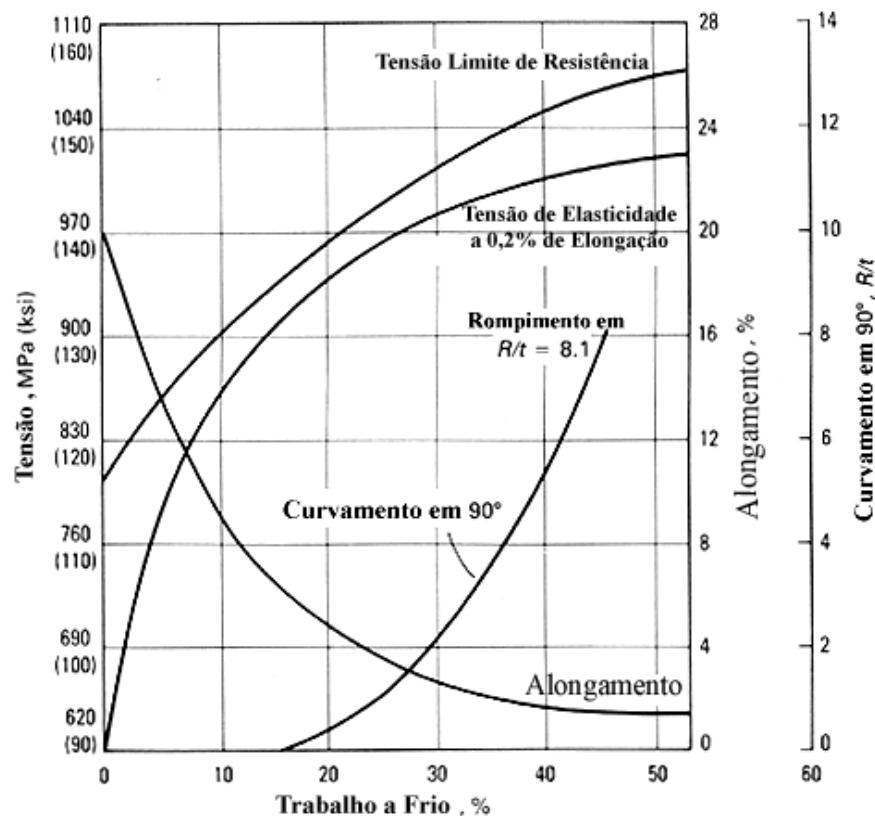


Figura 2.8 – Variação das propriedades mecânicas [BRESCIANI, 1991].

Uma das principais exigências do mercado consumidor se refere à qualidade superficial do material acabado, a obtenção e controle dessa qualidade têm sido o alvo de vários pesquisadores como BAKER e WRIGHT [1996] e WILSON [1979], e também a meta a ser atingida em qualquer indústria [McNULTY, 2000].

Além da qualidade do produto acabado, outro fator importante é a alta produção, ou seja, produzir grandes quantidades de fios com custos reduzidos. Para isso muitas indústrias optam por aumentar a velocidade de processo,

porém existe um limite de velocidade para que a taxa de deformação não seja excessiva, pois afeta as propriedades mecânicas do fio [GOLIS, 1999b].

Em altas velocidades de trefilação existe um intenso aquecimento do fio devido às energias térmicas resultantes da deformação plástica do material e do atrito existente na interface fio/fieira. Tal aquecimento pode acarretar mudanças das propriedades mecânicas dos materiais trefilados, tornando-se necessária a aplicação de sistemas de resfriamento e o uso de lubrificante apropriado para reduzir o atrito [GOLIS, 1999b].

A ferramenta adequada para realização de um processo de trefilação é o tribo-elemento estacionário denominado fieira, que é constituído de uma geometria com regiões distintas ao longo do orifício interno, como é apresentado na figura 2.9 [MAXWELL, 2001].

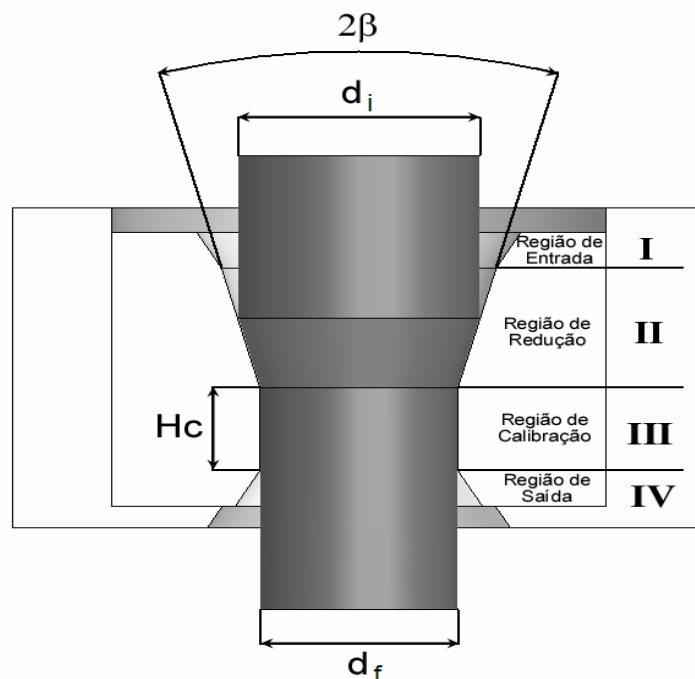


Figura 2.9 – Representação das regiões de uma fieira [adaptado de MAXWELL, 2001].

A fieira possui sete elementos que coletivamente possibilitam a trefilação de fios. Dentre esses elementos incluem-se as seguintes partes [MAXWELL, 2001]:

- Núcleo, fabricado com materiais que forneçam extrema resistência ao desgaste e ao impacto [SPANITZ, 1976], como o próprio carbeto de tungstênio, o diamante (natural ou policristalino sintético) ou a combinação desses materiais [KING, 1977], e também alguns materiais cerâmicos (óxido de zircônio, carbeto de titânio) [RIBEIRO, 2000]. Esses núcleos são produzidos com o seu diâmetro externo controlado dentro de tolerâncias dimensionais rígidas para assegurar um correto ajuste sobre a pressão no interior da carcaça. De qualquer forma, o material utilizado na fabricação do núcleo deve satisfazer as exigências quanto à durabilidade das fieiras, atingindo grande produtividade e boa precisão dimensional. Tais exigências são satisfeitas em condições mínimas de atrito e desgaste que são alcançadas com a utilização de uma lubrificação eficiente.

- Carcaça, deve ser produzida com aço de boa qualidade e com uma dureza entre 20 e 25 HR_C. O diâmetro externo deve ser concêntrico com o furo interno que deve ser perpendicular à face. Além disso, o furo deve ser feito com grande precisão para permitir um ajuste sobre pressão com o núcleo da fieira. Sem esse ajuste apropriado, materiais de maior resistência podem causar sérias falhas no núcleo da fieira.

- Ângulo de entrada (2ξ), define a região de entrada que tem a função de direcionar o fluxo de lubrificante para o interior da fieira.

- Ângulo de redução (2β), define a mais importante região da geometria interna da fieira, a região de redução. Toda redução em área e o carreamento do lubrificante pela superfície do fio que entra na fieira ocorrem nessa região.

- Região cilíndrica de calibração, definida pelo seu comprimento (H_c), tem a função de controlar o diâmetro final do fio trefilado, garantindo sua cilindridade e produzindo uma superfície acabada lisa e plana. A seleção do comprimento H_c depende da resistência mecânica do material do fio e do regime de lubrificação desejado.

- Região de saída, definida pelo ângulo de saída 2θ , é projetado para reforçar a saída da fieira e prevenir a quebra do núcleo. Também ajuda manter a área de conformação do metal concêntrica no núcleo.

A fieira deve ser projetada para desempenhar duas operações distintas: deformação do material a ser trefilado e lubrificação da interface formada pelo contato entre o fio e a fieira [GODFREY, 2000].

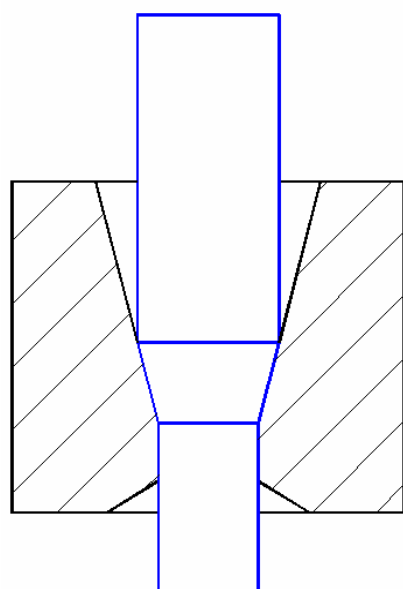
Para assegurar a eficiência da lubrificação, a fieira deve ter uma geometria apropriada onde se tem uma combinação das quatro regiões internas da fieira (região de entrada, região de redução, região cilíndrica de calibração e região de saída) [EDER, 1981].

Segundo NAKAGIRI [2001], SHEMENSKI [1999], MAXWELL [2001], e muitos outros pesquisadores, as regiões da geometria interna da fieira mais importantes são: a região de redução definida pelo ângulo 2β e a região cilíndrica de calibração definida pelo comprimento dessa região H_c .

A região de deformação é onde ocorre a conformação do material através da compressão exercida pela fieira resultante da tração do fio por meio da ferramenta. O valor de 2β define o comportamento da deformação do material [GOLIS, 1999b], e as condições de lubrificação na interface fio/fieira [GODFREY, 2000].

Se o ângulo 2β for muito aberto ou a redução em área para um ângulo selecionado for muito pequeno, o contato do fio que está entrando na fieira ocorre muito perto da interseção com a região de calibração (figura 2.10). Neste caso, a zona de redução é muito curta fazendo com que o fio se deforme rapidamente. Isto faz com que a fieira se desgaste rapidamente, além de concentrar o calor nessa curta zona de deformação. A zona de lubrificação (região de entrada) é muito grande, que pode auxiliar a lubrificação da fieira, porém reduz a pressão necessária para compactar o lubrificante na superfície

do fio e cria o efeito de “redemoinho”, que força o lubrificante para fora da fieira, reduzindo a lubrificação e acarretando contato metal/fieira e, como consequência, a produção de ranhuras no fio.



Características:

- Lubrificação deficiente;
- Rápido desgaste da fieira;
- Aquecimento excessivo;
- Problemas no controle dimensional;
- Problemas de ovalização do fio;
- Empescoçamento;
- “*Central Bursting*” ou “*Chevrons*”.

Figura 2.10 – Ângulo de redução muito aberto ou redução em área muito pequena [adaptado de MAXWELL, 2001].

Além disso, um ângulo 2β muito aberto pode causar o empescoçamento (fio com diâmetro final menor que o esperado) (figura 2.11) devido à forte transição no escoamento do metal do ângulo de redução para a região cilíndrica de calibração. Outra consequência possível é o aparecimento de “central burst”, onde as camadas externas do fio escoam mais rápido que o centro do fio, causando tensões internas que podem romper o fio nas regiões centrais.

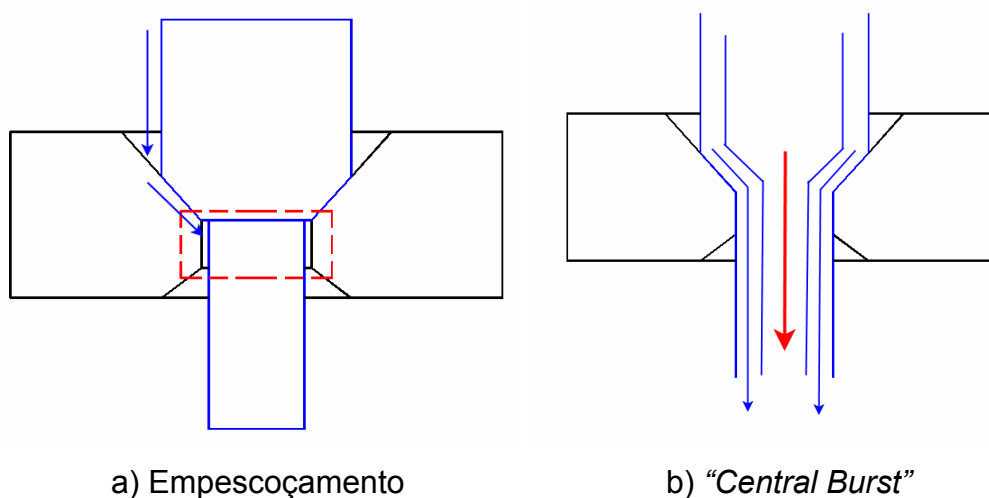
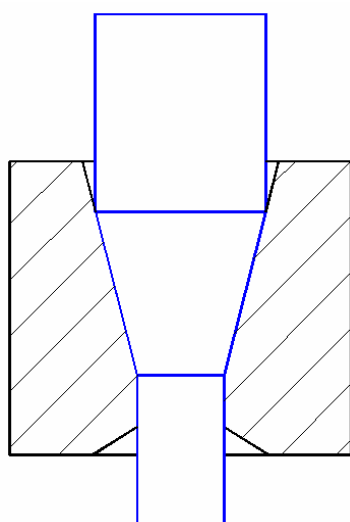


Figura 2.11 – Empescoçamento e “central burst”

[adaptado de MAXWELL, 2001].

Na situação oposta, se o ângulo 2β for muito fechado, ou a redução em área for maior que o ângulo pode realizar (figura 2.12), o ponto de contato do fio que entra na fieira é muito próximo ao início da região de lubrificação (região de entrada). Isto faz com que a zona de redução seja muito longa, possibilitando um contato muito extenso do material que está sendo trefilado com a fieira. Embora a pressão que o conjunto material/fieira exerce sobre o lubrificante seja maior, a região existente de lubrificação é reduzida, dificultando que uma quantidade suficiente de lubrificante seja carregada para a fieira. No caso em que a redução em área é maior que o ângulo 2β pode realizar, o material que está sob uma excessiva força de tração de trefilação poderá ser esticado na zona de redução, dificultando a manutenção da dimensão e formato do fio.



Características:

- Lubrificação dificultada;
- Possível contato na fieira e ranhuras do fio;
- Ruptura do fio no início do processo;
- Possibilidade de aquecimento excessivo;
- Fio de diâmetros menores que o esperado (estiramento do fio).

Figura 2.12 – Ângulo de redução muito fechado ou redução em área muito grande [adaptado de MAXWELL, 2001].

O ângulo de redução é um dos fatores mais importantes no processo de trefilação, ligados à geometria interna da fieira. O efeito do ângulo de redução sobre o escoamento do material não pode ser considerado independente da quantidade de redução do material. Teorias modernas de análise de processo de conformação incorpora esses dois parâmetros (ângulo de redução e quantidade de redução) em um parâmetro chamado de “*parâmetro Δ* ” [WRIGHT, 1977].

A equação que determina o parâmetro Δ é dada por:

$$\Delta \cong \frac{\beta}{r} (1 + \sqrt{1-r})^2, \quad (2.1)$$

sendo β o semi-ângulo de redução (em radianos) e r a razão de redução em área.

Outro parâmetro a ser considerado, em relação à geometria interna da fieira, é o trabalho redundante, que é o trabalho produzido por distorções cisalhantes e que não está relacionado com a mudança das dimensões externas do material trefilado [DIETER, 1988]

Esse trabalho redundante pode ser expresso em relação ao parâmetro Δ por meio do fator de trabalho redundante (Φ), ou razão do trabalho de

deformação total com o trabalho de deformação imposta pela mudança de dimensão. Dos dados escritos por Wistreich [AVITZUR, 1979] esse fator de trabalho redundante é dado por:

$$\Phi \cong \frac{\Delta}{4.4} + 0.8 \quad (2.2)$$

A região cilíndrica de calibração (Hc) tem a função de calibrar ou ajustar o diâmetro do fio, além de auxiliar a região de deformação na manutenção de uma camada de lubrificante com espessura suficiente para reduzir o contato entre o fio e a fieira. Portanto, controla a dimensão do fio trefilado, garante as tolerâncias geométricas e o acabamento superficial do fio e a escolha de um comprimento correto aumenta a vida útil da fieira [MAXWELL, 1991].

Completando o sistema tribológico apresentado na figura 2.7 o tribo-elemento interfacial é o lubrificante, que tem a função de manter separadas as superfícies da ferramenta e do material a conformar, sendo na maior parte dos lubrificantes a viscosidade o principal parâmetro que indica a sua eficiência. O objetivo da lubrificação é impedir o contato direto de duas superfícies em movimento relativo entre si, evitando assim a remoção de partes microscópicas dos corpos envolvidos. Portanto, substitui-se uma condição de atrito sólido de deslizamento que provoca danos ao processo por um atrito fluido.

A redução da força de atrito é obtida através da introdução de uma camada de lubrificante na interface metal/fieira, cuja espessura define os regimes de lubrificação que podem estar presentes no processo de trefilação de acordo com o nível de cobertura dos picos de rugosidade existentes nas superfícies envolvidas [WILSON, 1979].

Na figura 2.13 são apresentados os diversos regimes que podem ser encontrados no processo de trefilação:

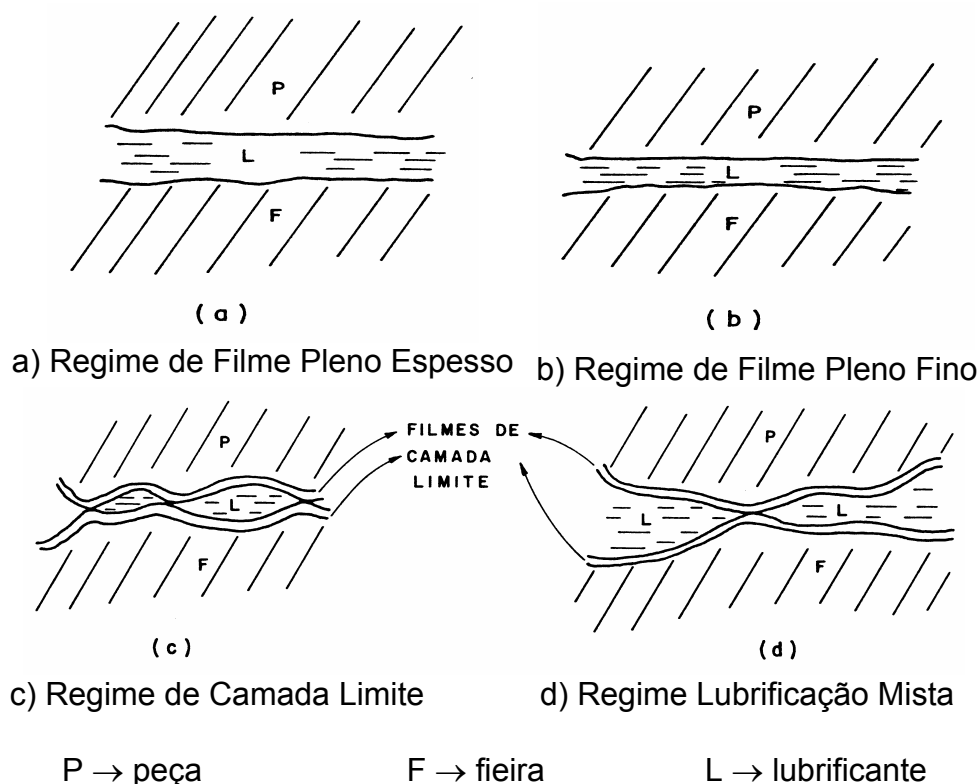


Figura 2.13 - Regimes de lubrificação [adaptado de WILSON, 1979].

Desses regimes os mais importantes são: o regime de filme pleno fino e regime de filme pleno espesso, que caracterizam o regime hidrodinâmico de lubrificação, no qual existe uma separação total das superfícies envolvidas, por uma camada de lubrificante fina ou espessa.

O estabelecimento de um ou mais regimes de lubrificação, durante o processo de trefilação, depende de parâmetros como velocidade de trefilação, viscosidade do lubrificante, força aplicada nas superfícies e qualidade superficial do fio. Pode também ocorrer a variação de um tipo de regime para outro em diferentes pontos do fio ou num mesmo ponto durante a conformação [AVITZUR, 1997].

A espessura da camada no regime de lubrificação hidrodinâmico deve ser adequada para evitar um possível contato sólido. A variação da espessura da camada de lubrificante com os diversos tipos de regimes de lubrificação é influenciada pela variação da velocidade de trefilação, como se pode verificar pela Curva de Stribeck [CHENG, 1992], apresenta na figura 2.14.

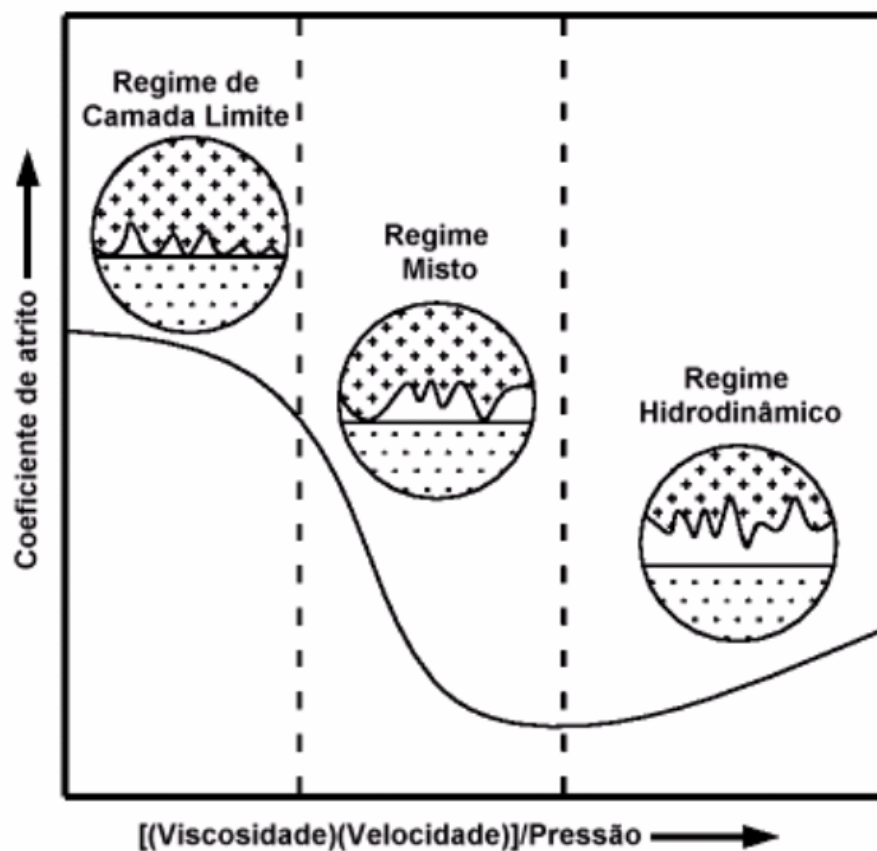


Figura 2.14 – Curva de Stribeck [adaptado de CHENG, 1992].

Pela curva de Stribeck, observa-se que o coeficiente de atrito diminui à medida que se aumenta a velocidade de trefilação devido ao aumento da quantidade de lubrificante carregada para a interface metal/fieira. Essa redução do coeficiente de atrito ocorre até um certo valor de velocidade. Em valores elevados de velocidade de trefilação o coeficiente de atrito volta a aumentar devido à grande quantidade de lubrificante sendo carregada para a interface, onde se acumula e aumenta a pressão exercida pelo lubrificante.

Os valores do coeficiente de atrito podem ser obtidos por uma expressão derivada da equação do método do limite superior desenvolvido por AVITZUR [1983] e simplificada por MARTÍNEZ [1998], obtendo assim a expressão 2.3:

$$\mu = \frac{\sigma_e \cdot \left(\frac{\sigma_{xb}}{\sigma_e} + 2 \cdot f(\beta) \cdot \ln \frac{r_i}{r_f} + \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \left(\frac{\beta}{\sin^2 \beta} - \cotg \beta \right) \right) - \sigma_{xf}}{2 \cdot \left(\left(\frac{Hc}{r_f} \cdot \sigma_{xf} \right) - \left\{ \sigma_e \cdot \left[(\cotg \beta) \cdot \left(1 - \frac{\sigma_{xb}}{\sigma_e} - \ln \frac{r_i}{r_f} \right) \cdot \ln \frac{r_i}{r_f} + \frac{Hc}{r_f} \right] \right\} \right)} \quad (2.3)$$

A seleção do lubrificante para a conformação a frio de metais ferrosos e não ferrosos deve ser feita de acordo com as funções que o lubrificante deve ter, de lubrificante e de refrigerante, separando as superfícies do fio e da fieira para evitar o contato entre elas e controlando a temperatura do sistema, evitando o aquecimento do fio e conseqüentes alterações de propriedade. Deve também manter o processo de trefilação limpo e isento de partículas metálicas prejudiciais ao processo evitando danos à superfície do fio e quebra do fio com o acúmulo de sujeira.

Um lubrificante apropriado pode, consideravelmente, reduzir as forças de atrito e melhorar as condições de escoamento do material. A camada de lubrificante está em contato direto com o metal deformado e a fieira, reduzindo o desgaste da fieira. Na figura 2.15 são apresentados os efeitos do atrito e do lubrificante sobre a camada superficial do material e da fieira.

Generalizando, uma seleção apropriada do lubrificante para trefilação de fios, barras e tubos pode assegurar:

- Uma redução das forças de atrito;
- Uma distribuição uniforme das deformações no fio;
- Uma redução na tensão residual do fio;
- Uma proteção contra corrosão do fio durante a sua estocagem.

Interface Fio/Fieira		
Pressão		Fieira
Velocidade		Lubrificante
Temperatura		Fio
Efeito do atrito		
	Processos Físicos	
	Fieira	Produto
Interações mecânicas	<ul style="list-style-type: none"> • Desgaste abrasivo e por fadiga • Aumento da rugosidade superficial 	<ul style="list-style-type: none"> • Aumento da rugosidade superficial -deformação não uniforme -propriedades não uniformes
Adesão superficial Transferência de calor	<ul style="list-style-type: none"> • Desgaste por adesão • Aumento da rugosidade superficial • Aumento da temp. nas camadas superficiais • Tensões térmicas 	<ul style="list-style-type: none"> • Aumento da rugosidade superficial • Tensões residuais
Interações químicas	<ul style="list-style-type: none"> • Mudança de composição química e da microestrutura das camadas superficiais 	<ul style="list-style-type: none"> • Corrosão
	Influência no sistema tribológico	
	<ul style="list-style-type: none"> • Aumento na força de trefilação • Perda de energia 	
Efeito do Lubrificante		
Fieira	Produto	Ambiente
<ul style="list-style-type: none"> • Reduz a força de atrito • Reduz o desgaste • Refrigera 	<ul style="list-style-type: none"> • Reduz não uniformidade da deformação • Aumenta o limite de deformação • Melhora a qualidade superficial 	<ul style="list-style-type: none"> • Poluição do meio ambiente

Figura 2.15 – Efeitos do atrito no processo de trefilação
[adaptado de GIERZYŃSKA, 2001].

2.3 – Aços Inoxidáveis

Aços-inoxidáveis [WASHKO, 1990] são ligas ferrosas contendo no mínimo 12% de cromo em sua composição. São classificados segundo a microestrutura que apresentam nas condições comuns de serviços, à temperatura ambiente, ou seja, podem ser ferríticos, martensíticos ou austeníticos, duplex ou endurecíveis por precipitação (PH – precipitation hardening).

Os Aços Inoxidáveis Austeníticos são aços cromo-níquel que contêm normalmente adições de outros elementos de liga. Sua composição está equilibrada para que conservem uma estrutura perfeitamente austenítica em temperatura ambiente. O tipo mais conhecido é o “18-8”, em que o teor médio de cromo é 18% e o de níquel 8%, mas existem aqueles que contêm 35~40% de níquel. São aços não-magnéticos e não-endurecíveis por tratamento térmico, devido a sua estrutura austenítica, que é retida por resfriamento rápido em água, após aquecimento entre 1000 e 1100° C. Entretanto, se submetidos a deformações mecânicas a frio, resulta um encruamento que aumenta a dureza e a resistência mecânica, pois a austenita é instável e após uma deformação a frio transforma-se em ferrita supersaturada de carbono. Muito desses aços são suscetíveis à corrosão intergranular, caso não tenham recebido um tratamento térmico estabilizador ou quando sua composição não seja adequada. Na tabela 2.1 são apresentadas as composições químicas dos principais tipos de aços inoxidáveis austeníticos.

Tabela 2.1 – Aços Inoxidáveis austeníticos – família 300
[adaptado de WASHKO, 1990].

Composição Química (% em peso)								
AISI	C _{máx}	Mn	Cr	Ni	Si	P	S	Outros
301	0,15	2,0	16~18	6~8	1,0	0,045	0,03	---
302	0,15	2,0	17~19	8~10	1,0	0,045	0,03	---
304	0,08	2,0	18~20	8~10,5	1,0	0,045	0,03	---
304L	0,03	2,0	18~20	8~12	1,0	0,045	0,03	---
309	0,20	2,0	22~24	12~15	1,0	0,045	0,03	---
310	0,25	2,0	24~26	19~22	1,0	0,045	0,03	---
316	0,08	2,0	16~18	10~14	1,0	0,045	0,03	2~3 Mo
316L	0,03	2,0	16~18	10~14	1,0	0,045	0,03	2~3 Mo
CFC – não magnético – não endurecível por tratamento térmico								

Os aços austeníticos reúnem uma alta resistência à tração com uma ductilidade excepcionalmente elevada, como apresentado na tabela 2.2, e possuem a maior resistência à corrosão entre todos os aços inoxidáveis.

Tabela 2.2 – Propriedades mecânicas dos aços inoxidáveis austeníticos [adaptado de BARON, 1979]

ASTM A240	$\sigma_{e,0,2\%}$ (mínimo) [MPa]	σ_r (mínimo) [MPa]	Alongamento (mínimo) [%]
304	205	515	40
304L	170	485	40
316	205	515	40
316L	170	485	40

Como os aços inoxidáveis austeníticos não são endurecíveis por tratamento térmico, quando se necessitam maiores valores de resistência mecânica, esses aços podem ser endurecidos pelo trabalho a frio.

Esses aços possuem alta plasticidade e a sua capacidade de encruamento permite que sejam trabalhados a frio até atingir valores excepcionais de limite de resistência (figura 2.16).

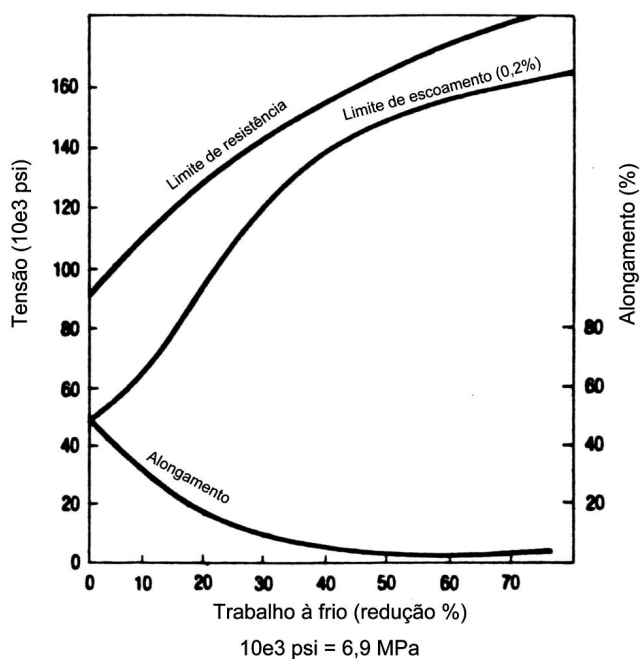


Figura 2.16 – Propriedades mecânicas do aço ABNT 310 deformado a frio [MEI, 1988].

Através da deformação plástica a frio pode-se melhorar o limite de resistência e o limite de elasticidade, porém os aços tornam-se ligeiramente

magnéticos devido à transformação de parte da austenita em martensita, denominando-se aço inoxidável austenítico metaestável.

O aço ABNT 304 é um aço inoxidável austenítico básico 18-8 com teor de carbono máximo de 0,08%, com aproximadamente 18% Cr e 8% Ni.

Esse aço possui alta plasticidade, o que permite grandes deformações através de trabalho a frio, e sua capacidade de encruamento eleva a resistência mecânica.

As principais aplicações desses aços são as seguintes: fabricação de diversos tipos de molas; parafusos, rebites, pregos, pinos, porcas e produtos semelhantes; telas utilizadas como elementos filtrantes; cabos para navegação, aeronáutica; peças ou revestimentos decorativos de arquitetura.

2.3.1 – Trefilação do Aço Inoxidável

A matéria-prima da trefilação é o fio-máquina recozido e decapado com diâmetros na faixa de 5,5 a 7,94 mm e resistência a tração na faixa de 620 a 725 MPa.

As fieiras utilizadas nas indústrias trefiladoras geralmente são de carbeto de tungstênio na trefilação seca e de fieiras de diamante na trefilação úmida. Quanto à geometria interna da fieira, são utilizadas fieiras de 2β de 16° a 18° e comprimento da região cilíndrica de calibração variando entre pequeno e médio, diferente do recomendado pelo *Steel Wire Handbook* que recomenda o uso de fieiras com $2\beta=18^\circ$ e com 30% a 50 % do diâmetro final do fio.

2.4 – Cobre e Suas Ligas

O cobre é um metal não-magnético que se funde a 1080°C e, depois da prata, é o melhor condutor de eletricidade e calor. É um metal dúctil e maleável que pode ser conformado a frio ou a quente. É relativamente escasso (há somente 0,007 % de cobre na crosta terrestre).

Segundo a ABNT, o cobre apresenta a seguinte classificação [CHIAVERINI, 1986]:

- Cobre eletrolítico tenaz (Cu ETP – Electrolytic with Toughness Properties) → fundido a partir do cobre eletrolítico, contendo no mínimo 99,90% Cu (e prata até 0,1%), é aplicado onde se exigem alta condutibilidade elétrica e boa resistência à corrosão;
- Cobre refinado a fogo de alta condutibilidade (Cu FRHC – Fire Refined with High Conductivity) → contendo um mínimo de 99,90% Cu (incluindo a prata), também é aplicado onde se exigem alta condutibilidade elétrica e boa resistência à corrosão;
- Cobre refinado a fogo tenaz (Cu FRTP – Fire Refined with Toughness Properties) → fundido a partir do tipo anterior, contendo 99,80% a 99,85% Cu (mínimo), embora contenha maior quantidade de impurezas. As aplicações são semelhantes às anteriores no campo mecânico, químico e construção civil. Esse tipo de cobre só pode ser utilizado quando a condutibilidade elétrica exigida não for elevada;
- Cobre isento de oxigênio (Cu OF – Oxigen Free) → do tipo eletrolítico, de 99,95% a 99,99% Cu, processado de modo a não conter óxido cuproso e nem resíduos desoxidantes. Devido à maior conformabilidade é indicado para operações de extrusão por impacto, e é aplicado em equipamentos eletro-eletrônicos, em peças de radar, anodos e fios de tubos a vácuo, vedação vidro-metal, válvulas de controle termostático, rotores e condutores para geradores e motores de grande porte e em peças para serviços a altas temperaturas, na presença de atmosferas redutoras;
- Cobre desoxidado com baixo teor de fósforo (Cu DLP – Deoxidated with Low Phosphorus) → obtido por vazamento em molde, isento de óxido cuproso por desoxidação com fósforo, contém teor mínimo de cobre de 99,90% e teores residuais de fósforo entre 0,004 e 0,012%, é utilizado na forma de tubos e chapas, em equipamentos que conduzem fluidos, tais como evaporadores e permutadores de calor,

tubulação de vapor, ar, água fria ou quente e óleo e em muitos tipos de trocadores de calor;

- Cobre desoxidado com alto teor de fósforo (Cu DHP – Deoxidated with High Phosphorus) → obtido da mesma forma do tipo anterior, com mínimo de 99,80% ou 99,90% de cobre e teores residuais de fósforo entre 0,015 a 0,040%, as aplicações são semelhantes ao tipo anterior;
- Cobre refundido (Cu CAST) → obtido a partir de cobre secundário e utilizado na fabricação de ligas de cobre. O teor mínimo de cobre (e prata) varia de 99,75% (grau A) a 99,50% (grau B).

O cobre eletrolítico é o cobre comercialmente puro, com conteúdo de oxigênio baixo e controlado, altas condutibilidade elétrica e térmica, resistência à corrosão, alta conformabilidade.

As características elétricas dos fios de cobre são fundamentais para o seu emprego devido à necessidade da alta condutibilidade elétrica; o valor de referência para a condutibilidade é 100% IACS (International Annealed Copper Standard) que corresponde à resistividade de $0,017241 \Omega \cdot \text{mm}^2$ a 20°C ou condutibilidade de 58 Si ($\text{m}/\Omega \cdot \text{mm}^2$).

Devido a essas características existe uma diversidade muito grande quanto a sua aplicação. Citam-se as principais áreas e aplicações:

- Eletricidade: cabos, condutores elétricos aéreos, incluindo eletrificação de ferrovias e linhas telefônicas, bobina para motores, geradores, transformadores e instrumentação; fio esmaltado, barramento, contatos, instalações industriais e domésticas, peças de rádio e televisão, comutadores, terminais; cabos coaxiais; anodos para eletrodeposição e eletromoldagem.
- Química: equipamentos como caldeiras, tubulação, tanques, cubas, equipamento para preparação de alimentos, utensílios de cozinha.

- Mecânica: trocadores de calor, numerosos produtos de arame e tiras; radiadores e juntas para automóveis, peças estampadas, pregos e rebites.
- Arquitetura e edificação: revestimento de fachadas, tubulação de água fluvial, telhados, canaletas, placas e perfis decorativos, revestimento de painéis.

2.4.1 – Trefilação de Cobre Eletrolítico

Como mencionado, o cobre possui excelente capacidade de deformação que se traduz em boa trefilabilidade. A trefilação é um dos processos de conformação plástica mais utilizados para obtenção de produtos aplicados nas áreas anteriormente mencionadas.

Na trefilação do cobre o atrito entre o fio e a fieira é muito importante e depende da natureza das superfícies em contato e das condições de lubrificação.

GLOSSOP [1990] afirma que a trefilação de cobre é extremamente severa em termos de requerimento da lubrificação, provavelmente mais que a maioria dos processos industriais. Durante o processo ocorre a formação de pó de cobre que permanece no fluido sendo mais ou menos visível; esse pó deve ser retirado do circuito do fluido por decantação ou filtragem, caso contrário facilitará o engripamento e, pela formação de compostos cuprosos, reduzirá a ação lubrificante [HELMETAG, 1999].

Quanto à geometria interna da fieira, EDER [1981] afirma que materiais de baixa resistência mecânica necessitam de 2β maiores que materiais de alta resistência, como pode ser visto nas figuras 2.17a e 2.17b, embora reconheça a existência de exceções a esta regra.

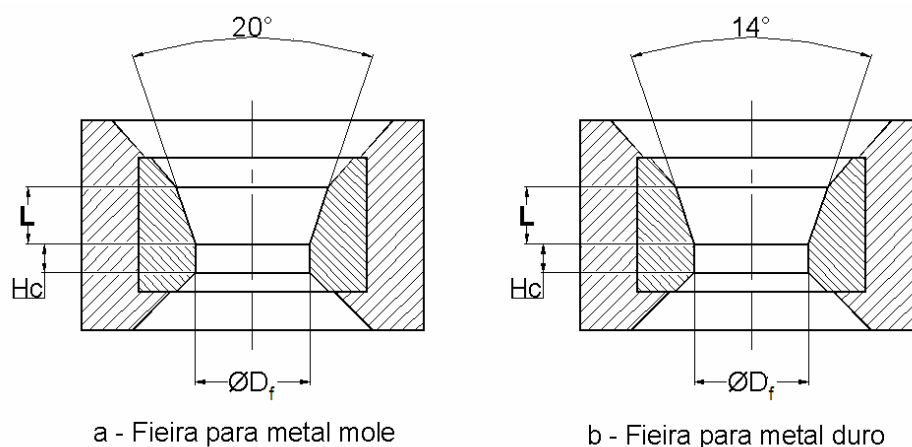
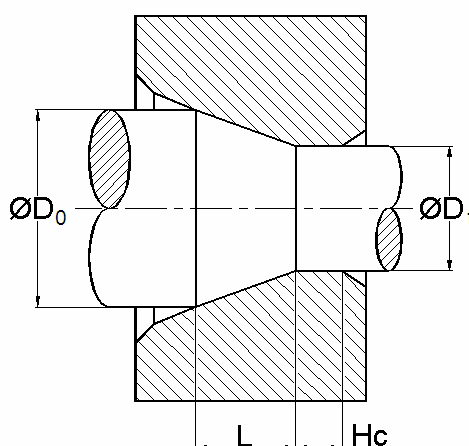


Figura 2.17 – Fieiras com ângulo do cone de trabalho diferentes
[adaptado de EDER, 1981].

Segundo PAPANONI [1970], a prática indica valores de $2\beta=16^\circ$ a 18° para diâmetros de 0,2 a 0,4 mm.

Na figura 2.18 é apresentada a relação entre 2β e H_c para materiais com diferentes resistências mecânicas. Na tabela 2.6 são apresentados os valores de 2β para diferentes materiais e reduções em área.



Material	D_0 (mm)	D_f (mm)	H_c (mm)	L (mm)	2β [°]
Alumínio	3,74	3,0	1,2	1,65	24
Cobre e latão mole	3,58	3,0	1,3	1,6	20
Aço doce	3,47	3,0	1,6	1,75	16

Figura 2.18 – 2β e H_c em relação ao material a trefilar
[adaptado de FRASCIO, 1970].

O número de informações existente é variado e, em muitos casos contraditórios; motivo pelo qual existe a necessidade de um trabalho que auxilie a indústria nacional no sentido de facilitar o correto uso do lubrificante e da geometria de fiação na trefilação de cobre.

Tabela 2.3 – Valores do ângulo de trabalho de acordo com material a ser trefilado [adaptado de KONER, 1992].

Aplicação	Para reduções de área: (%)				
	5-8	8-12	12-16	16-25	25-35
Trefilação úmida <ul style="list-style-type: none"> • cobre • cobre recoberto • com prata • fios capilares 	12°	14°	16°	19°	22°
Trefilação úmida <ul style="list-style-type: none"> • ligas de alumínio • níquel • arames para resistência elétrica 	10°	12°	14°	17°	20°
Trefilação úmida <ul style="list-style-type: none"> • latão • bronze • aço baixo carbono 	9°	11°	13°	16°	19°

Os materiais recomendados utilizados na fabricação de fiação são apresentados na tabela 2.4.

Tabela 2.4 – Recomendação de material para fiação [adaptado de STMD, 1971].

Material a ser trefilado	Diâmetro (mm)	Material recomendado para fiação.
Aços carbono e aços ligados	< 1,57	Diamante natural ou sintético.
	> 1,57	Carbeto de tungsteno sinterizado.
Cobre	< 2,06	Carbeto de tungsteno sinterizado.
	> 2,06	Diamante natural ou sintético.
Ligas de cobre e alumínio	< 2,50	Diamante natural ou sintético.
	> 2,50	Carbeto de tungsteno sinterizado.

2.5 – Análise Numérica da Trefilação

Além dos parâmetros referentes a cada tribo-elemento é imprescindível o conhecimento detalhado das variáveis envolvidas nos processos de conformação plástica, tais como: comportamento da deformação plástica do material durante o processo; distribuição de tensões durante a aplicação dos esforços de deformação; valores de tensões residuais após a conformação; variação da temperatura durante e após a trefilação, e também a interação de cada tribo-elemento em cada uma dessas variáveis.

A determinação de variáveis como valores de tensões nas direções axial e radial durante a deformação do material, tensões residuais após o processo de trefilação, é realizada por meio de soluções matemáticas aproximadas de obtenção complexa. Muitas delas são baseadas em hipóteses que simplificam as situações gerais, limitando seu uso às aplicações práticas que possuem características semelhantes às hipóteses assumidas.

Existem vários métodos de obtenção das soluções aproximadas, como: Método de “Slab”, Método da Energia Uniforme de Deformação, Método da Linha de Escoamento, Método dos Limites (Superior e Inferior). Porém tais métodos não representam realmente o comportamento dos esforços e das deformações, além de possuir grande complexidade na obtenção das soluções exatas.

Com o grande desenvolvimento da informática, as soluções matemáticas exatas começaram a ser substituídas por métodos que utilizam técnicas numéricas para análise de processos de conformação dos metais. O método mais conhecido é o Método dos Elementos Finitos (FEM – “Finite Elements Method”) que é utilizado como ferramenta em simulações através de softwares.

Com o Método dos Elementos Finitos podem ser realizadas as análises das distribuições de tensões na zona de deformação para determinar a

variação de tensão em todo o material durante o processo de trefilação, e o valor de tensão residual no material trefilado.

Tal análise tem grande importância na obtenção de uma programação para otimizar um processo de trefilação com múltiplas fieiras, considerando baixas forças de trefilação, baixos consumos de energia, uniformidade das taxas de deformação, menores pressões de contato possíveis e menores valores de tensões de cisalhamento, normais e residuais (figuras 2.19 e 2.20) [DOEGE, 2000], visando assim a confiabilidade do processo realizado em máquinas de passes múltiplos.

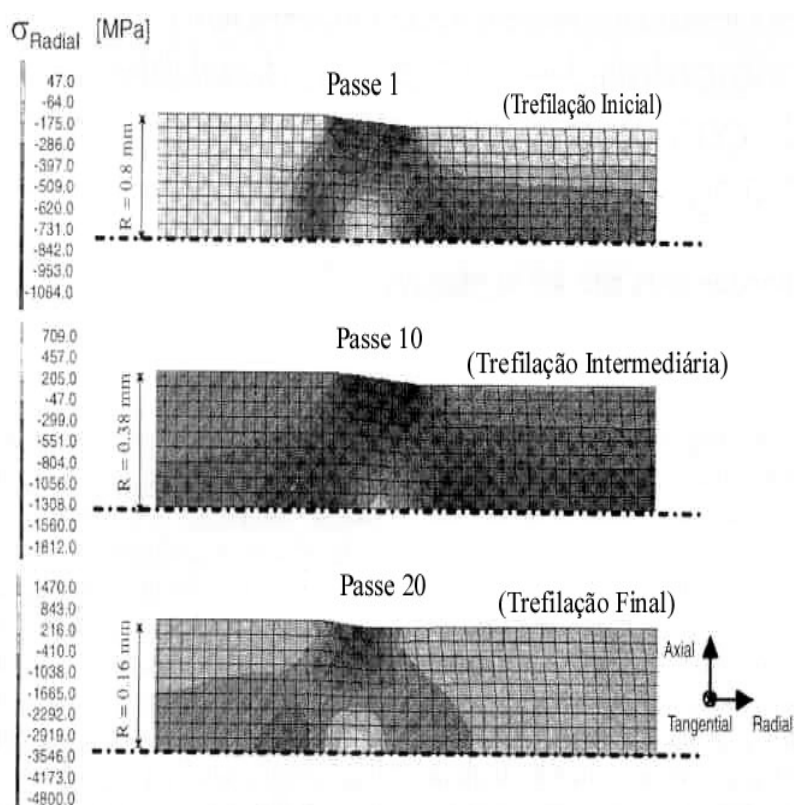


Figura 2.19 – Distribuição de tensão transversal [adaptado de DOEDGE, 2000].

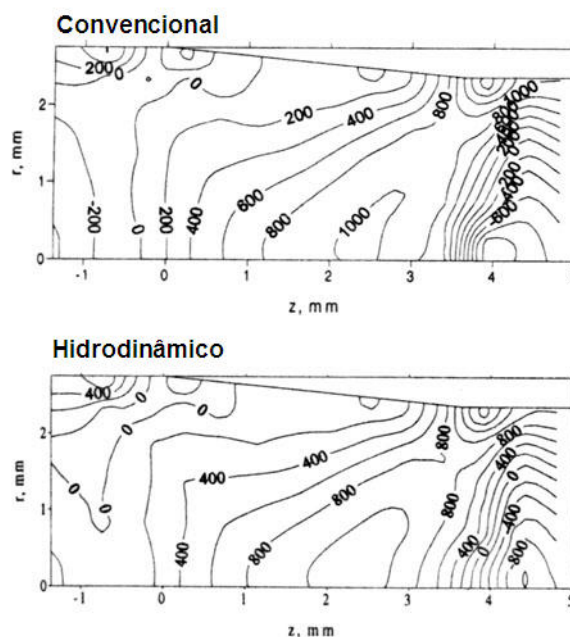


Figura 2.20 – Distribuição de tensão longitudinal
[adaptado de PILARZIK, 1997].

A trefilação envolve a redução da seção transversal do fio por meio de um único passe ou por sucessivos passes através de feiras cônicas. Tensões residuais (de tração na superfície do fio) são geradas em consequência da não homogeneidade das deformações plásticas associadas ao processo. Muitos trabalhos mostram que essas tensões residuais podem influenciar o comportamento mecânico dos fios bem como também a durabilidade dos produtos trefilados, reduzindo o tempo de vida em condições de corrosão sob tensão ou de fadiga [ATIENZA, 2005]. No caso de barras usadas em concreto protendido, as tensões residuais reduzem o limite de elasticidade tornando inadequada a aplicação do material. Devido a esses fatores limitantes quanto à tensão residual, é de grande importância o conhecimento das distribuições desse tipo de tensão gerada por trabalhos de conformação a frio e os mecanismos de modificação dessas tensões para prevenir seus efeitos negativos.

Essas tensões residuais podem ser determinadas por simulações numéricas por meio do método de elementos finitos, ou experimentalmente através de difração de raios X. A figura 2.21 apresenta uma comparação das

tensões residuais obtidas através de difração de raios X e com o emprego de simulações numéricas, existentes em aços perlíticos, considerando nas simulações os comportamentos isotrópico e anisotrópico do material. Esses resultados evidenciam que as tensões residuais na direção axial são trativas na superfície da barra e compressivas no centro [ATIENZA, 2005].

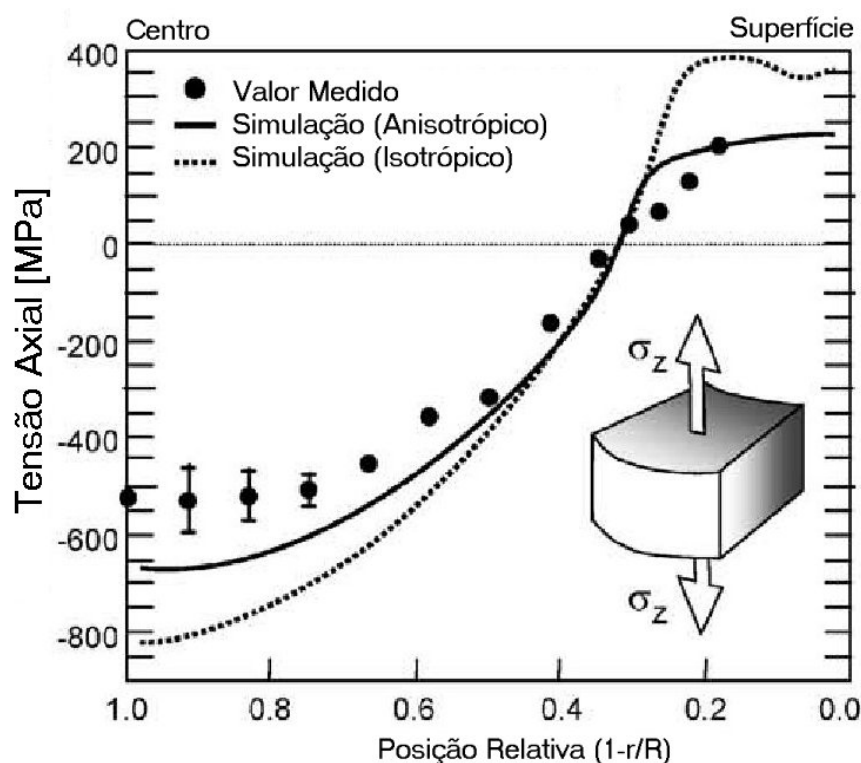


Figura 2.21 – Tensões residuais axial
[adaptado de ATIENZA, 2005].

A presença de tensões residuais axiais trativas nas regiões próximas à superfície da barra ou do fio pode ser prejudicial ao produto trefilado, pois reduz seu tempo de vida em condições que apresente corrosão sob tensão e/ou fadiga [ATIENZA, 2005].

Capítulo 3 – Teoria da Plasticidade

A teoria da plasticidade estuda o comportamento dos materiais metálicos em níveis de deformações em que não se observa a ocorrência da Lei de Hooke, ou seja, não se verifica o comportamento elástico dos metais [DIETER, 1988].

Essa teoria é a base para a análise numérica dos processos de conformação plástica dos metais. O uso de suas equações fundamentais, embora muitas vezes resulte em equações matemáticas de difícil resolução, quando aplicada a problemas práticos, levou ao desenvolvimento de técnicas de soluções denominadas de *teoria da plasticidade elementar*. Nesta teoria, as dificuldades matemáticas são contornadas pela adoção de hipóteses simplificadoras em relação à deformação e estados de tensões que ocorrem no material conformado. Como resultado, obtém-se uma descrição quantitativa aproximada dos processos de conformação plástica [LANGE, 1985].

3.1 - Curva de Escoamento

A curva tensão-deformação para um metal dúctil é apresentada na figura 3.1. A Lei de Hooke é observada até a tensão de escoamento (σ_e). Acima desse valor, o metal deforma-se plasticamente. A maioria dos materiais metálicos sofre encruamento quando atinge a região plástica, ou seja, para ocorrer maiores deformações necessitam maiores valores de tensão em relação à σ_e inicial. Porém, de maneira contrária à região elástica, a tensão e a deformação na região plástica não se relacionam através de uma simples constante de proporcionalidade. Se o material for deformado até um ponto A, quando a carga é retirada a deformação total decresce de um valor σ/E . De ε_1 para ε_2 , esse decréscimo é chamado de deformação elástica recuperável (ou retorno elástico). Essa deformação remanescente, em alguns casos, não é totalmente uma deformação plástica permanente, pois dependendo do metal e da temperatura, essa deformação reduzirá uma pequena quantidade $\varepsilon_2 - \varepsilon_3$, definindo assim o comportamento anelástico do material. A deformação anelástica é desprezada nas teorias da plasticidade, devido às considerações

referentes à deformação plástica total logo após o processo de conformação, ou seja a deformação remanescente após o retorno elástico do material (ε_2).

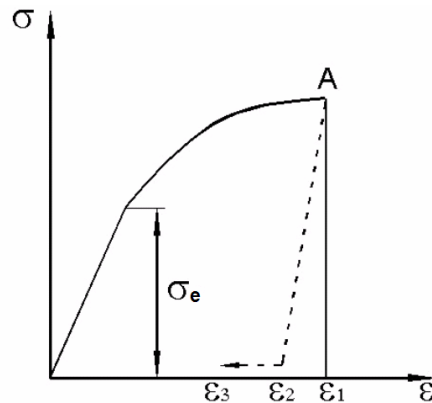


Figura 3.1 – Curva Tensão x Deformação [DIETER, 1988].

A curva tensão/deformação verdadeira é também chamada de curva de escoamento, pois fornece a tensão necessária para causar o escoamento plástico do metal em qualquer nível de deformação. Essa curva é geralmente expressa matematicamente por uma expressão potencial da forma:

$$\sigma_r = K \cdot \varepsilon_r^n, \quad (3.1)$$

sendo K o coeficiente de resistência, cujo valor é a tensão para uma deformação igual a 1 e n é denominado coeficiente de encruamento, que é determinado pela inclinação do gráfico log-log da expressão potencial descrita (figura 3.2). Essa equação é válida somente do início do escoamento plástico até a carga máxima, na qual o corpo de prova inicia a formação da estricção.

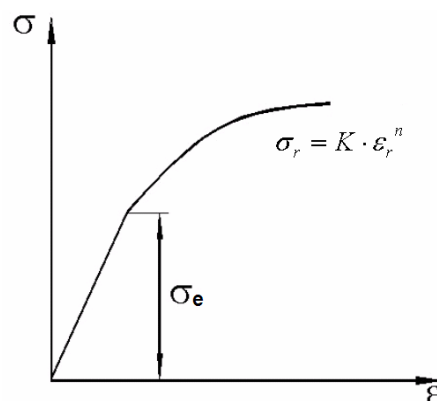


Figura 3.2 – Curva de escoamento elasto-plástico com encruamento [DIETER, 1988].

A curva de escoamento obtida pela expressão potencial pode resultar numa considerável complexidade matemática quando utilizada com as equações da teoria da plasticidade. Devido a essa complexidade, é possível utilizar curvas de escoamento idealizadas que simplifiquem o tratamento matemático e não se desviem excessivamente da realidade física. Essas curvas idealizadas são apresentadas na figura 3.3.

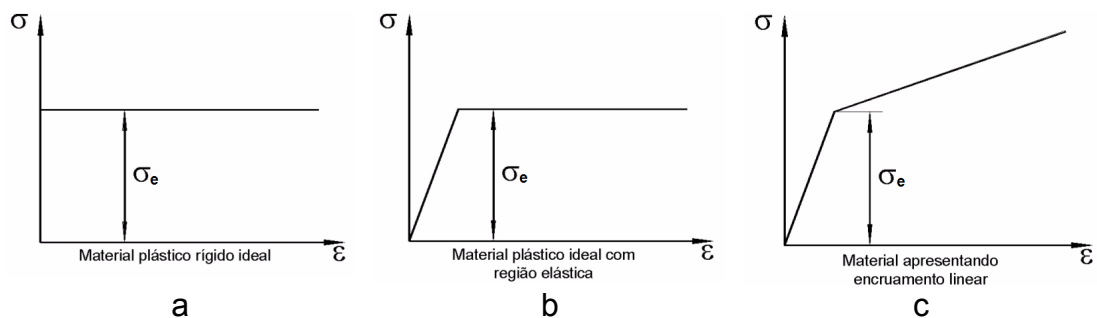


Figura 3.3 – Curvas de escoamento idealizadas [DIETER, 1988].

O corpo de prova de um metal rígido, perfeitamente plástico (curva a) é completamente rígido, não apresentando deformação elástica até que a tensão uniaxial atinja o limite de escoamento. Daí em diante o material escoia plasticamente a uma tensão constante, não apresentando encruamento. Este tipo de comportamento aproxima-se ao de um material dúctil (aço doce) em condições elevadas de deformação a frio. Se é acrescentada uma região elástica à curva anterior, obtém-se a curva que representa o comportamento de um material perfeitamente plástico (curva b) que se aproxima do comportamento de um material semelhante ao aço-carbono, em que se observa um alongamento bem definido em relação ao limite de escoamento. O comportamento que mais se aproxima do comportamento real dos materiais é representado por variações lineares correspondentes às regiões elástica e plástica (curva c).

3.2 – Deformação Verdadeira e Tensão Verdadeira

A curva de tensão/deformação de engenharia, obtida diretamente do ensaio de tração, não representa o comportamento real das deformações do material, pois esta curva baseia-se nas dimensões originais do corpo de prova, que são alteradas continuamente durante o ensaio.

Em processos de conformação plástica, como a trefilação, o material sofre variações consideráveis em sua seção transversal, necessitando assim medições de tensão e deformação baseadas nas dimensões a cada instante para representar o comportamento do material durante o processo.

A deformação elástica apresenta variação dimensional desprezível e pode ser descrito por meio do conceito convencional de deformação linear unitária (variação do comprimento em relação ao comprimento unitário original), pela equação (3.2) :

$$e = \frac{\Delta L}{L_0} = \frac{1}{L_0} \int_{L_0}^L dL. \quad (3.2)$$

Essa deformação elástica é definida de forma satisfatória pela equação (3.2) quando ΔL for muito pequeno. Porém, a deformação plástica que ocorre nos processos de conformação, pode ser muito elevada, ocasionando variações consideráveis nas dimensões do corpo de prova no ensaio de tração.

A utilização da deformação verdadeira ou natural (ε) evita o problema da consideração de deformações muito pequenas. Essa deformação verdadeira é relacionada ao comprimento instantâneo do corpo de prova no ensaio de tração. Portanto a equação da deformação verdadeira é dada por:

$$\varepsilon = \sum \frac{L_1 - L_0}{L_0} + \frac{L_2 - L_1}{L_1} + \frac{L_3 - L_2}{L_2} + \dots \quad (3.3)$$

$$\varepsilon = \int_{L_0}^L \frac{dL}{L} = \ln \frac{L}{L_0}. \quad (3.4)$$

A relação entre a deformação verdadeira e deformação linear convencional é dada por:

$$e = \frac{L - L_0}{L_0} = \frac{L}{L_0} - 1, \quad (3.5)$$

$$e + 1 = \frac{L}{L_0}, \quad (3.6)$$

$$\varepsilon = \ln \frac{L}{L_0}, \quad (3.7)$$

$$\varepsilon = \ln(e + 1). \quad (3.8)$$

Um material metálico submetido a deformações plásticas apresenta, entre outras características básicas, a qualidade de ser essencialmente incompressível. Devido a esse fato, as variações de massa específica, após o metal ter sido submetido a grandes deformações plásticas, são inferiores a 0,1%. Dessa forma, pode-se considerar que o volume de um sólido permanece constante durante a deformação.

Considerando-se um cubo com volume inicial de $dx \cdot dy \cdot dz$, e que depois de deformado apresenta um volume de $dx \cdot (e_x + 1) \cdot dy \cdot (e_y + 1) \cdot dz \cdot (e_z + 1)$, a deformação volumétrica é dada por:

$$\delta v = \frac{\Delta V}{V} = \frac{(e_x + 1) \cdot (e_y + 1) \cdot (e_z + 1) dx \cdot dy \cdot dz - dx \cdot dy \cdot dz}{dx \cdot dy \cdot dz}, \quad (3.9)$$

$$\delta v = (e_x + 1) \cdot (e_y + 1) \cdot (e_z + 1) - 1. \quad (3.10)$$

Uma vez que a variação do volume do metal na deformação plástica é nula, tem-se:

$$\delta v + 1 = 0 = (e_x + 1) \cdot (e_y + 1) \cdot (e_z + 1), \quad (3.11)$$

$$\ln 1 = 0 = \ln(e_x + 1) + \ln(e_y + 1) + \ln(e_z + 1). \quad (3.12)$$

Como $\varepsilon_x = \ln(e_x + 1)$, obtém-se:

$$\varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 = 0, \quad (3.13)$$

determinando assim o primeiro invariante do tensor-deformação quando a deformação é expressa em termos de deformação verdadeira.

Aplicando a equação da deformação volumétrica à Lei de Hooke, tem-se:

$$\delta v = (e_x + 1) \cdot (e_y + 1) \cdot (e_z + 1) - 1, \quad (3.14)$$

$$\delta v = e_x + e_y + e_z + 1 - 1 = e_x + e_y + e_z, \quad (3.15)$$

$$\delta v = \frac{1 - 2\nu}{E} (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z). \quad (3.16)$$

Devido ao volume constante tem-se que $A_0 \cdot L_0 = A \cdot L$ e a equação da deformação verdadeira pode ser escrita da seguinte forma:

$$\varepsilon = \ln \frac{L}{L_0} = \ln \left(\frac{A_0}{A} \right). \quad (3.17)$$

A tensão verdadeira ($\sigma = \frac{P}{A}$) é a carga aplicada a cada instante, dividida pela área da seção transversal sobre a qual é aplicada a carga. A tensão de engenharia (ou convencional) ($s = \frac{P}{A_0}$) é a carga dividida pela área inicial. Essa tensão verdadeira pode ser determinada a partir da tensão de engenharia através das relações de volume constante, da seguinte forma:

$$\sigma = \frac{P}{A} = \frac{P}{A_0} \cdot \frac{A_0}{A}, \quad (3.18)$$

$$\frac{A_0}{A} = \frac{L}{L_0} = e + 1, e \quad (3.19)$$

$$\sigma = \frac{P}{A_0} \cdot (e + 1) = s \cdot (e + 1). \quad (3.20)$$

3.3 – Deformação Plástica Verdadeira

Nas curvas de escoamento elasto-plástico ocorre um fenômeno denominado “retorno elástico” (“spring back”), que é a recuperação da parcela de deformação elástica do material após a retirada da carga (figura 3.4), mesmo na região de deformação plástica. Ou seja, a deformação verdadeira

total de um carregamento é constituída por uma parcela de deformação plástica (ε^p) e de deformação elástica (ε^e). Quando é retirada a carga, a deformação que permanece no material é somente a parcela da deformação plástica [MSC,2000].

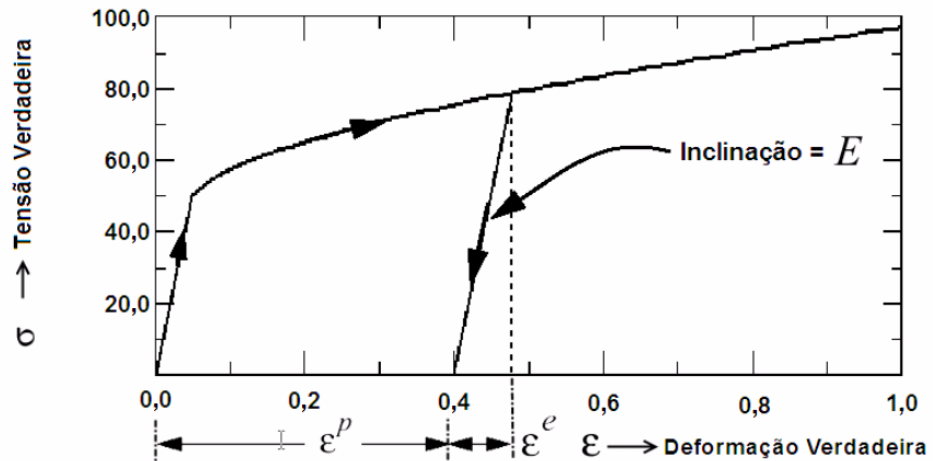


Figura 3.4 – Curva de escoamento verdadeira [MSC, 2000].

A deformação plástica remanescente no material após a deformação é denominada “*Deformação Plástica Verdadeira*”, e a curva de tensão verdadeira x deformação plástica verdadeira é apresentada na figura 3.5, na qual a curva se inicia após o limite de escoamento e a deformação plástica verdadeira é determinada pela diferença entre a deformação verdadeira total e a deformação referente à parcela elástica. Portanto, a expressão que representa essa deformação é dada por:

$$\varepsilon^p = \varepsilon - \sigma / E \quad (3.21)$$

A curva de deformação plástica verdadeira é geralmente utilizada como dados de entrada de softwares de elementos finitos, na definição do comportamento do material na região plástica [MSC,2000].

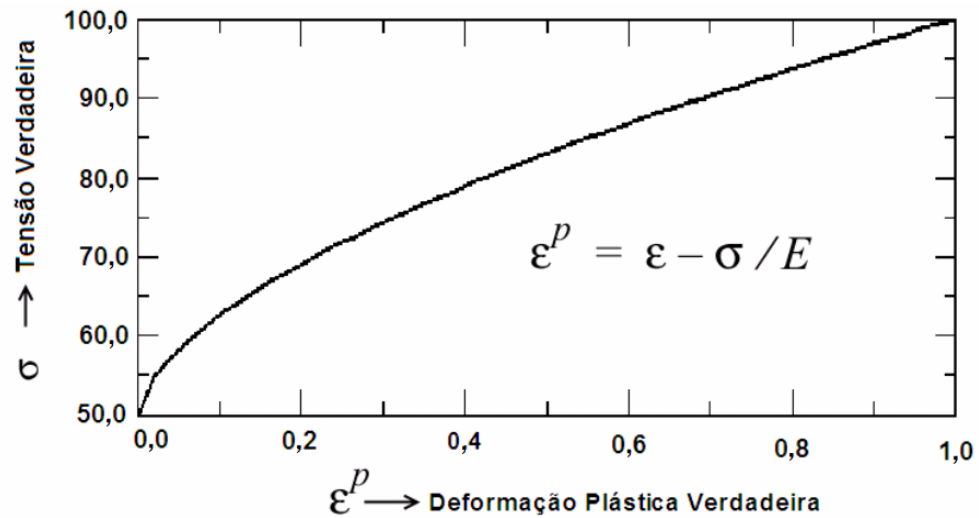


Figura 3.5 – Deformação plástica verdadeira [MSC,2000].

3.4 – Métodos de Determinação de Tensões e Deformações.

Para se obter um controle eficiente das operações de conformação e dos produtos conformados obtidos pelos diversos processos de conformação plástica dos metais é necessário de um melhor conhecimento dos mecanismos de deformação dos materiais durante estes processos. Para isso vem sendo desenvolvida a teoria da plasticidade [BRESCIANI, 1991].

A principal aplicação dos estudos analíticos dos processos de conformação está na determinação dos esforços necessários à produção de uma dada deformação, para uma certa geometria imposta pelo processo. Estes cálculos são úteis na seleção ou projeto de equipamentos de conformação, além de prever o comportamento mecânico de um dado material sob condições específicas de processamento.

3.4.1 – Método da Energia Uniforme

O método da energia uniforme apresenta como resultado o trabalho mínimo possível para produzir uma dada seção, ou seja, o trabalho necessário para a deformação homogênea do material metálico submetido a um processo de conformação plástica [LUIS, 2005].

É o método mais simples e menos preciso de todos, pois assume várias hipóteses simplificadoras, das quais as principais são: (1) o coeficiente de atrito é considerado desprezível e (2) a geometria das ferramentas não afeta o escoamento do material. Essas duas hipóteses fazem com que tanto a parcela de energia de atrito quanto a de trabalho redundante sejam desprezadas, acarretando um erro nos resultados. Dessa forma, esse método é utilizado para uma análise prévia para se ter uma visão da grandeza dos esforços e tensões.

3.4.2 – Método da Divisão e Equilíbrio de Elementos

Também chamado de “*slab method*” ou método de Sachs, considera o trabalho de deformação uniforme e o trabalho de atrito na interface fio/fieira, sendo constante o coeficiente de atrito, bem como a geometria da fieira, porém só como fator geométrico e não como influência na energia de trabalho redundante [RUBIO, 2005].

Este método não considera, também, a influência da tensão de cisalhamento originada no atrito corpo/ferramenta, pois no critério de escoamento, essa tensão é somente considerada no nível global dos esforços aplicados no elemento em equilíbrio.

3.4.3 – Método do Limite Superior

O método do limite superior consiste em estabelecer uma aproximação, por excesso, dos esforços de conformação. Este método baseia-se no teorema do limite superior, o qual explica que, quando um corpo escoar, o trabalho das forças externas é menor ou igual ao trabalho das forças associadas a qualquer campo de velocidade cinematicamente admissível no interior do corpo [AVITZUR, 1979].

Com esse método é possível considerar o encruamento e a anisotropia plástica, e ainda, pode-se prever o tipo de escoamento obtido, ou seja, como é a movimentação do material durante a deformação, e as possíveis fontes de defeitos originados na forma de escoamento.

Para a obtenção do limite superior de tensões em um processo de conformação são necessários: (1) estabelecer um campo de velocidades cinematicamente admissível para o corpo, que atenda às condições cinéticas nos limites e se aproxime do escoamento real; (2) determinar a potência (para a deformação plástica) interna (\dot{W}_i) correspondente ao campo de velocidades cinematicamente admissível, que se compões de uma parcela para pontos onde a velocidade é contínua e uma parcela para os pontos de superfícies de discontinuidades; (3) determinar a potência externa aplicada (\dot{W}_e); e (4) estabelecer a relação $\dot{W}_e = \dot{W}_i$.

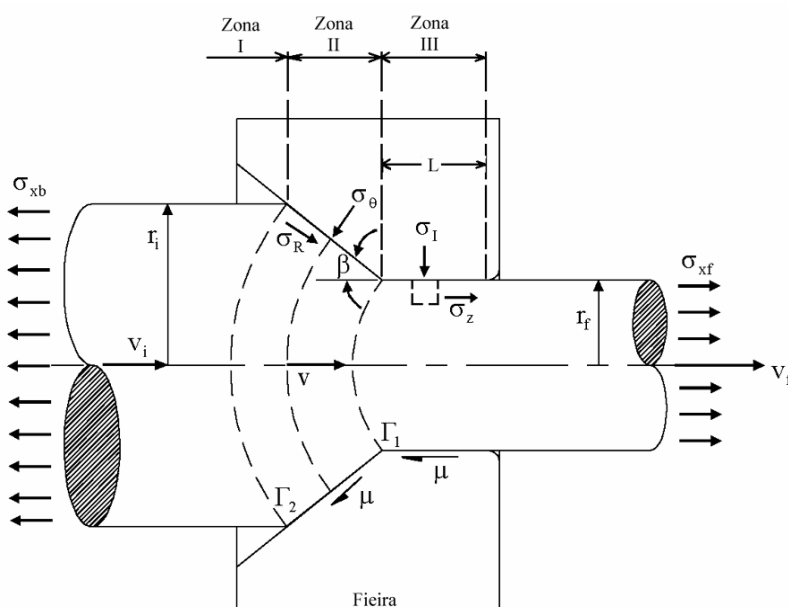


Figura 3.6 – Regiões da interface feira/fio [AVITZUR, 1979].

Na zona I (figuras 3.6 e 3.7) a deformação ainda não iniciou. Ela compreende o fio que entra na feira, que é separado da zona de deformação II pela superfície Γ_2 . A superfície Γ_2 é esférica de raio r_0 com origem no vértice O do cone da feira. A zona II é a zona de deformação formada pela superfície da feira, com um cone de ângulo 2β e duas superfícies esféricas concêntricas Γ_1 e Γ_2 . A superfície Γ_2 é o contorno esférico que limita as zonas I e II. A superfície Γ_1 de raio r_f , com origem no vértice O do cone, separa a zona II da zona III, na qual se tem o produto que sai da feira. Na zona II a velocidade é direcionada para o vértice O do cone, com simetria cilíndrica.

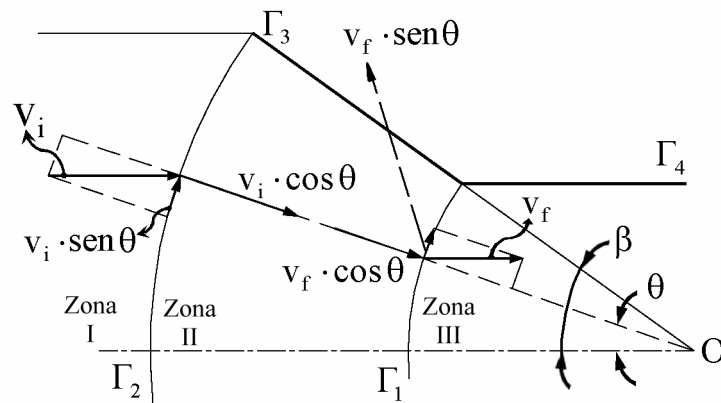


Figura 3.7 – Campo de velocidade [AVITZUR, 1979].

Considerando um sistema de coordenadas esféricas (r, φ, θ) os componentes de velocidade são:

$$\dot{U} = v = -v \cdot r_f^2 \cdot \frac{\cos \theta}{r^2}, \mathbf{e} \quad (3.22)$$

$$\dot{U}_\varphi = \dot{U}_\theta = 0. \quad (3.23)$$

Através dos contornos Γ_1 e Γ_2 , os componentes de velocidade normal a essas superfícies são contínuas. Entretanto, existem discontinuidades de velocidades paralelas a essas superfícies, com a seguinte magnitude:

- Ao longo da superfície Γ_1 :

$$\Delta v = v_f \cdot \text{sen} \theta, \quad (3.24)$$

- Ao longo da superfície Γ_2 :

$$\Delta v = v_i \cdot \text{sen} \theta, \quad (3.25)$$

Desde que a feira esteja em repouso, as discontinuidades de velocidade ao longo da superfície cônica Γ_3 e da superfície cilíndrica Γ_4 são:

- Ao longo da superfície Γ_3 :

$$\Delta v = v_f \cdot r_f^2 \cdot \frac{\cos \beta}{r^2}, \quad (3.26)$$

- Ao longo da superfície Γ_4 :

$$\Delta v = v_f, \quad (3.27)$$

A razão de escoamento volumétrico através de uma superfície delimitada por um canal tubular indicado por $d\theta$ deve ser idêntico ao escoamento que passa através do respectivo tubo de largura dR . Portanto:

- Na zona III:

$$R = r_f \cdot \text{sen}\theta, \quad (3.28)$$

$$dR = r_f \cdot \cos\theta \cdot d\theta, \quad (3.29)$$

$$\dot{V} = 2 \cdot \pi \cdot R \cdot dR \cdot v_f = 2 \cdot \pi \cdot v_f \cdot r_f^2 \cdot \text{sen}\theta \cdot \cos\theta \cdot d\theta; \quad (3.30)$$

-Na zona II:

$$\dot{V} = -2 \cdot \pi \cdot r \cdot \text{sen}\theta \cdot r \cdot d\theta \cdot \dot{U}_r, \quad (3.31)$$

Equacionando as equações da zona II e zona III tem-se:

$$\dot{U}_r = v = -v_f \cdot r_f^2 \cdot \frac{\cos\theta}{r^2}. \quad (3.32)$$

O teorema do limite superior indica que a energia (potência) externa aplicada é:

$$J^* = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_e \cdot \int_V v \cdot \sqrt{\frac{1}{2} \cdot \dot{\epsilon}_{ij} \cdot \dot{\epsilon}_{ij}} dV + \int_{S_r} \tau \cdot |\Delta v| \cdot dS - \int_{S_i} T_i \cdot v_i \cdot dS. \quad (3.33)$$

Para a trefilação, a potência envolvida com as forças sobre um contorno, no qual superfícies de tração são prescritas, é referente à tensão contrária ao da aplicação do esforço necessário para realização do processo \dot{W}_b . Deste modo:

$$\dot{W}_b = - \int_{S_i} T_i \cdot v_i \cdot dS = \pi \cdot v_0 \cdot R_0^2 \cdot \sigma_{xb}. \quad (3.34)$$

Nas regiões I e III, não ocorre nenhuma deformação e portanto, nenhuma energia interna de deformação está envolvida. A deformação que ocorre na zona II são descrita em coordenadas esféricas.

No caso de simetria cilíndrica referente ao eixo φ , as taxas de deformação são:

$$\dot{\epsilon}_{rr} = \frac{\partial \dot{U}_r}{\partial r}, \quad \dot{\epsilon}_{\theta\theta} = \frac{\dot{U}_r}{r}, \quad (3.35)$$

$$\dot{\epsilon}_{\varphi\varphi} = \frac{\dot{U}_r}{r} \equiv -(\dot{\epsilon}_{rr} + \dot{\epsilon}_{\theta\theta}),$$

$$\dot{\epsilon}_{r\theta} = \frac{1}{2r} \cdot \frac{\partial \dot{U}_r}{\partial \theta}, \quad \dot{\epsilon}_{\theta\varphi} = \dot{\epsilon}_{r\varphi} = 0. \quad (3.36)$$

Aplicando as equações dos campos de velocidade, as taxas de deformação serão:

$$\dot{\epsilon}_{rr} = -2\dot{\epsilon}_{\theta\theta} = -2\dot{\epsilon}_{\varphi\varphi} = 2v_f \cdot r_f^2 \cdot \frac{\cos \theta}{r^2}, \quad (3.37)$$

$$\dot{\epsilon}_{r\theta} = \frac{1}{2} v_f \cdot r_f^2 \cdot \frac{\sin \theta}{r^2}, \quad (3.38)$$

$$\dot{\epsilon}_{\theta\varphi} = \dot{\epsilon}_{r\varphi} = 0. \quad (3.39)$$

Nota-se que, desde que o deslocamento seja radial e a posição angular θ seja fixo para qualquer partícula na zona II, a deformação é proporcional, significando que $\dot{\epsilon}_{rr}$; $\dot{\epsilon}_{\theta\theta}$; $\dot{\epsilon}_{\varphi\varphi}$; $\dot{\epsilon}_{r\theta}$; $\dot{\epsilon}_{\theta\varphi}$; $\dot{\epsilon}_{r\varphi}$ seja um conjunto de relações que permanece constante.

A potência interna de deformação é:

$$\dot{W}_i = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_0 \cdot \int_V v \cdot \sqrt{\frac{1}{2} \cdot \dot{\epsilon}_{ij} \cdot \dot{\epsilon}_{ij}} dV. \quad (3.40)$$

Aplicando as relações de taxas de deformação tem-se:

$$\dot{W}_i = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_0 \cdot \int_V v_f \cdot r_f^2 \cdot \frac{1}{r^3} \cdot \sqrt{3 \cdot \cos^2 \theta + \frac{1}{2} \sin^2 \theta} dV, \quad (3.41)$$

$$\dot{W}_i = 2 \cdot \sigma_0 \cdot v_f \cdot r_f^2 \cdot \int_V \frac{1}{r^3} \cdot \sqrt{1 - \frac{11}{12} \text{sen}^2 \theta} dV, \quad (3.42)$$

sendo:

$$dV = 2 \cdot \pi \cdot r \cdot \text{sen} \theta \cdot r \cdot d\theta \cdot dr. \quad (3.43)$$

Substituindo o volume infinitesimal dV , pelos seus componentes, obtém-se:

$$\dot{W}_i = 4 \cdot \pi \cdot \sigma_0 \cdot v_f \cdot r_f^2 \cdot \int_{\theta=0}^{\beta} \left(\sqrt{1 - \frac{11}{12} \text{sen}^2 \theta} \cdot \text{sen} \theta \cdot \int_{r=r_f}^{r_i} \frac{dr}{r} \right) d\theta, \text{ e} \quad (3.44)$$

$$\dot{W}_i = 4 \cdot \pi \cdot \sigma_0 \cdot v_f \cdot r_f^2 \cdot \ln \left(\frac{r_i}{r_f} \right) \int_{\theta=0}^{\beta} \sqrt{1 - \frac{11}{12} \text{sen}^2 \theta} \cdot \text{sen} \theta d\theta. \quad (3.45)$$

Após a integração:

$$\dot{W}_i = 2 \cdot \pi \cdot \sigma_0 \cdot v_f \cdot r_f^2 \cdot \left(1 - \cos \beta \cdot \sqrt{1 - \frac{11}{12} \cdot \text{sen}^2 \beta} + \frac{1 - \frac{11}{12}}{\sqrt{\frac{11}{12}}} \cdot \ln \frac{1 + \sqrt{\frac{11}{12}}}{\sqrt{\frac{11}{12}} \cdot \cos \beta + \sqrt{1 - \frac{11}{12} \cdot \text{sen}^2 \beta}} \right) \cdot \ln \left(\frac{r_i}{r_f} \right), \quad (3.46)$$

considerando que: $\frac{r_i}{r_f} = \frac{R_i}{R_f}$ e $r_f = \frac{R_f}{\text{sen} \beta}$. Logo:

$$\dot{W}_i = 2 \cdot \pi \cdot \sigma_0 \cdot v_f \cdot R_f^2 \cdot f(\beta) \cdot \ln \left(\frac{R_i}{R_f} \right), \quad (3.47)$$

sendo:

$$f(\beta) = \frac{1}{\text{sen}^2 \beta} \cdot \left(1 - \cos \beta \cdot \sqrt{1 - \frac{11}{12} \text{sen}^2 \beta} + \frac{1}{\sqrt{11 \cdot 12}} \cdot \ln \frac{1 + \sqrt{\frac{11}{12}}}{\sqrt{\frac{11}{12}} \cos \beta + \sqrt{1 - \frac{11}{12} \text{sen}^2 \beta}} \right). \quad (3.48)$$

As superfícies Γ_1 e Γ_2 são superfícies de descontinuidade de velocidade. A quantidade de material que passa por essas superfícies deve ser idêntica se for considerada da equação que descreve o campo de velocidade, à direita, ou da equação que descreve o campo de velocidade, à esquerda. Isto significa

que os componentes de velocidades normais a essas superfícies, derivadas de ambos os campos, são equivalentes.

Para exemplificar, à esquerda de Γ_1 o componente de velocidade normal a Γ_1 é $\left| \dot{U}_r \right| = v_f \cdot \cos \theta$. Similarmente, o componente axial da velocidade v_f da zona III normal à superfície Γ_1 tem o mesmo valor $v_f \cdot \cos \theta$. Paralela às superfícies Γ_1 e Γ_2 os componentes de velocidade não são necessariamente iguais e essa diferença é chamada de descontinuidade de velocidade.

A tensão de cisalhamento, segundo os critérios de escoamento de Von Mises, não pode ultrapassar o valor de $\tau = \frac{\sigma_e}{\sqrt{3}}$.

Desse modo, a potência consumida ao longo dessas superfícies não deve ser maior que:

$$\dot{W}_{S_{1,2}} = \int_{\Gamma_1, \Gamma_2} \tau \cdot \Delta v \cdot dS = \int_{\Gamma_1} \tau \cdot \Delta v \cdot dA + \int_{\Gamma_2} \tau \cdot \Delta v \cdot dA, \quad (3.49)$$

$$\dot{W}_{S_{1,2}} = 4 \cdot \pi \cdot v_f \cdot r_f^2 \cdot \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \cdot \int_{\theta=0}^{\beta} \text{sen}^2 \theta \cdot d\theta, \quad (3.50)$$

$$\dot{W}_{S_{1,2}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_0 \cdot \pi \cdot v_f \cdot r_f^2 \cdot [\beta - (\text{sen} \beta) \cdot \cos \beta], \text{ e} \quad (3.51)$$

$$\dot{W}_{S_{1,2}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_0 \cdot \pi \cdot v_f \cdot R_f^2 \cdot \left(\frac{\beta}{\text{sen}^2 \beta} - \cot \beta \right). \quad (3.52)$$

Ao longo da superfície cônica delimitada por Γ_3 , a descontinuidade de velocidade é:

$$\Delta v = v_f \cdot \frac{r_f^2}{r^2} \cdot \cos \beta \equiv v_f \cdot \left(\frac{R_f}{R} \right)^2 \cdot \cos \beta, \quad (3.53)$$

em que um elemento infinitesimal da área de contato é dada por:

$$ds = 2 \cdot \pi \cdot R \cdot \frac{dR}{\text{sen} \beta}. \quad (3.54)$$

Considerando constante o cisalhamento por atrito, $\tau = \mu \cdot \frac{\sigma_e}{\sqrt{3}}$, então a perda por atrito na superfície Γ_3 é:

$$\dot{W}_{S_3} = \int_{\Gamma_3} \tau \cdot \Delta v \cdot dS = \int_{R=R_f}^{R_i} \frac{2 \cdot \pi \cdot R}{\text{sen} \beta} \cdot v_f \cdot \left(\frac{R_f}{R} \right)^2 \cdot (\cos \beta) \cdot \mu \cdot \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \cdot dR, \quad (3.55)$$

$$\dot{W}_{S_3} = 2 \cdot \pi \cdot v_f \cdot R_f^2 \cdot (\cot \beta) \cdot \mu \cdot \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \cdot \int_{R=R_f}^{R_i} \frac{dR}{R}, \text{ e} \quad (3.56)$$

$$\dot{W}_{S_3} = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_0 \cdot \mu \cdot \pi \cdot v_f \cdot R_f^2 \cdot (\cot \beta) \cdot \ln \frac{R_i}{R_f}. \quad (3.57)$$

A potência consumida ao longo da superfície de descontinuidade cilíndrica Γ_4 para um fator de atrito constante é:

$$\dot{W}_{S_4} = \int_{\Gamma_4} \tau \cdot \Delta v \cdot dS = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_0 \cdot \mu \cdot \pi \cdot v_f \cdot R_f \cdot L. \quad (3.58)$$

A potência total consumida ao longo das superfícies de descontinuidades será:

$$\dot{W}_S = \dot{W}_{S_{1,2}} + \dot{W}_{S_3} + \dot{W}_{S_4} = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_0 \cdot \pi \cdot v_f \cdot R_f^2 \cdot \left[\frac{\beta}{\sin^2 \beta} - \cot \beta + \mu \cdot (\cot \beta) \cdot \ln \left(\frac{R_i}{R_f} \right) + \mu \frac{L}{R_f} \right]. \quad (3.59)$$

A potência total necessária para realização do processo de trefilação é determinada pela soma da potência de deformação sobre o volume deformado (\dot{W}_i) e da potência dissipada pelas superfícies de descontinuidades de velocidades (\dot{W}_s), ou seja, $\dot{W}_t = \dot{W}_i + \dot{W}_s$. Essa energia total requerida é igual à energia determinada pela equação do limite superior. Para o processo de trefilação essa energia é dada por:

$$J^* = \pi \cdot v_f \cdot R_f^2 \cdot \sigma_{xf} \quad (3.60)$$

Aplicando o método do limite superior, ou seja, igualando a energia externa aplicada (J^*) à energia requerida pelo processo, resulta a expressão da tensão de trefilação:

$$\frac{\sigma_{xf}}{\sigma_e} = \frac{\sigma_{xb}}{\sigma_e} + 2f(\beta) \cdot \ln\left(\frac{R_i}{R_f}\right) + \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \left[\frac{\beta}{\sin^2 \beta} - \cot \beta + \mu \cdot (\cot \beta) \cdot \ln\left(\frac{R_i}{R_f}\right) + \mu \frac{L}{R_f} \right], \quad (3.61)$$

, sendo;

$$f(\beta) = \frac{1}{\sin^2 \beta} \cdot \left(1 - \cos \beta \cdot \sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2 \beta} + \frac{1}{\sqrt{11 \cdot 12}} \cdot \ln \frac{1 + \sqrt{\frac{11}{12}}}{\sqrt{\frac{11}{12}} \cos \beta + \sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2 \beta}} \right). \quad (3.62)$$

3.5 – Método dos Elementos Finitos

O Método dos Elementos Finitos (MEF) é uma técnica de análise numérica para obtenção de soluções aproximadas para uma ampla variedade de problemas de engenharia. Embora sendo desenvolvido originariamente para estudar as tensões em estruturas aeronáuticas complexas, este método também foi estendido e aplicado a um vasto campo da mecânica de corpos contínuos, devido à sua diversidade e flexibilidade como uma ferramenta de análise [HUEBNER, 1942].

Em muitos problemas encontrados na engenharia, atualmente, é necessária a obtenção de soluções numéricas aproximadas, ao invés de soluções matemáticas analíticas.

Um exemplo disso é a necessidade da determinação da resistência de uma placa que possui reforços ou furos de formatos complexos; da taxa de escoamento de um fluido através de uma passagem de forma arbitrária; ou da concentração de poluentes em condições atmosféricas não uniformes.

Para estes problemas podem-se escrever as equações governantes sem muito esforço. Porém a obtenção, de uma solução matemática analítica não é muito simples devido ao fato da irregularidade ou arbitrariedade de algumas das características desses problemas, como geometria complexa, não uniformidade de condições.

Uma das alternativas para resolução desses tipos de problemas é assumir algumas hipóteses simplificadoras, ignorando as dificuldades e reduzindo o problema de forma a poder ser facilmente resolvida. Em alguns casos esse procedimento funciona, porém na grande maioria dos problemas pode levar a sérias imprecisões e respostas erradas. Felizmente com os avanços tecnológicos dos computadores digitais é possível reverter a complexidade dos problemas e tentar encontrar soluções numéricas aproximadas.

Vários métodos de análise numérica aproximada foram desenvolvidos ao longo dos anos, e o mais comumente utilizado é o método de diferenças finitas. Um modelo de diferenças finitas de um problema fornece uma aproximação pontual para as equações características. Este modelo formado por equações diferenciais para um conjunto de pontos discretos, pode ser melhorado a medida em que se aumenta o número de pontos utilizados. Com isso pode-se tratar alguns problemas complexos, porém quando se tem geometrias irregulares ou especificações não usuais de condições de contornos, a aplicação deste método torna-se difícil de ser utilizada.

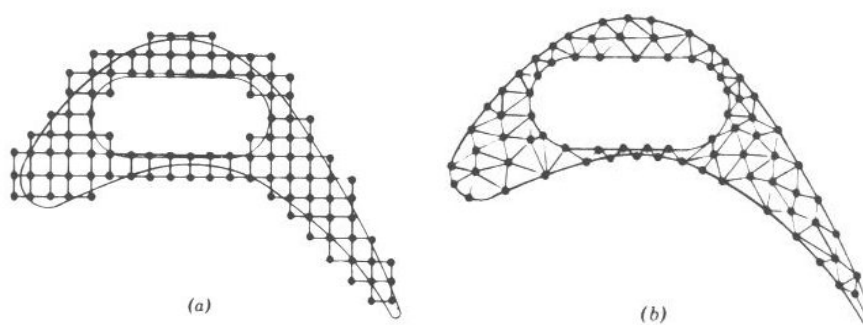
Em contrapartida ao método de diferenças finitas, um outro método numérico mais recente, conhecido como método dos elementos finitos vem sendo desenvolvido.

Diferente do método das diferenças finitas, que apresenta a solução de uma região em análise através de uma malha de pontos discretos, o método dos elementos finitos apresenta a solução através de uma combinação de várias pequenas regiões ou elementos interconectados. Um modelo de elementos finitos de um problema apresenta uma aproximação feita por segmentos discretos para as equações características.

Um modelo de elementos finitos parte do princípio de que uma região pode ser modelada ou aproximada analiticamente pela substituição de uma forma (geometria) complexa por um conjunto de elementos discretos de formato simples. Desde que esses elementos possam ser combinados de

alguma forma, eles podem ser utilizados para representar, excelentemente, formas complexas.

Um exemplo comparativo dos métodos de diferenças finitas e de elementos finitos é o mostrado na figura 3.8, considerando os modelos utilizados para representar uma geometria complexa da seção transversal de uma lamina de turbina. Para este dispositivo é necessário conhecer a distribuição de deformações e tensões para um determinado carregamento, ou a distribuição de temperatura para uma determinada carga térmica. Devido ao canal de resfriamento em seu interior a lamina de turbina possui uma geometria complexa.



Método de diferenças finitas. Método de elementos finitos.

Figura 3.8 – Discretização do perfil de uma lamina de turbina [HUEBNER, 1942].

Como mostrada na figura 3.8, uma malha uniforme de diferenças finitas pode cobrir razoavelmente a seção da lamina, mas os contornos devem ser aproximados por uma série de linhas verticais e horizontais (formando degraus). Enquanto um modelo de elementos finitos que utiliza elementos bidimensionais simples (triângulos), apresenta uma melhor aproximação para o contorno da lamina, pois as curvas do contorno externo são representadas por uma série de linhas retas.

3.5.1 – Como o Método dos Elementos Finitos Funciona:

Em um meio contínuo (definido por um corpo de material sólido, líquido ou gasoso, ou por simplesmente uma região do espaço no qual um fenômeno

particular está ocorrendo) de qualquer dimensão, um campo variável (seja este pressão, temperatura, deslocamento, tensão, ou qualquer quantidade) possui infinitos valores, pois está em função de cada ponto genérico de um corpo ou de uma região analisada. Conseqüentemente, um meio contínuo possui um número infinito de incógnitas. Um procedimento de discretização de elementos finitos reduz o contínuo num problema que apresente um número finito de incógnitas através da divisão da região analisada em elementos e pela representação de um campo variável incógnito em termos de funções aproximadas assumidas para cada elemento.

Essas funções de aproximação (também chamada de funções de interpolação) são definidas em termos dos valores dos campos variáveis em pontos específicos chamados de nós ou pontos nodais. Os nós normalmente se localizam nos contornos dos elementos, onde os elementos adjacentes podem ser considerados conectados um ao outro. Além dos nós do contorno, um elemento pode também ter alguns nós internos. Os valores nodais dos campos variáveis e as funções de interpolação dos elementos definem completamente o comportamento de cada campo variável no interior do elemento.

Para uma representação de um problema por elementos finitos, os valores nodais dos campos variáveis tornam-se as novas incógnitas. Uma vez determinadas essas incógnitas, a função de interpolação define o campo variável por todo um conjunto de elementos [HUEBNER, 1942].

Claramente, a natureza da solução e o grau de aproximação dependem não somente pelo número de elementos usados, mas também pela função de interpolação selecionada. Portanto, não se pode escolher uma função arbitrária, pois certas compatibilidades de condições devem ser satisfeitas.

Sem levar em consideração as aproximações utilizadas para encontrar as propriedades dos elementos, a solução de um problema de um contínuo através do método de elementos finitos, sempre segue algumas etapas. Generalizando o modo de como o método de elementos finitos funciona, será

apresentada sucintamente cada uma das etapas a serem seguidas [HUEBNER, 1942].

1 – *Discretização do contínuo* → o primeiro passo é dividir o meio contínuo ou a região analisada em elementos, satisfazendo as condições de natureza geométrica;

2 – *Seleção da função de interpolação* → o próximo passo é determinar os nós de cada elemento e selecionar o tipo de função de interpolação que represente a variação do campo variável sobre o elemento. O campo variável pode ser um *tensor* escalar, vetorial ou um tensor de maior ordem.

Freqüentemente as equações polinomiais são selecionadas como funções de interpolação para esses campos variáveis, pois são de fácil integração e diferenciação. O grau da equação polinomial escolhida depende do número de nós designados aos elementos, a natureza e o número de incógnitas de cada nó e deve satisfazer as condições de continuidade dos deslocamentos e as relações de compatibilidade das deformações. A magnitude desses campos variáveis, bem como as magnitudes de seus derivados podem ser as incógnitas dos nós;

3 – *Determinar as propriedades dos elementos* → uma vez definido o modelo de elementos finitos, ou seja, os elementos e suas funções de interpolação, o próximo passo é determinar as equações matriciais que expressam as propriedades de cada elemento individual, ou seja a matriz de rigidez de cada elemento;

4 – *Reunir as propriedades dos elementos obtendo um sistema de equações* → para obter as propriedades de todo o sistema modelado por uma rede de elementos, deve-se montar uma matriz de rigidez global, ou seja, deve-se combinar as matrizes de rigidez de cada elemento e formar uma matriz de rigidez que expresse o comportamento de todo o sistema modelado. Após a determinação do sistema de equações devem-se aplicar as condições de contorno do problema a ser analisado.

5 – *Resolver o sistema de equações* → do processo de montagem da matriz de rigidez global de todo o problema obtém-se um grupo de equações simultâneas que podem ser resolvidas para obter os valores das incógnitas dos nós e os seus campos variáveis;

6 – *Fazer alguns cálculos adicionais se necessário* → após a determinação das incógnitas de cada nó, pode-se utilizar esses valores para cálculos subseqüentes, como por exemplo, em um problema de mecânica dos fluidos como o de lubrificação, a solução do sistema de equações que representa a distribuição de pressão no interior do sistema. Com os valores nodais de pressão pode-se calcular a variação de velocidade e o escoamento ou talvez a tensão de cisalhamento se necessário.

Existem problemas que envolvem elementos contínuos e aplicações de força tridimensionais, os quais podem ser matematicamente reduzidos em problemas bidimensionais, ou seja, pode-se representar um estado tridimensional de tensões por um estado plano de tensões. Esses problemas são chamados de problemas axi-simétricos, e são caracterizados por sólidos de revolução, onde as propriedades dos materiais e as cargas aplicadas não variam ao longo da circunferência de revolução [GRANDIN, 1986].

3.5.2 – Método dos Elementos Finitos Aplicado na Conformação Plástica

Este método é um poderoso procedimento matemático no equacionamento de problemas de conformação plástica, apresentando-se como o mais próximo das condições reais de trabalho, podendo ser aplicado a geometrias complexas e levar em consideração condições reais de atrito e propriedades do material [BRESCIANI, 1991].

O método dos elementos finitos apresenta diversos métodos de análise [MAKINOUCI, 1996], dentre eles estão:

Método dos Elementos Finitos com Formulação de Material Rígido-Plástico ou Rígido-Viscoplástico → com essa formulação assume-se que a tensão de escoamento pode ser expressa em função da deformação, da taxa de deformação e da temperatura, além de desprezar a resposta elástica do material. Essa condição é razoável na análise dos problemas de conformação, pois a porção elástica de deformação é desprezada na maioria das vezes. Devido a essa desconsideração da região elástica do material, não é possível calcular a deformação inicial do material e o efeito de retorno elástico após a conformação. Apresenta as seguintes vantagens: (1) reduz o esforço e o tempo computacional exigido para a simulação de escoamento do material; (2) estima os valores de tensões, deformações, taxas de deformações, velocidades e temperaturas com acuracidade suficiente para propósitos práticos.

Método dos Elementos Finitos com Formulação de Material Elasto-Plástico:

Abordagem estática implícita → o esquema estático implícito de integração no tempo satisfaz as condições existentes nos processos em equilíbrio quase estático (sem impacto), desde que as condições de equilíbrio sejam asseguradas em cada passo de integração no tempo. Contudo deve-se avaliar o tempo de convergência, devido principalmente à mudança do estado de atrito e contato entre o material e a ferramenta durante a iteração

Abordagem estática explícita → de modo a solucionar a questão da convergência, as equações da matriz de rigidez são resolvidas sem iterações em cada passe de integração no tempo, limitando-se o tamanho de cada passo de modo a ser muito pequeno, necessitando um grande número de incrementos para completar todo o processo de conformação sem acúmulo de erro devido ao desprezo dos termos de ordem elevada na integração no tempo.

Abordagem dinâmica explícita → nessa abordagem a base da formulação são as equações de equilíbrio dinâmico. Não apresenta a necessidade da montagem e solução da matriz de rigidez, obtendo-se a solução mais rapidamente que em uma abordagem estática. Para se obter a solução nesse tipo de abordagem, o incremento de tempo deve ser limitado de maneira que a onda de dilatação não ultrapasse nenhum elemento.

Um método confiável para simular o processo de deformação de metais apresenta como obstáculo em seu desenvolvimento, é o comportamento não linear do material que ocorre nos processos de conformação devido às deformações de caráter inelástico; à presença de grandes deslocamentos, grandes rotações, deformações finitas e efeitos derivados do contato e atrito entre o material e a ferramenta. Devido a esses fatores complexos é necessário o uso de algoritmos numéricos sofisticados que são implementados por grandes recursos computacionais.

Na análise por elementos finitos de processos de conformação de metais, pode-se considerar duas formas de abordagem: (1) *formulação de sólido* que é o caso mais geral, em que a porção elástica não é desprezada; e (2) *formulação de fluxo* que estabelece a hipótese de que as deformações elásticas são desprezíveis em relação às deformações inelásticas (plásticas). A primeira formulação é aplicável em muitos processos de conformação de metais. E a segunda formulação é muito mais econômica em termos de esforço e tempo computacional.

3.5.2.1 – Análise de Problemas Não-Lineares

Um problema é não-linear se a relação força-deslocamento depende das condições correntes (ou seja, deslocamento atual, força e relação tensão-deformação).

Seja u um vetor deslocamento generalizado, P_g um vetor das forças generalizadas, e K uma matriz de rigidez a expressão para a relação força-deslocamento para um problema não-linear é:

$$P_g = K(P, u)u \quad (3.63)$$

Existem três fatores de não-linearidades: (1) material; (2) geometria e (3) condições de contorno. Não-linearidade relativa ao material é resultado de relações não-lineares entre a tensão e a deformação do material. Progressos

consideráveis foram feitos na tentativa de derivar uma quantidade contínua ou comportamento macroscópico de materiais em planos microscópicos, mas, até agora, leis constitutivas comumente aceitas são empíricas. Dificuldade em obter dados experimentais normalmente é um obstáculo para o modelamento matemático do comportamento material. Existe uma extensa gama de modelos matemáticos para os diversos tipos de materiais como elastômeros e metais.

Existem, também, outros modelos matemáticos que descrevem os comportamentos mecânicos de materiais compósitos, materiais viscoplásticos, fluência dos materiais, solo, pós e espumas. São apresentadas na figura 3.9 as curvas de comportamento de materiais elasto-plástico, materiais elasto-viscoplástico e o comportamento de fluência dos materiais. Embora o encruamento do material é mais comumente encontrado, o “amolecimento” ou recuperação vem ganhando considerável importância recentemente.

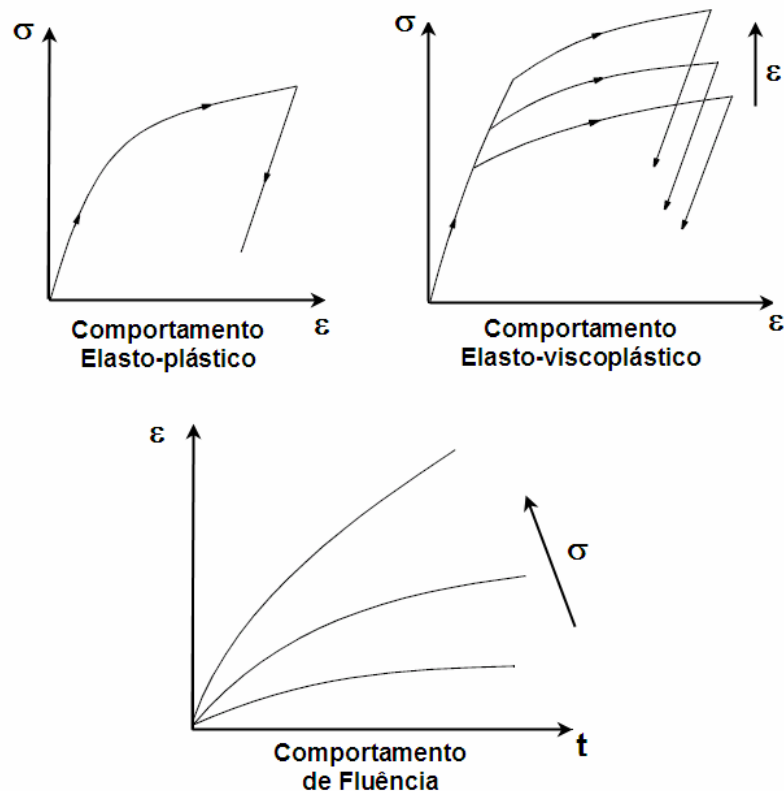


Figura 3.9 – Comportamentos da deformação dos materiais [MSC, 2000].

Não-linearidade geométrica é resultado de relações não-lineares, que ocorre por um lado, entre as deformações e os deslocamentos, e por outro lado, entre as tensões e as forças. Se a medida de tensão é conjugada à medida de deformação, ambas as fontes de não-linearidade tem a mesma forma. Este tipo de não-linearidade é matematicamente bem definido, mas freqüentemente difícil tratar numericamente. Dois tipos importantes de não-linearidade geométrica podem ocorrer:

- a) Em análise de flambagem e problemas de deformações repentinas;
- b) Em problemas de grandes deformações como processos industriais, choques e impactos. Em tais problemas, devido à cinemática de grandes deformações, a distinção matemática entre as não-linearidades geométrica e dos materiais é diferente.

Detalhadamente uma não-linearidade geométrica pode causar dois tipos de fenômenos: mudança no comportamento estrutural e perda da estabilidade estrutural.

Condições de contorno e/ou cargas também podem causar não-linearidades. Problemas de contato ou atrito conduzem a não-linearidade nas condições de contorno. Este tipo de não-linearidade se manifesta nas mais diversas situações da vida real, como por exemplo, em conformação de metais, engrenagens, interferência entre componentes mecânicos, contato entre o solo e os pneus e colisões. Cargas em uma estrutura podem causar não-linearidades se elas variarem com o deslocamento da estrutura. Essas cargas podem ser conservativas, como no caso de forças centrífugas, ou não conservativas, como no caso de forças em vigas em balanço.

Existem dois tipos de problemas envolvendo grandes deformações: os problemas com grandes deslocamentos e pequenas deformações e os problemas de grandes deslocamentos e grandes deformações.

No primeiro tipo de problemas, as mudanças na relação tensão-deformação podem ser desprezadas, mas as contribuições dos termos não-lineares nas relações deformação-deslocamento devem ser consideradas. No segundo tipo de problemas as relações constitutivas devem ser definidas numa posição de referência e serem transformadas a partir dessa referência para uma outra posição na qual as equações de equilíbrio possam ser escritas.

As equações cinemáticas de deformação podem ser escritas através de uma formulação de *Lagrange*. Nesse método de formulação, a malha de elementos finitos é anexada ao material e se move através do espaço com este material. Nesse caso, não existem dificuldades de se estabelecer um histórico para as tensões ou deformações num ponto em particular do material e o tratamento das superfícies livres são naturais e diretas.

Uma formulação de *Lagrange* também, naturalmente, descreve as deformações de elementos estruturais, ou seja, de barras e chapas. Além de analisar processos contínuos como extrusão e laminação.

A formulação de *Lagrange* pode ser classificada em duas categorias: O Método de Lagrange Total e o Método de Lagrange de Atualização. No primeiro método, o equilíbrio é expresso tendo como referência o estado não-deformado original, e no segundo método, a configuração atual atua como um estado de referência.

A combinação da análise de problemas que envolvem grandes deslocamentos com uma formulação de Lagrange de atualização é adequada para análises com pequenos incrementos de rotação e pequenos incrementos de deformação. As componentes de tensão e deformação são escritas em relação ao estado corrente (figura 3.10).

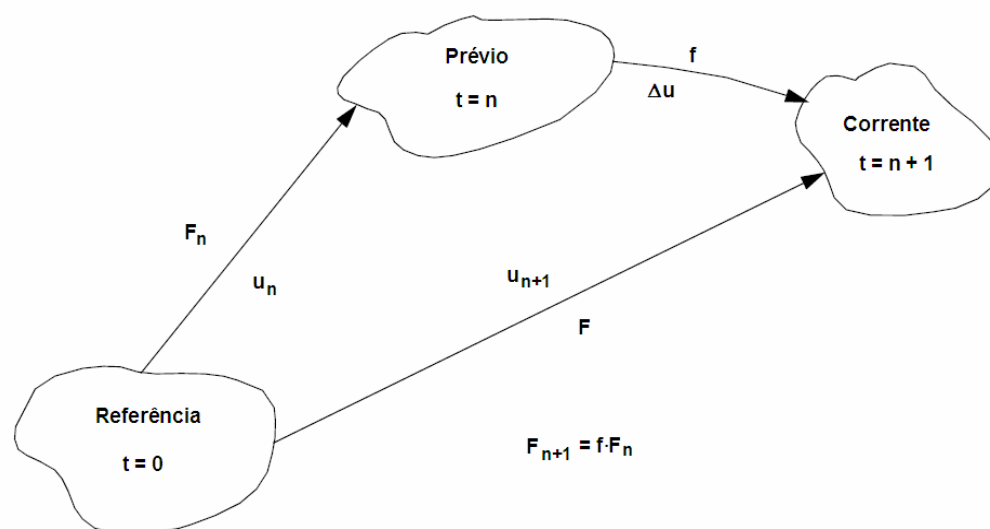


Figura 3.10 – Descrição do movimento [MSC, 2000].

Método de Lagrange de Atualização [MSC, 2000] → essa formulação toma como referência a configuração em $t = n + 1$. A tensão verdadeira (Tensão de Cauchy) e uma medida de deformação energeticamente conjugada, denominada de deformação verdadeira, são utilizadas nas relações constitutivas.

A Formulação de Lagrange de Atualização é útil na análise de cascas e estruturas de vigas nas quais rotações são grandes de forma que as condições de não-linearidade nas expressões de curvatura não podem ser desprezadas; e na análise de grandes deformações plásticas (processos de conformação plástica), para cálculos onde as deformações plásticas não podem ser assumidas como sendo infinitesimais.

Em geral, essa formulação pode ser usada na análise de estruturas onde aos comportamentos inelásticos (plasticidade, viscoplasticidade e fluência) causam grandes deformações. A estrutura das coordenadas iniciais de Lagrange possui pequeno significado físico desde que as deformações sejam, por definição, permanentes. Para estas análises, as coordenadas de referência são redefinidas em relação à iteração anterior da atual iteração.

Nessa formulação o equilíbrio pode ser expresso pelo princípio de trabalho virtual:

$$\int_{V_0} dS_{ij} \delta E_{ij} dv = \int_{V_0} b_i^0 \delta \eta_i dv + \int_{A_0} t_i^0 \delta \eta_i dA, \quad (3.64)$$

sendo:

- $S_{ij} \rightarrow$ Tensor de tensão de segunda ordem (Tensor de tensão de Piola-Kirchhoff);
- $E_{ij} \rightarrow$ Deformação do corpo (de Green-Lagrange);
- $V_0 \rightarrow$ Volume do corpo
- $b_i^0 \rightarrow$ Componentes das forças de corpo no estado de referência, sobre o volume V_0 ;
- $\eta_i \rightarrow$ Deslocamento virtual;
- $t_i^0 \rightarrow$ Componentes das forças externas no estado original em $t = 0$, sobre a superfície A_0
- $A_0 \rightarrow$ Superfície de aplicação da carga

Linearizando o termo da esquerda na eq. 3.64 , tem-se:

$$\int_{V_0} S_{ij} (d(\delta E_{ij})) dV = \int_{V_{n+1}} \nabla \eta_{ik} \sigma_{kj} \nabla \Delta u_{ij} dv, \quad (3.65)$$

sendo Δu e η os atuais deslocamentos incremental e virtual, respectivamente, e σ_{kj} o tensor de tensão verdadeira (tensor de tensão de Cauchy).

$$\int_{V_0} dS_{ij} \delta E_{ij} dv = \int_{V_{n+1}} \nabla^S \eta_{ij} L_{ijkl} \nabla^S (\Delta u_{kl}) dv. \quad (3.66)$$

O operador ∇^S corresponde à parte simétrica de ∇ , o qual representa o operador gradiente no estado corrente. Além disso, nas equações 3.65 e 3.66, podem ser usadas as três identidades a seguir:

$$\begin{aligned}
\sigma_{ij} &= \frac{1}{J} F_{im} S_{mn} F_{jn} \\
\delta E_{ij} &= F_{mi} \nabla^S \eta_{mn} F_{nj} \\
L_{ijkl} &= \frac{1}{J} F_{im} F_{jn} F_{kp} F_{lq} D_{mnpq}
\end{aligned} \tag{3.67}$$

sendo D_{mnpq} o tensor das propriedades do material no estado de referência o qual é convertido para o estado corrente L_{ijkl} , levando à seguinte condição:

$$\{K_1 + K_2\} \delta u = F - R, \tag{3.68}$$

$$(K_1)_{ij} = \int_{V_{n+1}} \beta_{imn} L_{mnpq} \beta_{pqj} dv, \tag{3.69}$$

$$(K_2)_{ij} = \int_{V_{n+1}} \sigma_{kl} N_{i,k} N_{j,l} dv, \tag{3.70}$$

- $K_1 \rightarrow$ matriz de rigidez do material;
- $K_2 \rightarrow$ matriz de rigidez geométrica;
- $F \rightarrow$ Forças externas;
- $R \rightarrow$ Forças internas;
- $\beta_{imn} \rightarrow$ valor do operador gradiente simétrico no estado corrente;
- $\sigma_{kl} \rightarrow$ Tensão verdadeira.

Assumindo agora que o estado corrente seja o estado de referência, a taxa de trabalho virtual pode ser escrita através dos seguintes parâmetros:

$$\begin{aligned}
F_{ij} &= \delta_{ij} \\
\delta E_{ij} &= \delta d_{ij} \\
\frac{\partial}{\partial X_i} &= \frac{\partial}{\partial x_i} \\
S_{ij} &= \sigma_{ij}
\end{aligned} \tag{3.71}$$

Sendo F_{ij} o tensor das deformações e d a taxa de deformação, tem-se:

$$\int_{V_{n+1}} \left[\overset{\nabla}{\sigma}_{ij} \delta d_{ij} + \sigma_{ij} \frac{\partial v_k}{\partial x_i} \cdot \frac{\partial \delta \eta_k}{\partial x_j} \right] dv = \int_{V_{n+1}} \dot{b}_i \delta \eta_i dv + \int_{A_{n+1}} \dot{t}_i \delta \eta_i dA, \quad (3.72)$$

- $\dot{b}_i \rightarrow$ Componentes das forças de corpo no estado corrente
- $\dot{t}_i \rightarrow$ Componentes das forças externas no estado corrente

Nessa equação, $\overset{\nabla}{\sigma}_{ij}$ é a taxa de variação da tensão, a qual é obtida derivando-se a equação de tensão σ_{ij} :

$$\overset{\nabla}{\sigma}_{ij} = F_{in} \left(\overset{\cdot}{JF_{nk}^{-1} \sigma_{kl} F_{ml}^{-1}} \right) F_{mj}. \quad (3.73)$$

Assim as equações constitutivas podem ser escritas em termos de $\overset{\nabla}{\sigma}_{ij}$:

$$\overset{\nabla}{\sigma}_{ij} = L_{ijkl} d_{kl}. \quad (3.74)$$

3.5.2.2 – Solução de Problemas Não-Lineares

A análise não-linear é, geralmente, mais complexa e custosa do que a análise linear. Além disso, um problema não-linear não pode ser formulado como um conjunto de equações lineares. Em geral, as soluções de problemas não-lineares requerem esquemas de soluções incrementais e em algumas vezes requerem iterações dentro de cada incremento de carga/tempo para assegurar que a condição de equilíbrio seja satisfeita em cada etapa incremental.

Existem vários procedimentos iterativos que podem ser utilizados na análise de problemas não-lineares: Procedimento de Newton-Raphson,

Newton-Raphson Modificado, Newton-Raphson com Modificações de Correção de Deformação e O Procedimento das Secantes.

Problemas não-lineares não terão, sempre, uma solução única, e sim várias soluções possíveis. E em algumas vezes não apresentarão soluções possíveis, embora o problema esteja corretamente definido.

Algoritmo de Newton-Raphson → a base do método de Newton-Raphson em análise estrutural é a exigência de que o equilíbrio deve ser satisfeito. Considerando o seguinte conjunto de equações:

$$K(u)\delta u = F - R(u), \quad (3.75)$$

sendo u o vetor dos deslocamentos nodais, F o vetor das cargas nodais externas, R o vetor das cargas nodais internas (obtidos das tensões internas), e K a matriz de rigidez tangencial. O vetor das cargas nodais internas é obtido das tensões internas da seguinte forma:

$$R = \sum_{elem} \int_V \beta^T \cdot \sigma \cdot dv. \quad (3.76)$$

Nesse conjunto de equações, ambos, R e K são funções de u . Em muitos casos, F é função de u também, por exemplo se F referir-se a carregamentos de pressão, pois o vetor das cargas nodais será uma função da orientação da estrutura. Para a resolução dessas equações é mais apropriado o uso do Método de Newton-Raphson.

Supondo que a última solução aproximada obtida seja em termos de δu^i , sendo (i) indique o número da iteração, então a equação xás pode ser escrita da seguinte forma:

$$K(u_{n+1}^{i-1})\delta u = F - R(u_{n+1}^{i-1}). \quad (3.77)$$

Essa equação é resolvida em termos de δu^i e a próxima solução apropriada é obtida pela equação a seguir:

$$\begin{aligned}\Delta u^i &= \Delta u^{i-1} + \delta u^i \\ u_{n+1}^i &= u_{n+1}^{i-1} + \delta u^i\end{aligned}\quad (3.78)$$

A solução dessa equação completa uma iteração, e o processo pode ser repetido. O índice subscrito n indica o número do incremento, restabelecendo o estado para $t = n$. Caso contrário o subscrito $n+1$ indica todas as quantidades referentes ao estado corrente.

O método de Newton-Raphson fornece bons resultados para a maioria dos problemas não-lineares, porém necessita de muito recurso computacional quando aplicadas em grandes problemas tridimensionais.

Capítulo 4 – Procedimento

4.1 – Descrição do Plano de Trabalho

O plano de trabalho é composto de duas etapas:

- A primeira etapa consiste no desenvolvimento experimental, que tem por objetivo a análise da variação da força nos ensaios de trefilação, assim como fornecer dados necessários para introdução no software de elementos finitos MSC.Marc, possibilitando a sua avaliação e aplicabilidade.
- A segunda etapa consiste na simulação do efeito dos parâmetros de processo (coeficiente de atrito, geometria da fieira e lubrificante) sobre as distribuições de tensões internas no fio durante e após a trefilação.

A seguir, faz-se a descrição das diversas etapas deste plano de trabalho.

Como mencionado, a primeira etapa consiste no desenvolvimento experimental. Os materiais a serem trefilados foram o fio de cobre eletrolítico (CuETP) e o fio aço inoxidável austenítico ABNT 304L (304L). Os materiais encontram-se no estado recozido, todos totalmente isentos de qualquer tratamento superficial. Os corpos-de-prova foram ensaiados à tração, antes e após a trefilação, para determinação da variação das propriedades mecânicas ocasionada pela redução de 19% da seção transversal do fio. O equipamento utilizado foi uma máquina de tração MTS 810.23, pertencente ao Departamento de Engenharia de Materiais-FAENQUIL.

Foram utilizados quatro lubrificantes: ILOCUT 171 da Castrol (ILO), AGEFIL E - 505/N da Agena (E505), HONILO 171 da Castrol (HON) e MJF 5 da Chemetal (MJF5). O lubrificante da classe MJF é um lubrificante à base de óleos vegetais e minerais combinados com cloridrinas de alto peso molecular, contendo aditivos para pressões elevadas. Os lubrificantes da classe ILOCUT e HONILO são lubrificantes à base de óleos minerais, ácidos graxos animais e

aditivação de extrema pressão a base de enxofre. O lubrificante AGEFIL E-505/N é um lubrificante solúvel, cuja diluição utilizada foi de 7% em volume, por indicação do fabricante. A viscosidade desses óleos foi avaliada no Departamento de Engenharia de Petróleo da Unicamp, através de um viscosímetro rotativo (Haake - CV 20N) de placas (\varnothing 45 mm) paralelas, e as leituras de viscosidade digitalizados com o uso do Rheocontroller RC-20.

As feiras utilizadas nos ensaios são de diamante e com geometria interna (figura 2.9), composta por 2β de 14° e 18° , 2θ igual a 60° e Hc com 20, 35 e 50 % de Df. As feiras têm em comum as dimensões: $D_i = 0,5$ mm; $D_f = 0,45$ mm. O controle da geometria das feiras foi feito através de um aparelho perfilográfico Taylor-Hobson.

Tabela 4.1 – Características geométricas das feiras.

Fieiras	2β ($^\circ$)	Hc/D _f (%)	L _{total} [mm]	Parâmetro Δ	Fator de trabalho redundante (Φ)
1420	14	20	0,29	2,32	1,33
1435	14	35	0,36		
1450	14	50	0,43		
1820	18	20	0,25	2,98	1,48
1835	18	35	0,32		
1850	18	50	0,38		

Como ferramenta de pesquisa experimental foi utilizada uma trefiladora monobloco de passe simples [MARTÍNEZ, 2001] e velocidade variável (figura 4.1) montada e instalada no Departamento de Engenharia de Materiais-FAENQUIL.

A seqüência de trefilação tem início na fixação de um carretel plástico ABNT 125, contendo aproximadamente 3 a 4 kg de material, em um desenrolador horizontal que trabalha sobre dois mancais de rolamento. Na seqüência, o fio entra na caixa de feira onde encontra o óleo lubrificante e a feira de trefilação. A feira totalmente imersa em óleo é fixa em um suporte, que, por sua vez, está parafusada na célula de carga. A célula de carga, alinhada com o raio de entrada do cabrestante, é sustentada por um suporte de

aço rígido. Finalmente, na saída da caixa de feira tem-se o cabrestante, que traciona o fio forçando a sua passagem pela feira. O cabrestante é movido por um motor de corrente contínua de 20 CV e 2000 rpm de velocidade angular máxima.



Figura 4.1 – Trefila monobloco [MARTÍNEZ, 2001].

Tabela 4.2 – Programação dos ensaios de trefilação.

Material	Cobre Eletrolítico (CuETP)	Aço Inoxidável (304L)
Lubrificante	ILOCUT 171 (ILO)	HONILO 171 (HON)
	E-505/N (E505)	MJF 5 (MJF5)
2β	14° e 18°	14° e 18°
Hc	20, 35 e 50% de D_f	20, 35 e 50% de D_f
Velocidades	1 a 23 m/s	1 a 23 m/s

A velocidade de trefilação varia de 1 a 23 m/s, sendo controlada por um tacômetro digital. Para a medição da força de trefilação utilizou-se uma célula de carga com capacidade nominal de 50 kgf e sensibilidade 2,0 mV/V. Todos os sensores mencionados foram interligados ao condicionador de sinais que, através de cabos, envia os sinais para a placa do conversor CAD 12/36 (A/D e D/A). A coleta de dados dos ensaios foi realizada por um programa tratamento de sinais denominado AqDados. A calibração do dispositivo de medição foi realizada utilizando-se pesos com valores conhecidos.

Os dados experimentais de tensão de trefilação, raio inicial e final, semi-ângulo de trabalho e comprimento da região cilíndrica de calibração foram utilizados para o cálculo do coeficiente de atrito (expressão 2.1) obtido da equação de Avitzur [1983].

A segunda etapa teve início com a introdução dos resultados experimentais obtidos dos parâmetros de trefilação estudados no software de elementos finitos (MSC.Marc). As simulações foram realizadas, com o uso dos resultados experimentais obtidos, tendo a finalidade de validar o modelo utilizado para a simulação da trefilação com o MSC.Marc através da análise dos valores de força de trefilação e potência necessária para trefilação, obtidos experimentalmente e por simulações.

Na seqüência foram realizadas simulações para obtenção de valores de tensões axiais, radiais e residuais, em relação ao tempo de simulação do processo e coeficiente de atrito para as seis geometrias de fieiras (tabela 4.1) utilizadas no procedimento experimental.

4.2 – Softwares de Elementos Finitos

O software de elementos finitos utilizado nas simulações do processo de trefilação foi o MSC.Marc 2001 juntamente com a interface gráfica MSC.Mentat 2001.

O sistema Marc contém uma série de programas integrados que facilita a análise de problemas de engenharia nos campos da mecânica estrutural, transferência de calor, e eletromagnetismo. Esse sistema é composto pelos softwares citados (Marc/Mentat) que trabalham conjuntamente na geração de informações geométricas que definem o modelo de elementos finitos (Marc/Mentat); na análise desse modelo (Marc); e na representação gráfica dos resultados (Marc/Mentat).

4.3 – Modelagem do Processo de Trefilação

Na tabela 4.3 estão apresentados os passos necessários para realização da simulação do processo de trefilação de fios. No anexo 1 encontra-se um procedimento descrito de forma minuciosa (passo a passo), como foi realizada a simulação do processo de trefilação de fios.

Tabela 4.3 – Passos para simulação do processo de trefilação.

Pré-processamento	1° Passo	Criação do modelo e geração da malha de elementos finitos (<i>"Mesh generation"</i>)
	2° Passo	Aplicação das condições de contorno (<i>"Boundary conditions"</i>)
	3° Passo	Definição das condições de contato (<i>"Contact bodies"</i>)
	4° Passo	Aplicação das propriedades do material (<i>"Material behavior"</i>)
	5° Passo	Definição das propriedades geométricas (<i>"Geometric properties"</i>)
Análise	6° Passo	Definição de parâmetros para análise (<i>"Job definition"</i>)
	7° Passo	Submissão do modelo para análise (<i>"Submit the job"</i>)
Pós-processamento	8° Passo	Apresentação dos resultados (<i>"Postprocessing"</i>)

Da mesma forma que nos procedimentos experimentais (tabela 4.1), anteriormente mencionados, as simulações foram realizadas considerando um fio de diâmetro inicial $D_i = 0,50\text{mm}$, que sofre uma redução de área de 19%, obtendo um diâmetro final $D_f = 0,45\text{ mm}$.

As geometrias de fieiras foram representadas através de segmentos de reta (curvas) e devido à simetria existente na trefilação de fios cilíndricos, foi utilizada uma representação bidimensional a partir de um eixo de simetria, em um sistema de coordenadas ortogonais. Com isso considera-se um sistema axi-simétrico a modelagem do processo de trefilação.

A malha de elementos finitos utilizada foi feita sobre uma superfície com 1,3 mm de comprimento (horizontal – eixo x) e 0,25 mm de altura (vertical –

eixo y), dividindo essa superfície em 52 divisões na horizontal (U) e 10 unidades na vertical (V), totalizando 520 elementos quadrilaterais (figura 4.2).

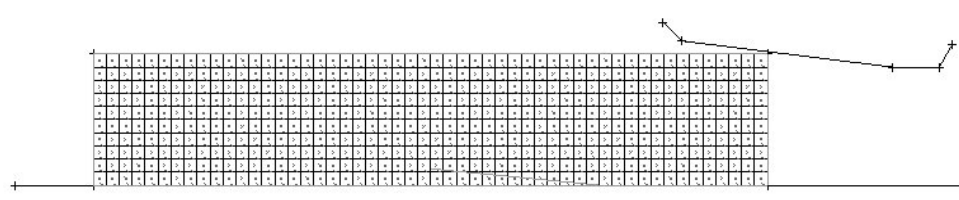


Figura 4.2 – Malha de elementos finitos na seção longitudinal do fio.

Uma vez que a superfície que representa o fio, foi convertido numa malha de elementos finitos, se designou um tipo de elemento existente na biblioteca do MSC.Marc para determinar as propriedades dos elementos utilizados na malha.

Embora o Mentat designe um tipo padrão de elemento baseado nas dimensões do modelo. O tipo de elemento selecionado para esta análise, conforme a classificação do software, é da classe 4 e do tipo 10. Elementos da classe 4 são isoparamétricos de quarto nós com funções de interpolação bilinear. E os elementos do tipo 10 são (isoparamétricos de quatro nós) arbitrariamente quadrilaterais e são definidos para aplicações axi-simétricas. Como esse elemento (tipo 10) utiliza funções de interpolação bilineares, as deformações tendem a ser constante ao longo dos elementos.

O carregamento considerado nas condições de contorno foi um deslocamento nodal aplicado nos nós da extremidade do fio que entra na fieira.

As condições de contato entre o fio e a fieira são aplicadas com a definição das características de contato do corpo deformável (fio) e do corpo rígido (fieira). Dentre essas características, estão o coeficiente de atrito existente entre as superfícies do fio e da fieira; e o posicionamento da fieira em relação ao fio e ao sistema de coordenadas.

No modelo utilizado para a simulação do processo de trefilação a fieira tem um posicionamento fixo e o fio move-se em relação à fieira. Os valores de coeficiente de atrito são os valores obtidos na análise dos resultados experimentais dos ensaios de trefilação, sendo esses coeficientes de atrito referentes aos calculados pelos pontos ótimos de força de trefilação (de menor esforço de trefilação).

No modelo utilizado nas simulações o atrito entre as superfícies do fio e da fieira foi considerado como sendo Atrito de Coulomb (*"Coulomb Friction"*), ou seja um atrito contínuo ao longo das superfícies.

Deve-se também, além de determinar as propriedades do contato (coeficiente de atrito e tipo de atrito), definir os parâmetros de contato entre os corpos, ou seja, o tipo de contato existente entre o corpo deformável (fio) e o corpo rígido (fieira). No modelo utilizado o contato do fio e com a fieira é definido como sendo um toque, pois as superfícies, externa do fio e interna da fieira, apresentam atrito deslizante entre si e não uma união permanente entre elas.

Além do contato entre as superfícies do fio e da fieira, deve-se definir a curva que representa o eixo de simetria, para que se possa realizar uma análise axi-simétrica em relação ao eixo de centro do fio.

As propriedades mecânicas utilizadas nos modelos para simulação foram obtidas por ensaios de tração uniaxial convencional. Porém, o MSC.Marc aceita somente valores de tensão e deformação plástica verdadeiros, ou seja, os dados experimentais foram tratados para que somente os valores de tensão verdadeira e deformação plástica verdadeira fossem utilizados. Essa deformação plástica verdadeira é a deformação plástica efetivamente sofrida pelo material durante o ensaio, descontando a parcela referente à recuperação elástica (*"spring back"*) do material. As simulações foram realizadas considerando o material isotrópico elasto-plástico.

O critério de convergência, das soluções obtidas pelo software, utilizado para se obter uma análise mais realista foi o critério denominado, pelo software, de procedimento de Newton-Raphson Completo (*“Full Newton-Raphson Procedure”*), que faz com que o carregamento seja aplicado em incrementos e que cada incremento tenha iterações até o estado de equilíbrio.

Finalmente foi realizada uma análise axi-simétrica para um modelo que apresenta grandes deformações plásticas. Nesse passo deve-se, também, ativar um procedimento de análise que utilize uma dilatação constante de todos elementos para evitar problemas devido a incompressibilidade existente na plasticidade.

5 – Resultados e Discussões

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos no desenvolvimento experimental descrito no capítulo de procedimentos.

5.1 – Propriedades dos Materiais Utilizados

As composições químicas dos fios de CuETP e 304L utilizados foram obtidas por Espectroscopia por Absorção Atômica, fornecidas pela MICROFIO – Microfio Indústria de Condutores Elétricos LTDA, e são apresentadas na tabela 5.1.

Tabela 5.1 – Composição química dos fios.

Elemento Químico	Cobre Eletrolítico (CuETP)	Elemento Químico	Aço Inoxidável ABNT 304L (304L)
Cobre *	99,9439 %	Carbono	0,026
Arsênio	< 0,0005 %	Silício	0,510
Estrôncio	< 0,0005 %	Manganês	1,860
Estanho	< 0,001 %	Fósforo	0,038
Chumbo	< 0,0008 %	Enxofre	0,005
Ferro	< 0,0015 %	Cromo	18,350
Níquel	< 0,0010 %	Níquel	9,960
Enxofre	< 0,0025 %		
Prata	< 0,0025 %		
Oxigênio	< 0,045 %		
Selênio	< 0,0004 %		
Telúrio	< 0,0002 %		
Bismuto	< 0,0002 %		

* A porcentagem do cobre é obtida pela diferença em 100%.

A tabela 5.2 apresenta as principais propriedades mecânicas dos fios antes ($\varnothing D_i = 0,50\text{mm}$) e após a trefilação ($\varnothing D_f = 0,45\text{mm}$) com redução de 19% da seção transversal. Os valores apresentados na tabela 5.2 são referentes aos valores de tensão verdadeira e deformação verdadeira.

As curvas referentes aos materiais ensaiados são apresentadas no anexo 2.

Tabela 5.2 – Propriedades mecânicas dos fios.

Estado	CuETP		304L	
	$\varnothing D_i$	$\varnothing D_f$	$\varnothing D_i$	$\varnothing D_f$
σ_{esc} [MPa]	138,8	239,7	213,9	601,6
$\sigma_{resist.}$ [MPa]	349,0	284,7	1069,7	853,1
E [GPa]	14,0	28,9	53,3	54,7

Analisando as propriedades mecânicas dos materiais utilizados nos ensaios de trefilação, nota-se que o limite de escoamento dos materiais aumenta quando se aplica uma redução de 19% na seção transversal. Esse aumento é de 72,7% para o CuETP, e 181,3%, para o 304L. O limite de resistência apresenta uma redução após a aplicação da deformação, sendo de 18,4% para o CuETP, e 20,3% para o 304L. O módulo de elasticidade apresentou um aumento com a deformação do material, sendo de 106,4% para o CuETP, e 2,6% para o 304L.

Os valores de viscosidade dinâmica em diferentes temperaturas dos lubrificantes utilizados nos ensaios, ou seja, ILOCUT 171 (ILO) e E-505/N (E505) para a trefilação de CuETP, e HONILO 171 (HON) e MJF 5 (MJF5) para a trefilação do 304L, são apresentados na tabela 5.3.

Analisando a tabela 5.3, nota-se que o lubrificante ILO apresenta uma queda na sua viscosidade dinâmica à medida que se aumenta a temperatura. Pelas próprias características, não foi possível obter os valores de viscosidade dinâmica do lubrificante solúvel E505 por apresentar valores fora da faixa de medição do aparelho utilizado (fora de escala). Apesar disso, como pode ser verificado a seguir, o lubrificante solúvel apresenta um comportamento excelente, demonstrando uma evolução tecnológica desse tipo de lubrificante, sendo assim necessária a aplicação de outros parâmetros para a avaliação do seu comportamento no processo de trefilação. Para os lubrificantes utilizados na trefilação do 304L verifica-se uma grande variação da viscosidade dinâmica

entre os lubrificantes minerais (HONILO 171 e MJF 5), que deve influenciar nos resultados obtidos nos ensaios de trefilação do 304L.

Tabela 5.3 – Viscosidade dinâmica dos lubrificantes utilizados.

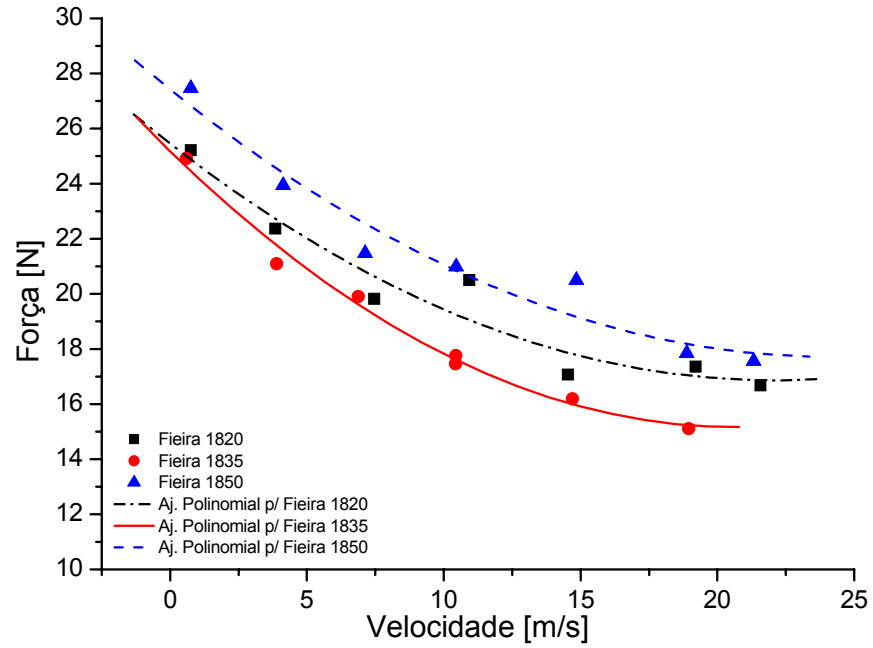
Viscosidade [Pa.s]					
CuETP			304L		
Temp. [°C]	ILO	E505	Temp [°C]	HON	MJF5
25	0,0078	Fora de escala	25	0,0107	1,001
50	0,0044	Fora de escala	50	0,0095	0,255
70	0,0041	-----	75	0,0034	0,104
---	----	-----	90	Fora de escala	0,064

5.2 – Resultados dos Ensaios de Trefilação

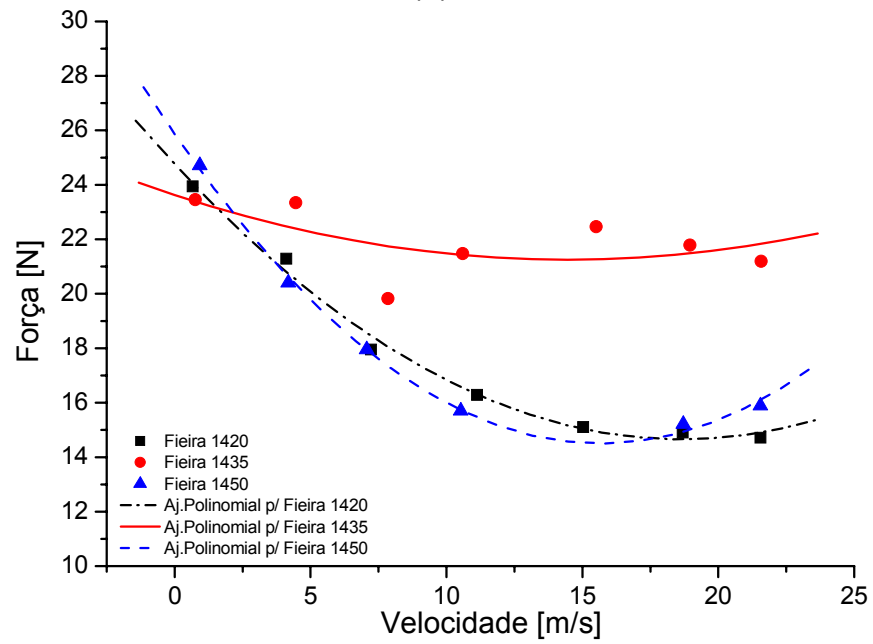
5.2.1 – Ensaios de Trefilação do Cobre Eletrolítico (CuETP)

Os experimentos efetuados com os lubrificantes ILOCUT 171 (ILO) e E-505/N (E505) apresentam os resultados apresentados nas figuras 5.1 e 5.2, respectivamente.

Analisando a figura 5.1, onde são apresentados os resultados dos ensaios de trefilação do CuETP com o lubrificante ILO, observa-se que a força de trefilação sofre grande influência do comprimento de contato total (L_t = comprimento de contato associado ao ângulo 2β + comprimento de H_c) e da abertura associada ao ângulo 2β .

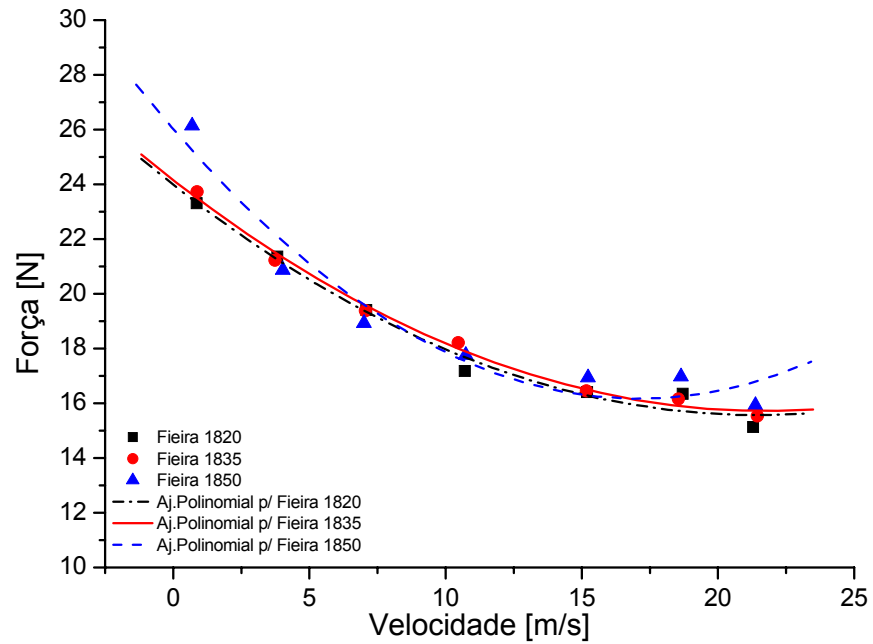


(a)

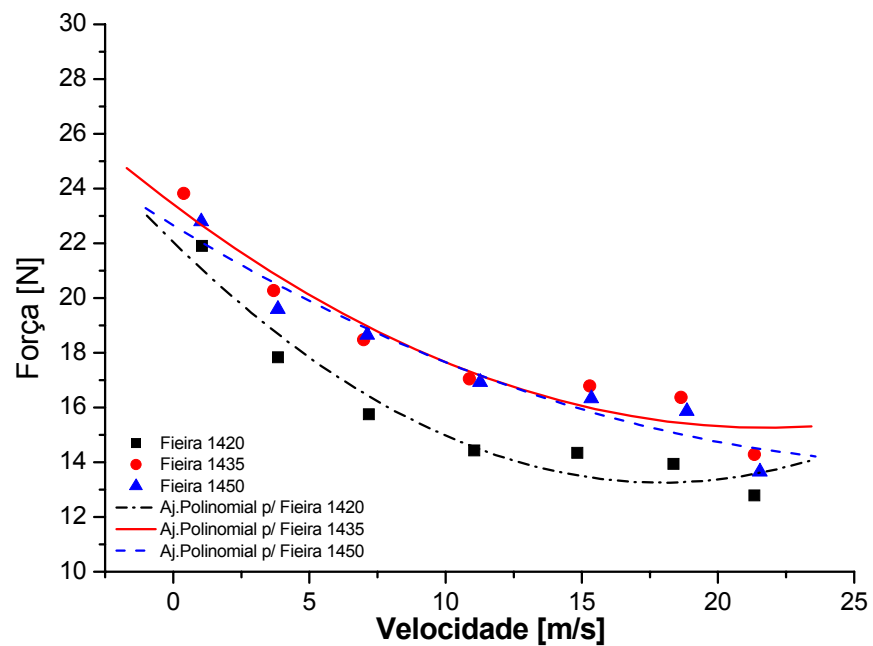


(b)

Figura 5.1 – Força de trefilação – CuETP – ILO



(a)



(b)

Figura 5.2 – Força de trefilação – CuETP – E505

No conjunto de feiras com $2\beta=18^\circ$, a feira 1850 apresenta maior força de trefilação devido ao longo comprimento de H_c , cujo lubrificante deve

preencher, diminuindo a espessura da camada de lubrificante na interface. A fieira 1835 apresenta a menor força de trefilação devido ao comprimento intermediário de H_c , que possibilita uma lubrificação adequada, pois mantém uma camada ideal de lubrificante na interface. A fieira 1820 apresenta valores de força de trefilação entre as forças apresentadas pelas fieiras 1850 e 1835, devido ao curto comprimento de H_c que não possibilita a manutenção de uma quantidade adequada de lubrificante na interface para evitar o contato entre as superfícies. Essa fieira (1820) apresenta um comportamento diferenciado, pois menores valores de H_c deveriam apresentar menores valores de força de trefilação, porque possui menor comprimento de contato entre as superfícies do fio e da fieira, porém apresenta uma condição desfavorável de lubrificação.

No conjunto de fieiras com $2\beta=14^\circ$, no início dos ensaios (0,7 m/s), verifica-se um comportamento semelhante ao observado no conjunto de fieiras com $2\beta=18^\circ$. Acima de 3,0 m/s, a fieira 1435 começa a apresentar um comportamento diferenciado, dificultado a comparação desse comportamento com os comportamentos obtidos com as fieiras 1420 e 1450.

Nos ensaios com as fieiras 1420 e 1450, em baixas velocidades (3,6 m/s) e em altas velocidades (17,7m/s), as curvas de força de trefilação apresentam uma alternância. Em baixas velocidades a fieira 1450 apresenta maior força de trefilação devido ao longo comprimento de H_c , que possui maior comprimento de contato. Aumentando a velocidade, a fieira 1450 apresenta menor força de trefilação devido à retenção de lubrificante na interface, ocasionado pelo longo comprimento de H_c . Em altas velocidades, a fieira 1450 volta a apresentar uma maior força de trefilação devido ao aumento da pressão entre as camadas do lubrificante ocasionado pela grande quantidade de lubrificante carregada pela alta velocidade do fio.

Na figura 5.2 são apresentados os resultados dos ensaios de trefilação com o lubrificante solúvel E505, onde se pode verificar:

- No conjunto de fieira com $2\beta=18^\circ$ a variação do comprimento de H_c

teve pouca influencia na força de trefilação. Os valores de L_t são apresentados na tabela 3.4.

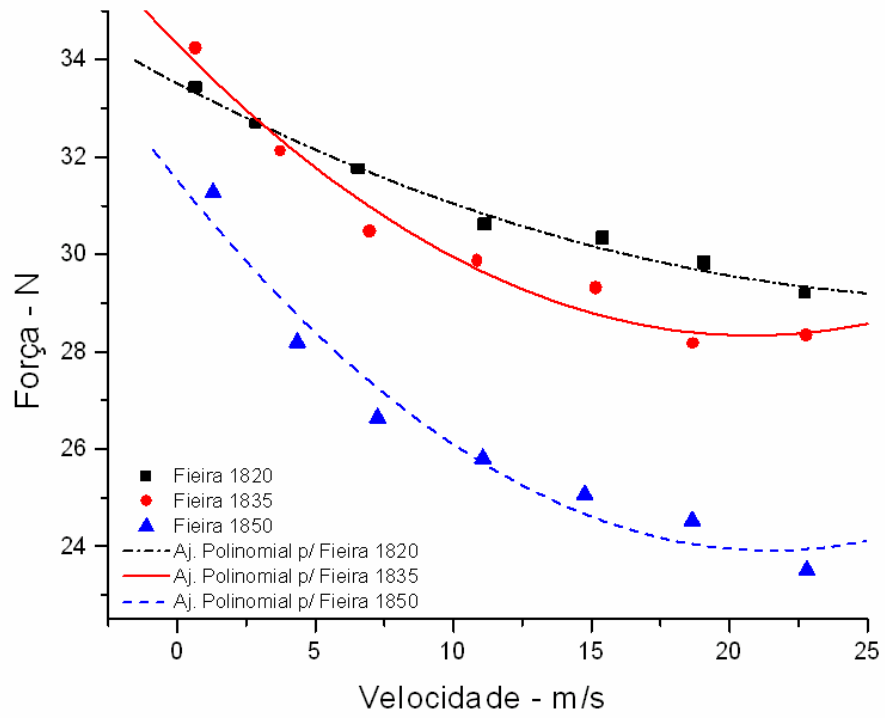
- Nos ensaios com $2\beta=14^\circ$, verificou-se um melhor comportamento quando da associação com H_c curto. A quantidade de lubrificante possível de ser introduzido na interface fio/fieira, por efeito de cunha, proporciona uma redução significativa na força de trefilação com a fieira 1420 que tem uma L_t de 0,29 mm.
- A redução de 2β de 18° para 14° resultou em valores de força de 20 N, ou menores, à partir de 5 m/s.

A geometria da fieira é um parâmetro de grande influência na trefilação, como pode ser observado pela variação do comportamento da força com a variação do comprimento de H_c e do ângulo 2β . Menores valores de 2β auxiliam a entrada de lubrificante na interface, como pode ser observado ao comparar as curvas de força das fieiras 1850 e 1450 com o lubrificante ILO (figura 5.1), onde se verifica uma redução da força de trefilação devido ao aumento da quantidade de lubrificante carregada para a interface.

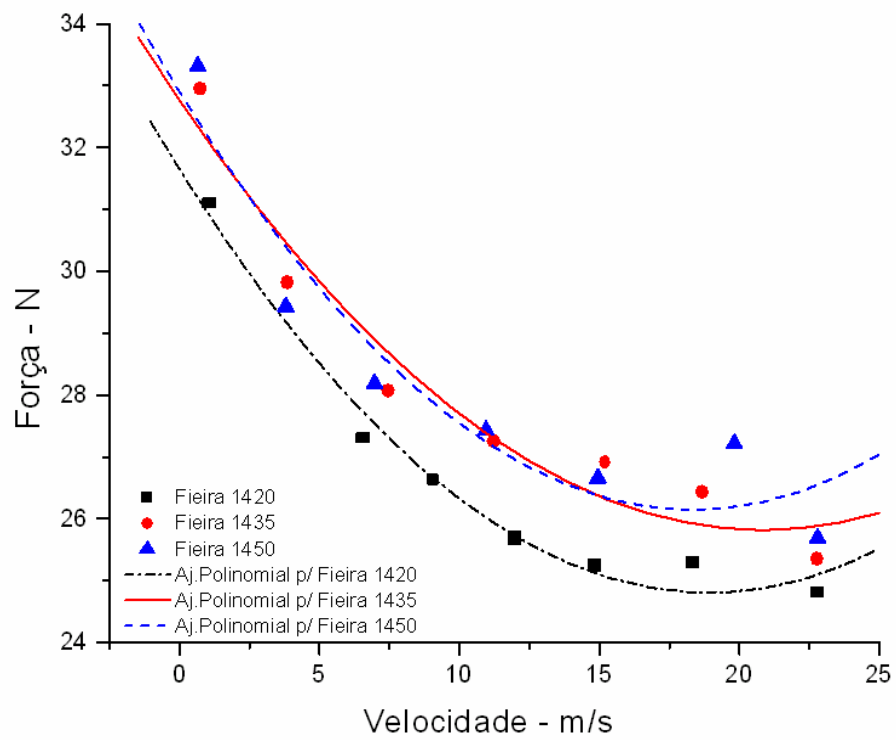
Os resultados de força de trefilação com os lubrificantes ILO e E505 (figuras 5.1 e 5.2), evidenciam o arraste do lubrificante através do efeito de uma superfície em cunha [CHENG, 1992], ocasionado pela inter-relação da velocidade do fio com o ângulo 2β que resulta em menores solicitações de força de trefilação. Um menor valor de Δ (tabela 4.1), apesar de aumentar a força de atrito devido ao menor valor de 2β , reduz indiretamente a força de trefilação, pois aumenta a eficiência da lubrificação, devido ao aumento da quantidade carregada e reduz o trabalho redundante de deformação do material (Φ) (tabela 4.1). Isso pode ser comprovado comparando os resultados dos ensaios com as fieiras 1850 e 1450 com o lubrificante ILO (figura 5.1).

5.2.2 – Ensaios de Trefilação do Aço-Inoxidável ABNT 304L

Os experimentos efetuados com os lubrificantes HONILO 171 (HON) e MJF 5 (MJF5) apresentam os resultados das figuras 5.3 e 5.4, respectivamente.

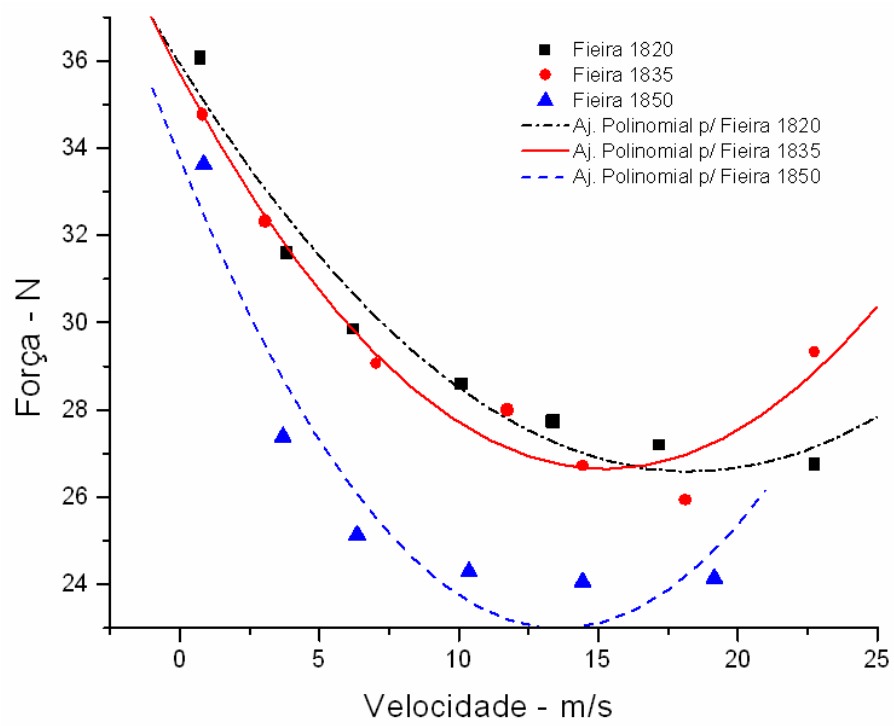


(a)

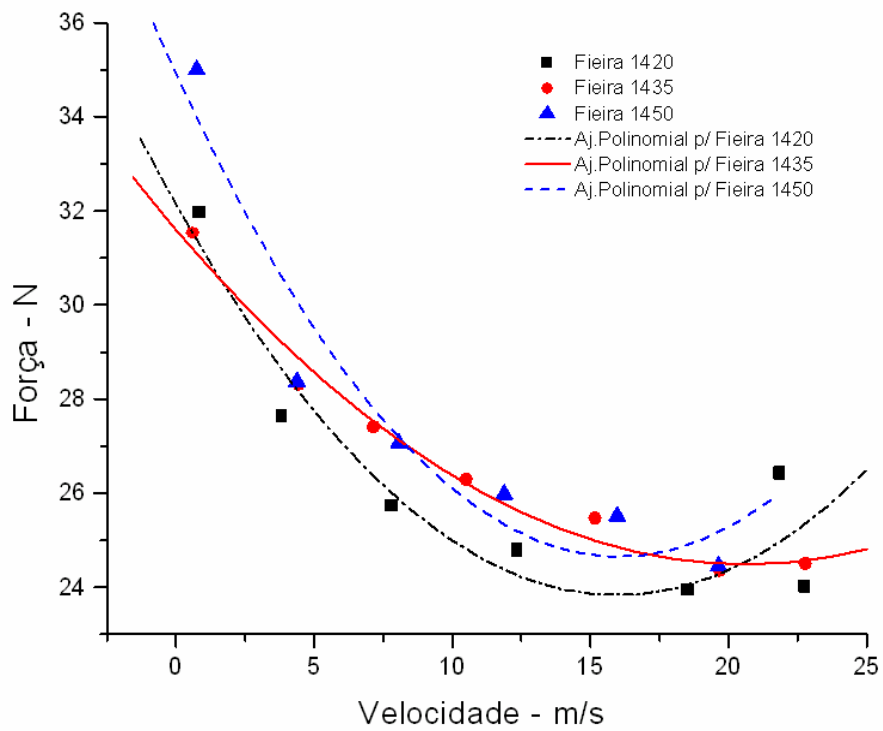


(b)

Figura 5.3 – Força de trefilação – 304L – HON



(a)



(b)

Figura 5.4 – Força de trefilação – 304L – MJF 5

Os experimentos efetuados com óleo de baixa viscosidade (HON) apresentaram os seguintes resultados (figuras 5.3):

- No conjunto de fieira com 2β igual a 18° (figura 5.3), o melhor resultado é obtido pela ferramenta com Hc longo (50% de Df). O comprimento longo de Hc trabalha como um obstáculo para a saída de lubrificante, favorecendo a presença de um filme contínuo e reduzindo a força necessária.
- No conjunto com 2β de 14° (figura 5.3), a fieira 1420 apresentou o melhor resultado em toda a faixa de velocidades. O elemento preponderante na geometria desta fieira é o fato de ter um pequeno ângulo de trabalho que permite o carregamento de uma grande quantidade de lubrificante para a interface metal-ferramenta. Neste caso, um comprimento médio ou longo de Hc torna-se prejudicial, pois ocasiona um acúmulo excessivo de lubrificante na interface. Logo, os maiores valores de força apresentados pelas fieiras 1435 e 1450 correspondem a uma maior pressão acarretada pelo excesso de lubrificante.

Os experimentos efetuados com óleo de alta viscosidade (MJF5) apresentaram os seguintes resultados (figura 5.4):

- No conjunto de fieira com 2β igual a 18° (figura 5.4) a fieira 1850 (Hc longo) apresentou o melhor comportamento em todas as faixas de velocidade, repetindo o comportamento observado para o lubrificante Honilo 171.
- No conjunto com 2β de 14° (figura 5.4), a fieira 1450 apresentou o pior resultado na faixa de velocidade de 1 a 7 m/s. A fieira 1435 teve um melhor comportamento de 1 a 2 m/s, e a fieira 1420 apresentou o melhor resultado na faixa de velocidade de 2 a 20 m/s. As fieiras 1420 e 1435 alternam-se como as melhores em algumas faixas de velocidades devido à influência do comprimento de Hc, associado à variação da viscosidade ocasionada pela temperatura gerada pelo processo.

5.2.3 – Pontos Ótimos de Trefilação

Dos resultados obtidos nos ensaios de trefilação do CuETP e do 304L, foram determinados os pontos ótimos de trefilação das fieiras utilizadas, ou seja, para cada fieira existe um ponto no qual a força de trefilação é mínima. Com esses pontos ótimos podem ser calculados os coeficientes de atrito (μ) com o uso da expressão 2.1, obtida pelo método do limite superior [AVITZUR, 1983].

Os valores de coeficiente de atrito obtidos dos resultados dos ensaios de trefilação, juntamente com os valores de tensão de escoamento referentes às propriedades mecânicas do CuETP e do 304L, as características geométricas das fieiras utilizadas nos ensaios (ângulo 2β e comprimento H_c), são utilizados como dados de entrada para o software de simulação por elementos finitos (MARC).

Nas tabelas 5.4 e 5.5 são apresentados os valores de força de trefilação no início do ensaio, de força e velocidade de trefilação no ponto ótimo e os valores de coeficiente de atrito. E também as reduções das forças nos pontos ótimos em relação às forças no início do ensaio com cada fieira, obtidos nos ensaios com o CuETP.

Tabela 5.4 – Pontos ótimos – CuETP – ILO.

Fieiras	Início do Ensaio	Ponto Ótimo			Redução da força [%]
	Força [N]	Força [N]	Veloc. [m/s]	Coef. de Atrito (μ)	
1420	23,9	14,7	18,7	0,18	38,5
1435	23,4	21,2	14,4	0,39	9,4
1450	24,7	14,5	15,7	0,12	41,3
1820	25,2	16,9	22,1	0,30	32,9
1835	24,9	15,2	20,6	0,21	38,9
1850	27,5	17,7	24,2	0,28	35,6

Observando a tabela 5.4 nota-se que, dentre as fieiras com $2\beta = 14^\circ$, a fieira 1450 apresenta em seu ponto ótimo um maior percentual de redução de força (41,3%), em relação à força registrada no início do ensaio. O que não

ocorre com as fieiras 1420 (38,5% de redução de força) e 1435 (9,4%). No ensaio com a fieira 1435, os resultados obtidos são diferentes do esperado, pois apresentam um pequeno valor percentual de redução de força. O maior percentual de redução na força de trefilação é reflexo da geometria da fieira, pois a fieira 1450 proporcionou uma lubrificação mais eficiente devido ao longo comprimento de H_c , que retém o lubrificante carregado na interface fio/fieira. Devido às características da geometria interna da fieira 1450, em relação à condição de lubrificação da interface fio/fieira, essa fieira apresentou o menor coeficiente de atrito (0,12), apesar de apresentar um longo comprimento de contato.

No conjunto de fieiras com $2\beta = 18^\circ$, a fieira 1835 apresentou o maior percentual de redução de força (38,9%) em seu ponto ótimo. Esse maior percentual é atingido devido à influência da geometria interna da fieira. A fieira 1820 possui um pequeno comprimento da região cilíndrica ($H_c = 20\%$ de D_f), que não retém lubrificante na interface fio/fieira. A fieira 1850 possui um grande comprimento total de contato ($L_{Total} = 0,38\text{mm}$) podendo ocasionar uma baixa lubrificação devido à maior superfície por onde o lubrificante deve cobrir, reduzindo a espessura do filme lubrificante, e aumentando a possibilidade de atrito entre as superfícies do fio e da fieira.

Comparando-se as forças de trefilação obtidas nos pontos ótimos das fieiras 1450 e 1850, nota-se que a fieira 1450 apresenta menor esforço (14,5 N) se comparada com a fieira 1850 (17,7 N). Esse fato deve-se à influência da geometria da fieira sobre as condições de lubrificação da interface, e da geometria da fieira sobre a deformação do material, que é influenciada pelo parâmetro Δ e pelo fator de trabalho redundante (Φ) das fieiras. As fieiras com $2\beta = 14^\circ$ apresentam $\Delta = 2,32$, menor que as fieiras de $2\beta = 18^\circ$ ($\Delta = 2,98$) e, conseqüentemente, os valores de Φ são menores (1,33 e 1,48, respectivamente). Portanto, os esforços de deformação do material são menores quando se utilizam fieiras com $2\beta = 14^\circ$.

Tabela 5.5 – Pontos ótimos – CuETP – E505.

Fieiras	Início do Ensaio	Ponto Ótimo			Redução da força [%]
	Força [N]	Força [N]	Veloc. [m/s]	Coef. de Atrito (μ)	
1420	21,9	13,2	17,9	0,15	39,7
1435	23,8	15,3	21,8	0,19	35,7
1450	22,8	13,9	28,8	0,16	39,0
1820	23,3	15,6	21,5	0,25	33,0
1835	23,7	15,7	21,8	0,22	33,8
1850	26,1	16,2	17,1	0,17	37,9

Os resultados apresentados na tabela 5.5 referem-se aos resultados obtidos nos ensaios do CuETP com o lubrificante solúvel E505. A fieira 1420 apresentou o maior valor de percentual de redução de força (39,7%) em seu ponto ótimo. As fieiras 1435 e 1450 apresentaram, respectivamente, 35,7% e 39,0% de percentual de redução de força em seus pontos ótimos, em relação aos apresentados no início de seus ensaios. A fieira 1420 possui menor comprimento de contato (0,29 mm) na interface fio/fieira, possibilitando uma distribuição uniforme do lubrificante na interface fio/fieira, apresentando assim uma lubrificação mais eficiente, se comparada com as demais fieiras que possuem maior comprimento de contato.

Nos resultados obtidos com as fieiras com $2\beta=18^\circ$, apresentados na tabela 5.5, observa-se que a fieira 1850 apresenta o maior percentual de redução de força em seu ponto ótimo, que é de 37,9%. As fieiras 1820 e 1835 apresentaram, respectivamente, percentuais de redução de força de 33,0% e 33,8%, em seus pontos ótimos.

A fieira 1420 apresenta uma quantidade maior de lubrificante sendo carregada para a interface fio/fieira. Para que esse lubrificante não se acumule na interface, em altas velocidades de trefilação, a sua saída deve ser feita com maior rapidez. Essa maior saída de lubrificante da interface é obtida com um H_c mais curto (20% de D_f). Devido a esse fato, a fieira 1420 apresenta o menor coeficiente de atrito (0,15), em relação às fieiras 1435 (0,19) e 1450 (0,16),

refletindo nas forças de trefilação nos pontos ótimos de cada fieira, ou seja, 1420, com 13,2 N; 1435 com 15,3 N e 1450 com 13,9 N.

A fieira 1850 apresenta um menor carregamento de lubrificante para a interface devido ao maior ângulo de abertura. Em virtude dessa menor quantidade de lubrificante que entra na interface, deve-se ter uma retenção de lubrificante na interface que é obtida com um H_c mais longo (50% de D_f). Para a fieira 1850, apesar de apresentar um grande comprimento de contato (0,38 mm), o coeficiente de atrito é baixo (0,17) devido às influências da geometria interna sobre as condições de lubrificação da interface.

Comparando-se as forças de trefilação obtidas nos pontos ótimos das fieiras 1420 e 1850, nota-se que a fieira 1420 apresenta menor esforço (13,2 N) se comparada com a fieira 1850 (16,2 N). Esse fato é devido à influência da geometria da fieira sobre as condições de lubrificação da interface, e da geometria da fieira sobre a deformação do material, pois o parâmetro Δ e o fator de trabalho redundante (Φ) das fieiras com $2\beta=14^\circ$ são menores se comparados com as fieiras com $2\beta=18^\circ$.

Nas tabelas 5.6 e 5.7 são apresentados os valores de força de trefilação no início do ensaio, de força e velocidade de trefilação no ponto ótimo e os valores de coeficiente de atrito, e também as reduções das forças nos pontos ótimos em relação às forças no início do ensaio com cada fieira, obtidos nos ensaios com o 304L.

Tabela 5.6 – Pontos ótimos – 304L – HON.

Fieiras	Início do Ensaio	Ponto Ótimo			Redução da força [%]
	Força [N]	Força [N]	Veloc. [m/s]	Coef. de Atrito (μ)	
1420	31,1	24,8	19,4	0,086	20,3
1435	32,9	25,8	20,8	0,083	21,6
1450	33,4	26,1	18,0	0,076	21,8
1820	33,4	29,1	24,9	0,144	12,8
1835	34,2	28,3	20,8	0,113	9,3
1850	31,3	23,9	22,2	0,051	23,6

Os resultados obtidos nos ensaios de trefilação do 304L com o lubrificante mineral de baixa viscosidade (HON) são apresentados na tabela 5.6. Nessa tabela observa-se que, no grupo de fieiras com $2\beta=14^\circ$, a fieira 1450 apresenta o maior percentual de redução de força em seu ponto ótimo (21,8%), reduzindo de 33,4 N no início do ensaio para 26,1 N no ponto ótimo. Embora não atinja a menor força de trefilação, que é de 24,8 N com a fieira 1420, apresenta o menor valor de coeficiente de atrito (0,076).

Das fieiras com $2\beta=18^\circ$, a 1850 apresenta o maior percentual de redução de força (23,6%), ou seja reduz a força de 31,3 N, registrada no início do ensaio, para 23,9 N no ponto ótimo. As fieiras 1820 e 1835 apresentam menores percentuais de redução de força de trefilação em seus pontos ótimos, 12,8% e 9,3% respectivamente.

Comparando os resultados obtidos com as fieiras 1450 e 1850, a fieira 1850 apresenta os menores valores de força de trefilação no ponto ótimo (23,9 N) e de coeficiente de atrito (0,051), e o maior valor de redução percentual da força de trefilação (23,6%). Esses valores são devidos à melhor condição de lubrificação proporcionada pela combinação do ângulo $2\beta=18^\circ$ com um $H_c=50\%$ de D_f . Embora essa geometria de fieira gere um maior esforço de deformação devido aos maiores valores de parâmetro delta ($\Delta=2,98$) e de fator de trabalho redundante ($\Phi=1,48$) o menor valor de comprimento de contato ($L_{Total}=0,38$) gera um menor valor de coeficiente de atrito e, conseqüentemente, de força de trefilação. Além disso, um H_c longo proporciona uma retenção de uma quantidade adequada de lubrificante na interface.

Nos ensaios de trefilação do 304L com o lubrificante mineral de alta viscosidade MJF5 foram obtidos os resultados apresentados na tabela 5.7. Pode-se observar que para as fieiras com $2\beta=14^\circ$, a maior redução percentual da força de trefilação no ponto ótimo em relação à força registrada no início do ensaio foi conseguida com a utilização da fieira 1450, que reduziu a força de trefilação de 35,0 N para 24,6 N, ou seja uma redução de 29,7%. Além disso, apresentou também o menor valor de coeficiente de atrito (0,063) em relação

às fieiras 1420 (0,075) e 1435 (0,070). Porém, a fieira 1450 não apresentou a menor força de trefilação em seu ponto ótimo, conseguida pela fieira 1420 (23,8 N).

Tabela 5.7 – Pontos ótimos – 304L – MJF5.

Fieiras	Início do Ensaio	Ponto Ótimo			Redução da força [%]
	Força [N]	Força [N]	Veloc. [m/s]	Coef. de Atrito (μ)	
1420	32,0	23,8	15,2	0,075	25,6
1435	31,5	24,4	20,8	0,070	22,5
1450	35,0	24,6	15,5	0,063	29,7
1820	36,1	26,5	18,0	0,109	26,6
1835	34,8	26,6	15,2	0,093	23,6
1850	33,6	23,0	14,0	0,046	31,5

No conjunto de fieira com $2\beta=18^\circ$, o maior percentual de redução de força de trefilação no ponto ótimo é obtido com a fieira 1850 (31,5%). Além dessa redução percentual maior, apresenta a menor força de trefilação (23,0 N) e o menor valor de coeficiente de atrito (0,046). As fieiras 1820 e 1835 apresentam menores valores percentuais na redução da força de trefilação em seus pontos ótimos, 26,6% e 23,6% respectivamente.

Comparando os resultados obtidos com as fieiras 1450 e 1850, a fieira 1850 apresenta os menores valores de força de trefilação no ponto ótimo (23,0 N) e de coeficiente de atrito (0,046), e o maior valor de redução percentual da força de trefilação (31,5%). Esses valores devem-se à melhor condição de lubrificação proporcionada pela combinação do ângulo $2\beta=18^\circ$ com um $H_c=50\%$ de D_f . Embora essa geometria de fieira gere um maior esforço de deformação, devido aos maiores valores de parâmetro delta ($\Delta=2,98$) e de fator de trabalho redundante ($\Phi=1,48$), o menor valor de comprimento de contato ($L_{Total}=0,38$) gera um menor valor de coeficiente de atrito e, conseqüentemente, de força de trefilação. Além disso, um H_c longo proporciona uma retenção de uma quantidade adequada de lubrificante na interface.

Para auxiliar no entendimento do comportamento da interação entre geometria da fieira, velocidade de trefilação e lubrificante, foram calculadas as médias relativas à força no início do ensaio, força de trefilação e coeficiente de atrito no ponto ótimo para cada uma das geometrias encontradas nas tabelas 5.4 a 5.7.

Na trefilação do CuETP com o lubrificante ILO (tabela 5.4), a fieira com $2\beta=14^\circ$ solicita uma força inicial de trefilação 7,7% menor e um coeficiente de atrito 14,4% menor quando da comparação com a trefilação com a fieira com $2\beta=18^\circ$. Por outro lado, para a fieira com $2\beta=18^\circ$ a velocidade de trefilação no ponto ótimo é 37 % maior. A interpretação dos dados da tabela 5.3 conduz a duas possibilidades. No caso da trefilação com equipamento monofilar, a maior produtividade possível para a fieira com $2\beta=18^\circ$ se mostra mais vantajosa. Por outro lado, para uma trefila multifilar o mais indicado é a utilização de fieiras com $2\beta=14^\circ$. Esta afirmação baseia-se na garantia de menor desgaste possível na utilização da fieira com $2\beta=14^\circ$ e, conseqüentemente maior produção possível sem parada para troca de fieira.

Os resultados obtidos na trefilação do CuETP com o lubrificante E505 (tabela 5.5) não deixam dúvidas de que a melhor fieira é com $2\beta=14^\circ$. Na média, esta fieira apresenta um coeficiente de atrito 28% menor com uma velocidade 13,4% maior que a fieira com $2\beta=18^\circ$. Independente do uso de trefila monofilar ou multifilar, a trefilação do cobre proporciona melhores resultados para a fieira com $2\beta=14^\circ$.

Da comparação entre os resultados obtidos na trefilação do CuETP com os dois lubrificantes e fieira com $2\beta=14^\circ$, verifica-se que o uso do lubrificante solúvel E505 (tabela 5.5) possibilita uma redução média da força de 18,8%, uma redução média do coeficiente de atrito de 38% e um aumento médio da velocidade de 40,3%.

Na trefilação do 304L com o HON (tabela 5.6) a fieira com $2\beta=14^\circ$ apresenta uma redução de 25,7% no coeficiente de atrito e 5,9% na força de trefilação no ponto ótimo, quando da comparação com a trefilação para a fieira com $2\beta=18^\circ$.

O aumento da viscosidade possível, quando da utilização do lubrificante MJF5, confirma o melhor comportamento da fieira com $2\beta=14^\circ$. Os resultados dos valores médios evidenciam que a fieira com $2\beta=14^\circ$ possibilita uma redução do coeficiente de atrito de 19,3%, e um aumento na velocidade média de 9,1%.

Confirmando o verificado na trefilação do CuETP, a trefilação do 304L apresentam os melhores resultados com o uso da fieira com $2\beta=14^\circ$.

Em relação ao emprego do lubrificante MJF5 na trefilação do 304L, pode-se afirmar como a melhor escolha, apesar da redução da velocidade média de 11,5%. Esta afirmação baseia-se nas características mecânicas do aço inoxidável que se beneficia com a redução do coeficiente de atrito de 17,7% e a redução da força de trefilação de 5,3%, possível de se obter com o MJF5.

5.3 – Força de Trefilação e Potência Necessária para Trefilação.

O software de elementos finitos (MARC/MENTAT) também fornece dados referentes à força exercida pelo fio sobre a fieira na direção axial (direção de trefilação), e referente à potência exercida pela força ou pelo deslocamento aplicado no modelo utilizado para simulação de trefilação através das condições de contorno.

Com o auxílio das tabelas 5.8 a 5.11, podem ser comparados os valores de força de trefilação obtidos por simulação por elementos finitos com os valores obtidos nos pontos ótimos dos ensaios de trefilação, e os valores de potência exercida pelas condições de contorno obtidos nas simulações podem ser comparados com os valores obtidos pelos de cálculos utilizando o método do limite superior desenvolvido por Avitzur [1983] com os valores experimentais.

Tabela 5.8 – Força e potência de trefilação – CuETP – ILO.

Fieira	Força Experim. [N]	Força Simulação [N]	Diferença Sim. / Exp. [%]	Potência Experim. [N·m/s]	Potência Simulação [N·m/s]	Diferença Sim. / Exp. [%]
1420	14,70	16,20	9,26	13,10	13,50	2,96
1435	21,20	21,80	2,75	22,70	18,30	-24,04
1450	14,50	14,40	-0,69	14,10	11,80	-19,49
Média	16,80	17,47	3,82	16,63	14,53	-14,45
1820	16,90	19,30	12,44	15,80	16,40	3,66
1835	15,20	17,10	11,11	14,80	14,50	-2,07
1850	17,70	18,80	5,85	19,50	15,90	-22,64
Média	16,60	18,40	9,78	16,70	15,60	-7,05

Observando a tabela 5.8, nos ensaios de trefilação do CuETP com o lubrificante ILO (lubrificante mineral), a fieira 1435 apresenta um valor diferenciado na força de trefilação. Esse valor diferenciado de força de trefilação também pôde ser obtido na simulação da trefilação com os valores de coeficiente de atrito obtido nos ensaios com a fieira 1435.

Os valores de força de trefilação experimentais e simulados das fieiras 1420 e 1450 também apresentam valores aproximados, sendo a diferença entre o valor simulado para o experimental de 9,3% (1420) e 0,7% (1450).

No conjunto de fieiras com $2\beta=18^\circ$ (tabela 5.8) os valores de força de trefilação das fieiras 1820 e 1850 são maiores se comparados com os valores obtidos pelas fieiras 1420 e 1450, tanto para os valores experimentais quanto para os simulados. A diferença entre os valores simulados em relação aos experimentais é de 12,4% (1820) e 5,8% (1850). A fieira 1835 apresenta a menor força de trefilação nos ensaios (15,2N) devido à melhor condição de lubrificação da interface fio/fieira. Como esperado, o valor da força de trefilação simulada também é menor que as obtidas pelas fieiras 1820 e 1850. A diferença entre o valor de força experimental em relação ao simulado é de 11,1%.

Analisando os valores da tabela 5.8, os valores de força de trefilação obtidos por simulação são próximos dos valores de força obtidos nos ensaios, tendo em média uma diferença entre valores simulados e valores experimentais de 3,8%, para os valores obtidos para fieiras com $2\beta=14^\circ$, e diferença de 9,8%, para os valores obtidos com fieiras com $2\beta=18^\circ$. Constatase, assim, que os valores obtidos por meio de simulações podem ser validados, pois esses valores são próximos aos obtidos experimentalmente.

Outro parâmetro analisado é a potência de trefilação (energia necessária para a realização do processo de trefilação), obtida pelo equacionamento desenvolvido por Avitzur com o método do limite superior, que pode ser comparado com a potência obtida por meio do software de elementos finitos que simula o processo de trefilação. A diferença, em média, entre os valores simulados e os valores experimentais é de 14,5% para a trefilação com fieiras com $2\beta=14^\circ$ e de 7,0%, para a trefilação para fieiras com $2\beta=18^\circ$. Estes resultados reforçam a validação dos valores simulados com os valores experimentais.

Tabela 5.9 – Força e potência de trefilação – CuETP – E505

Fieira	Força Experim. [N]	Força Simulação [N]	Diferença Sim. / Exp. [%]	Potência Experim. [N·m/s]	Potência Simulação [N·m/s]	Diferença Sim. / Exp. [%]
1420	13,20	15,10	12,58	11,80	12,40	4,84
1435	15,30	16,40	6,71	14,50	13,50	-7,41
1450	13,90	15,60	10,90	13,40	12,80	-4,69
Média	14,13	15,70	9,98	13,23	12,90	-2,58
1820	15,60	18,10	13,81	14,40	15,30	5,88
1835	15,70	17,50	10,29	15,50	14,80	-4,73
1850	16,20	16,10	-0,62	17,00	13,60	-25,00
Média	15,83	17,23	8,12	15,63	14,57	-7,32

Nos ensaios de trefilação do CuETP com o lubrificante solúvel E505, a fieira 1435 (tabela 5.9) apresenta um maior valor de força de trefilação em seu ponto ótimo, se comparado com os valores de força obtidos pelas fieiras 1420 e 1450. Tal comportamento pôde ser observado na trefilação com o lubrificante mineral ILO, e também nas simulações por elementos finitos.

As fieiras com $2\beta=18^\circ$ apresentaram força de trefilação maiores que as obtidas pelas fieiras de $2\beta=14^\circ$, tanto nos experimentos quanto nas simulações com software de elementos finitos. Essas fieiras apresentam maiores esforços de trefilação devido ao maior ângulo de redução que ocasiona um maior desvio nas linhas de escoamento, aumentando o trabalho redundante na deformação do material, pois uma fieira com $2\beta=18^\circ$ apresenta parâmetro delta e fator de trabalho redundante maiores ($\Delta=2,98$ e $\varphi=1,48$).

Comparando-se esses valores com os valores obtidos nas simulações em software de elementos finitos, os valores simulados apresentam, em média, uma diferença de 10,0% na trefilação para fieiras com $2\beta=14^\circ$, e de 8,1% na trefilação para fieiras com $2\beta=18^\circ$. Os valores de potência de trefilação simulados apresentam, em média uma diferença de 2,6% nas fieiras com $2\beta=14^\circ$ e de 7,3% nas fieiras com $2\beta=18^\circ$.

Na tabela 5.10 são apresentados os valores de força de trefilação, experimentais e simulados, e os valores de potência de trefilação

experimentais e simulados, obtidos com os resultados dos ensaios de trefilação do 304L com o lubrificante mineral de baixa viscosidade HON.

Tabela 5.10 – Força e potência de trefilação – 304L – HON

Fieira	Força Experim. [N]	Força Simulação [N]	Diferença Sim. / Exp. [%]	Potência Experim. [N·m/s]	Potência Simulação [N·m/s]	Diferença Sim. / Exp. [%]
1420	24,80	34,22	27,53	22,50	26,63	15,51
1435	25,80	34,75	25,76	23,80	26,97	11,75
1450	26,10	34,56	24,48	24,50	26,82	8,65
Média	25,57	34,51	25,92	23,60	26,81	11,96
1820	29,10	41,11	29,21	26,70	32,61	18,12
1835	28,30	39,43	28,23	26,80	31,00	13,55
1850	23,90	34,32	30,36	22,90	26,57	13,81
Média	27,10	38,29	29,22	25,47	30,06	15,28

Observando esses resultados, nota-se que os valores de força de trefilação experimentais obtidos pelas fieiras com $2\beta=14^\circ$ são menores que os obtidos para as fieiras com $2\beta=18^\circ$. Tal comportamento também pode ser observado nas simulações por elementos finitos, pois as fieiras com $2\beta=14^\circ$ também apresentam valores de força de trefilação menores que os apresentados pelas fieiras com $2\beta=18^\circ$. Essa diferença entre os valores obtidos por fieiras de ângulo de redução menor é de 5,6%, para os valores experimentais, e 9,8%, para os valores simulados. Nota-se, também, que os valores médios de força de trefilação simulados e experimentais apresentam uma diferença de 25,9% para fieiras com $2\beta=14^\circ$, e 29,2% para fieiras com $2\beta=18^\circ$.

Analisando os valores de potência de trefilação apresentados na tabela 5.10, nota-se que as fieiras com $2\beta=14^\circ$ apresentam os menores valores, tanto experimentais quanto simulados, se comparados com os valores de potência de trefilação obtidos para as fieiras com $2\beta=18^\circ$. Essa diferença é devido à combinação entre o menor fator de trabalho redundante e a melhor condição de lubrificação apresentada pelas fieiras com ângulo de redução menor. A diferença entre os valores médios de potência de trefilação obtidos pelas fieiras

com $2\beta=14^\circ$, em relação aos obtidos pelas feiras de $2\beta=18^\circ$, é de 7,3% para os valores experimentais, e 10,8% para os simulados.

Observa-se também que os valores médios de potência de trefilação obtidos por meio de simulação por elementos finitos apresentam uma diferença, em relação aos valores experimentais, de 12,0% para os valores obtidos para as feiras com $2\beta=14^\circ$, e 15,3% para os valores obtidos pelas feiras com $2\beta=18^\circ$. Essa diferença entre valores simulados e experimentais é devido ao comportamento isotrópico do material considerado no modelo utilizado nas simulações com o software de elementos finitos. Porém, ainda é possível validar o modelo simulado devido à pequena diferença entre os resultados de simulação e experimental.

A tabela 5.11 apresenta os valores de força de trefilação, experimentais e simulados, e os valores de potência de trefilação, experimentais e simulados, obtidos com os resultados dos ensaios de trefilação do 304L com o lubrificante mineral de alta viscosidade MJF5.

Tabela 5.11 – Força e potência de trefilação – 304L – MJF5

Fieira	Força Experim. [N]	Força Simulação [N]	Diferença Sim. / Exp. [%]	Potência Experim. [N·m/s]	Potência Simulação [N·m/s]	Diferença Sim. / Exp. [%]
1420	23,80	31,19	23,69	21,70	25,78	15,83
1435	24,40	33,42	26,99	22,60	25,87	12,64
1450	24,60	33,16	25,81	23,10	25,67	10,01
Média	24,27	32,59	25,54	22,47	25,77	12,83
1820	26,50	38,41	31,01	24,50	30,24	18,98
1835	26,60	37,77	29,57	25,40	29,55	14,04
1850	23,00	33,79	31,93	22,10	26,14	15,46
Média	25,37	36,66	30,80	24,00	28,64	16,21

No conjunto de feiras com $2\beta=14^\circ$, a fieira 1420 apresenta o menor valor de força de trefilação experimental (23,8N) e, na simulação por elementos finitos (31,2N). Porém, a diferença entre o valor simulado e o experimental é de 23,7%. As feiras 1435 e 1450 apresentam valores experimentais e simulados maiores para força de trefilação.

Analisando os resultados obtidos pelas fieiras com $2\beta=18^\circ$, a fieira 1850 apresenta o menor valor de força de trefilação nos ensaios (23,0N) e nas simulações (33,8N), tendo uma diferença de 31,9% entre o valor simulado e o experimental. As fieiras 1835 e 1820 apresentam valores de força de trefilação experimentais (26,6N e 26,5N, respectivamente) e simulados (37,8N e 38,4N, respectivamente) maiores que o valor apresentado pela fieira 1850.

Pela análise comparativa dos valores de força de trefilação obtidos por meio de simulações por elementos finitos com os valores experimentais, observa-se que as fieiras com $2\beta=14^\circ$ apresentam valores médios de força de trefilação menores que os valores médios apresentados pelas fieiras com $2\beta=18^\circ$. Os valores de força de trefilação obtidos pelas fieiras de menor ângulo de redução apresentam uma diferença de 4,4% nos valores experimentais, e de 11,1% nos valores simulados.

Observando os valores de potência de trefilação apresentados na tabela 5.11, as fieiras com $2\beta=14^\circ$ apresentam valores experimentais de potência 7,34% menores que os obtidos para fieiras com $2\beta=18^\circ$, devido ao menor fator de trabalho redundante na deformação do material apresentado pelas fieiras de menor ângulo de redução e devido também pelo menor coeficiente de atrito produzido por melhores condições de lubrificação que minimizam as perdas de energia devido ao atrito entre as superfícies. Nas simulações, as fieiras com menores ângulos de redução também apresentam os menores valores de potência de trefilação (10,8%) em relação aos valores experimentais, pelos mesmos fatores já descritos.

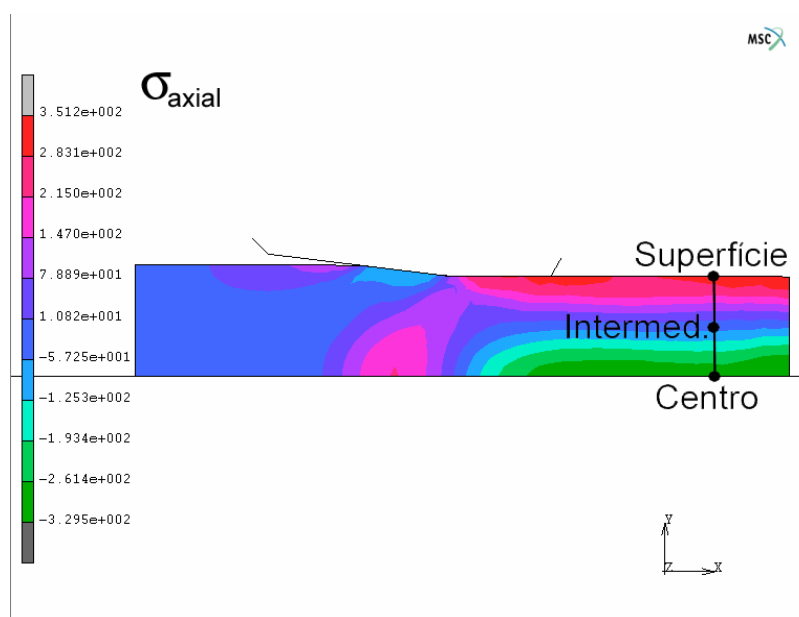
Os valores médios de potência de trefilação (tabela 5.11) obtidos nas simulações apresentam uma diferença, em relação ao obtidos nos ensaios, de 12,8% para os valores obtidos para fieiras com $2\beta=14^\circ$, e de 16,2% para os valores obtidos para fieiras com $2\beta=18^\circ$.

Essas diferenças possibilitam a validação dos resultados obtidos nas simulações com o software de elementos finitos (MARC/MENTAT).

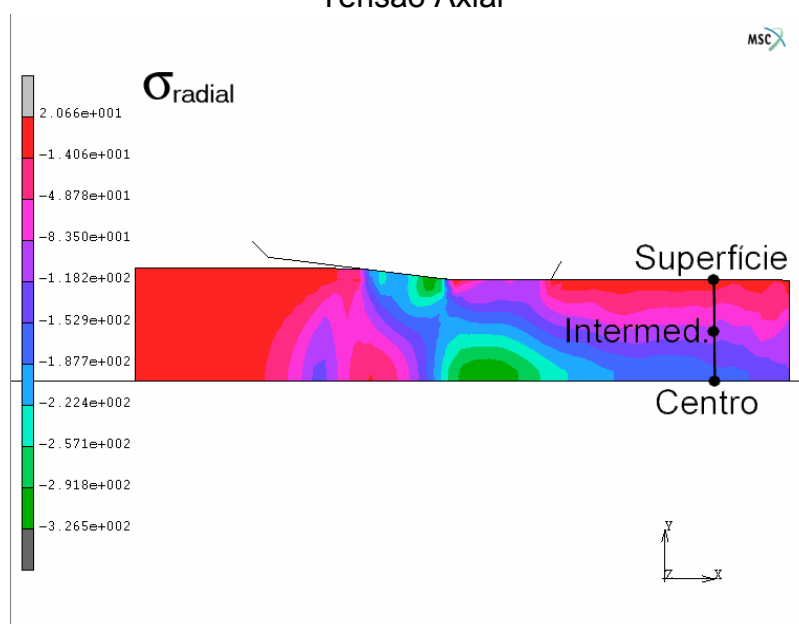
5.4 – Simulações por Elementos Finitos do Processo de Trefilação

5.4.1 – Simulação da Trefilação do CuETP

Os resultados das simulações do processo de trefilação do CuETP utilizando a fieira 1450 ($2\beta = 14^\circ$ e $H_c = 50\%$ de d_f) e o lubrificante ILOCUT 171 são apresentados na figura 5.5, na qual se observam as distribuições das tensões nas direções axial e radial ao longo de uma seção longitudinal do fio.



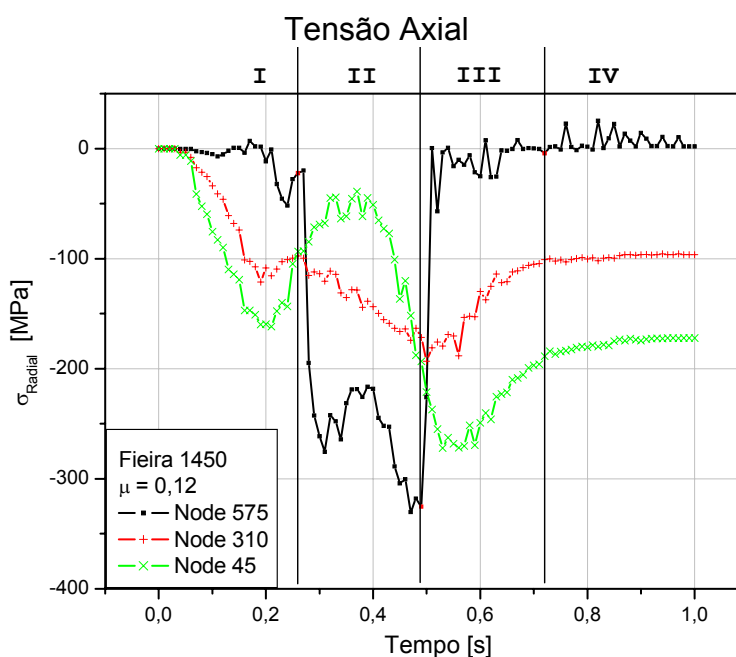
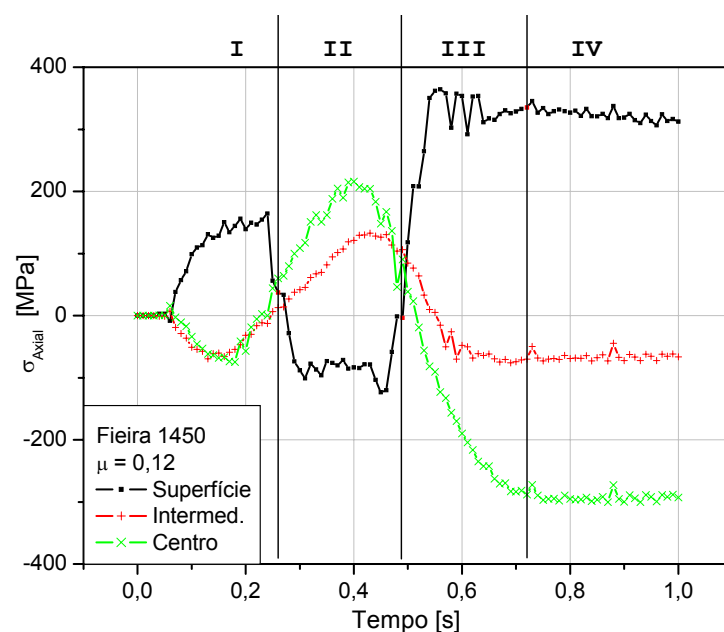
Tensão Axial



Tensão Radial

5.5 – Distribuição de tensões em [MPa]

Para melhor análise do comportamento das tensões axial e radial (figura 5.5), durante o processo de trefilação foram traçadas curvas (figura 5.6) referentes à variação dessas tensões em três pontos distintos ao longo de uma seção transversal. Estes pontos foram localizados na superfície do fio (superfície), numa região intermediária da seção (intermed.) e no eixo de simetria do fio (centro). Este mesmo procedimento foi aplicado às demais feiras utilizadas neste trabalho.



Tensão Radial

Figura 5.6 – Variação da tensão durante a trefilação em [MPa]

Além de representar o comportamento das tensões ao longo da seção transversal do fio, as curvas de variação das tensões em função do tempo foram divididas em quatro regiões distintas: região I, na qual a seção analisada se encontra na região de entrada da fieira; região II, na qual a seção sofre a deformação e redução da seção; região III, na qual a seção passa pela região cilíndrica de calibração e; região IV, na qual a seção analisada sai da fieira e termina a simulação.

5.4.2 – Comportamento das Tensões Internas

5.4.2.1 – Tensões Axiais

Observando a figura 5.7a nota-se que na região de redução o fio apresenta os maiores valores de tensão compressiva na superfície o fio, que pode ser comprovado pelos valores negativos apresentados nas curvas, enquanto, que no centro, a tensão é trativa, pois os valores de tensões são positivos. Saindo da região de redução, a superfície do fio apresenta tensão trativa, e a região central apresenta tensões compressivas.

Para melhor visualização do comportamento das tensões axiais durante a simulação do processo de trefilação, a figura 5.7b apresenta a variação dessa tensão ao longo do tempo de simulação. Essa variação apresenta comportamentos distintos nas quatro regiões que compõem a geometria da fieira, e que são descritos a seguir.

Na Região I, a seção analisada está entrando na fieira. Nessa região tem-se o início da deformação do fio, causando, um desvio nas linhas de escoamento até atingir o ângulo de inclinação (β) da fieira. Devido a esse desvio, as tensões axiais nessa região são trativas na superfície e compressivas no interior do fio.

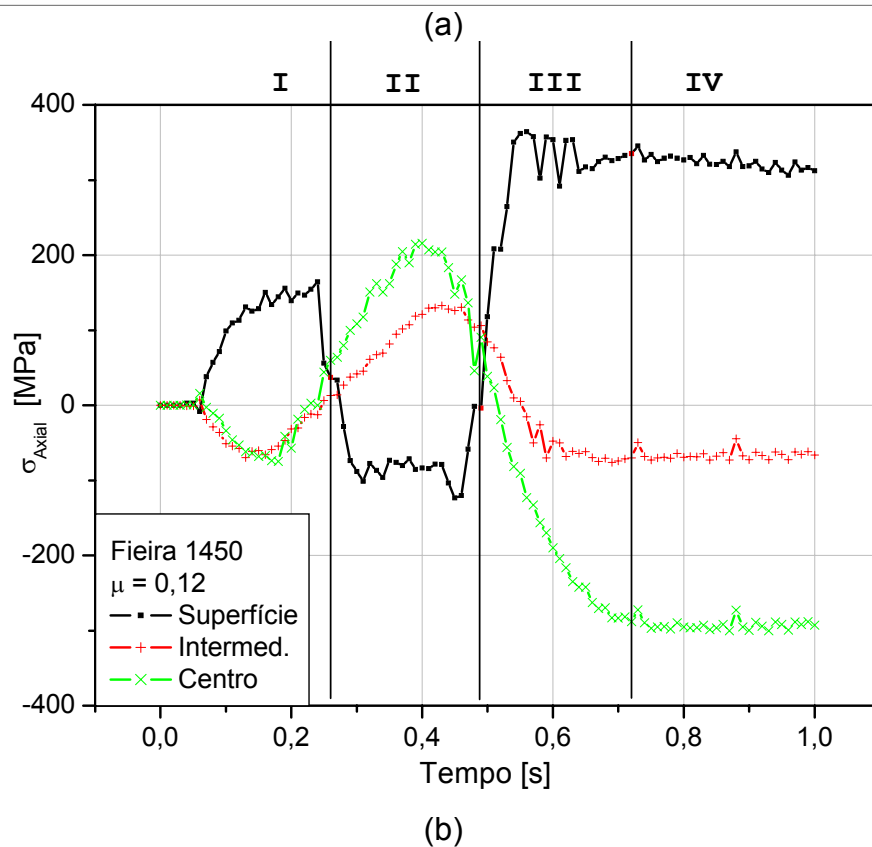
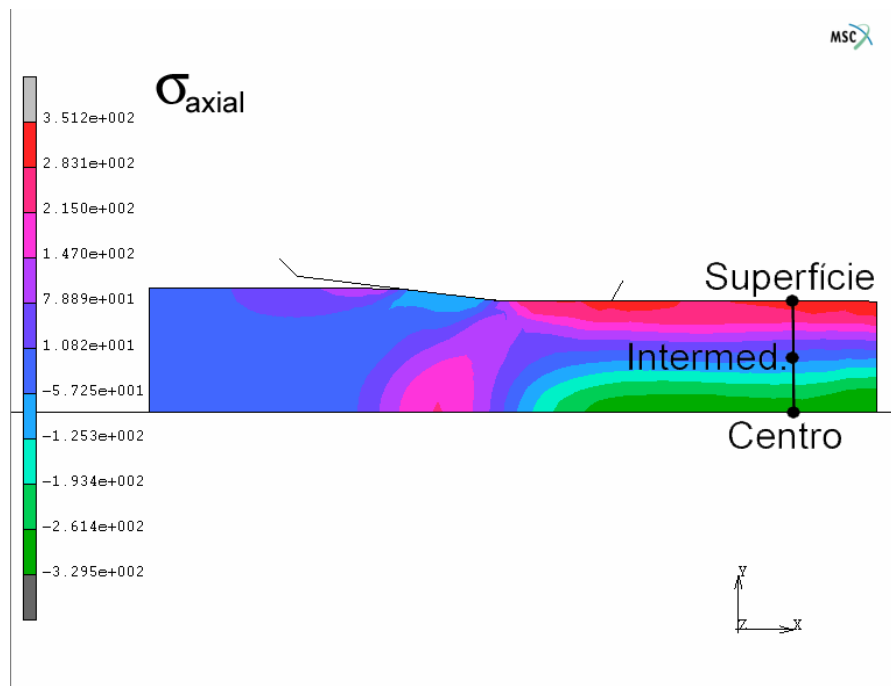


Figura 5.7 – Distribuição da tensão na direção axial em [MPa]

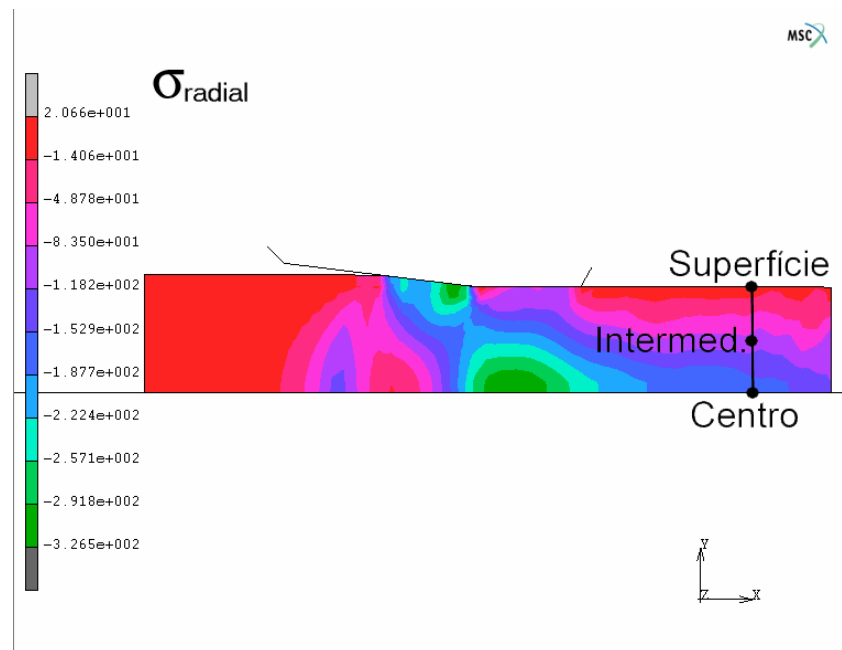
A Região II é onde o fio recebe toda a deformação plástica que ocorre durante o processo de trefilação, ou seja, é nessa região que a seção transversal do fio sofre redução. Quando o fio passa através da fieira, a sua superfície encontra uma resistência à passagem do fio pela da fieira, devido ao

atrito existente na interface fio/fieira, e à retenção do material ao longo do comprimento de contato na interface fio/fieira. Este fato causa uma diferença no escoamento entre o centro e a superfície do fio, pois o centro tende a alongar mais que a superfície com o tracionamento do fio. Por esse motivo, a tensão axial no centro do fio é trativa e na superfície do fio é compressiva. Além desse efeito causado pela diferença de escoamento do fio, a fieira também contribui com uma parcela de compressão no fio, devido ao ângulo de inclinação da região de redução.

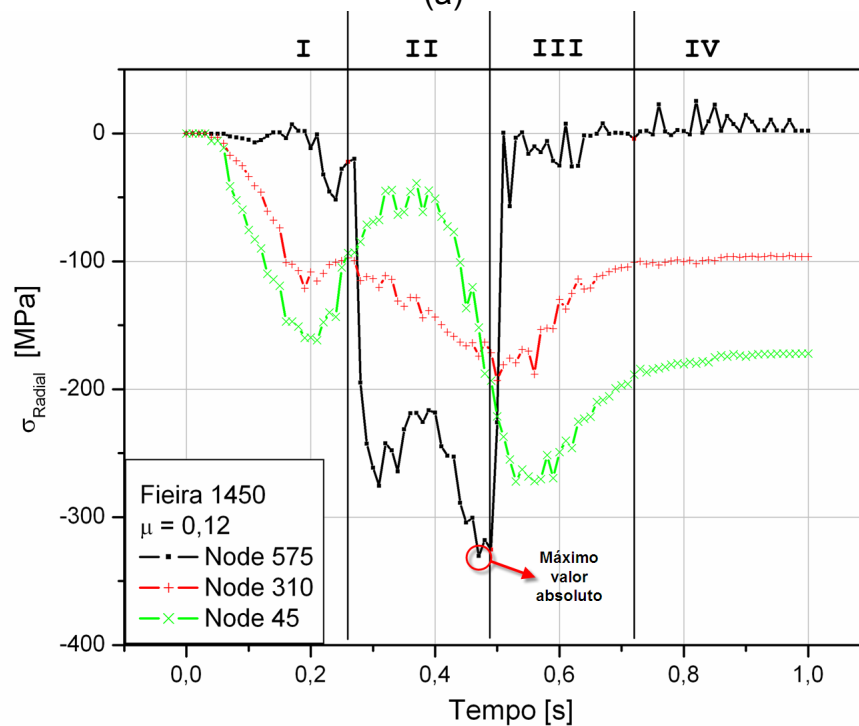
Nas Regiões III e IV, o fio atravessa a região cilíndrica de calibração e sai da fieira, terminando assim toda a simulação do processo de trefilação, e com isso atinge o ponto de alívio de todo carregamento existente no processo. Ao fim da simulação do processo de trefilação as tensões resultantes são consideradas tensões residuais, pois são constituídas por um sistema de tensões que podem existir em um corpo quando este não está submetido a tensões externas [DIETER, 1988]. As tensões residuais na direção axial são trativas na superfície do fio e compressiva nas regiões centrais.

5.4.2.2 – Tensões Radiais

As tensões na direção radial são compressivas em praticamente toda a seção longitudinal do fio, a partir da região de redução, como pode ser comprovado pelos valores negativos apresentados. Os maiores valores de tensão compressiva são localizados nas regiões próximas à superfície do fio, quando o fio passa pela região de redução. Na região de calibração o fio apresenta maiores valores de tensão radial compressiva nas regiões centrais. Tais comportamentos referentes à tensão na direção radial podem ser observados na figura 5.8a.



(a)



(b)

Figura 5.8 – Distribuição da tensão na direção radial em [MPa]

De forma semelhante ao realizado com as tensões axiais, a análise das tensões na direção radial (figura 5.8b) que ocorrem durante o processo de trefilação apresentam os seguintes comportamentos em relação às regiões que compõem a geometria da fieira.

Na região I o fio está entrando na fieira, por esse motivo, as regiões centrais do fio apresentam tensões compressivas maiores que as encontradas na superfície, pois está ocorrendo um desvio inicial das linhas de escoamento em direção ao centro do fio.

Quando o fio passa através da região II, as tensões compressivas encontram-se com maiores intensidades nas regiões próximas à superfície, devido à influência da fieira sobre o fio, quando este passa a sofrer deformação. Nas regiões centrais, as intensidades das tensões compressivas são menores.

Na região III, a tensão compressiva das regiões centrais continua a aumentar, devido ao desvio das linhas de escoamento em direção ao centro. Esse aumento de tensão ocorre até um ponto máximo, onde as linhas de escoamento voltam a serem paralelas com a superfície, ocasionando uma diminuição da tensão até um valor de tensão residual, quando atinge a região IV.

5.4.3 – Resultados do CuETP com o Lubrificante ILO

As simulações realizadas com os valores de coeficiente de atrito obtidos nos ensaios de trefilação de CuETP com o lubrificante ILO apresentam os resultados, apresentados na tabela 5.12.

Tabela 5.12 – Máximas tensões axial e radial – CuETP – ILO.

Fieira	μ	$\sigma_{\text{Axial,máx}}$ [MPa] (Superfície)	$\sigma_{\text{Axial,máx}}$ [MPa] (Centro)	$\sigma_{\text{Radial,máx}}$ [MPa]
1420	0,18	124,93	216,93	317,79
1435	0,39	108,87	231,64	281,49
1450	0,12	123,23	215,9	330,28
Média		119,01	221,49	309,85
%		32,04	10,60	2,94
1820	0,30	177,86	249,53	315,13
1835	0,21	172,72	245,53	324,2
1850	0,28	174,75	248,22	318,42
Média		175,11	247,76	319,25

A tabela 5.12 apresenta os valores máximos (absolutos) das tensões axiais na superfície e no centro do fio e da tensão radial na superfície do fio, quando este passa pela região de redução. Esses valores são os maiores valores de tensão axial compressiva na superfície do fio, os maiores valores de tensão axial trativa no centro do fio, e os maiores valores de tensão radial compressiva na superfície do fio, quando o fio atravessa a região de redução. Esses valores de tensões axial e radial são resultados das simulações da trefilação do CuETP com o lubrificante ILO.

Os valores de tensão radial apresentados na tabela 5.12 foram selecionados dentre os valores existentes na região de deformação e na superfície do fio, pois os maiores valores de tensão radial são observados (por exemplo, os valores observados na figura 5.8) quando a superfície do fio passa pela região de redução, sendo assim, considerado uma região crítica e, portanto, a região alvo das análises a serem feitas.

Analisando os resultados absolutos apresentados na tabela 5.12, nota-se que a fieira 1435 apresenta o menor valor de tensão axial compressiva na superfície do fio (108,87 MPa) e o maior valor de tensão axial trativa no centro do fio (231,64 MPa). O maior valor de tensão no centro do fio é devido ao alto valor de coeficiente de atrito (0,39), que pode causar um maior escoamento do centro do fio em relação à superfície do fio que fica retida devido ao atrito na interface fio/fieira. A menor tensão axial compressiva na superfície do fio pode ser explicada pela redução da compressão da fieira sobre o fio devido à redução do diâmetro do fio causada pelo seu estiramento, pois o centro apresenta um escoamento maior que a superfície devido ao maior valor de tensão trativa nessa região da seção transversal do fio.

A fieira 1450 apresenta o menor valor de coeficiente de atrito (0,12) e os menores valores de tensão axial compressiva na superfície (123,23 MPa) e trativa no centro do fio (215,90 MPa). A fieira 1420 apresenta coeficiente de atrito de 0,18, tensão axial compressiva na superfície do fio de 124,93 MPa e tensão axial trativa no centro do fio de 216,93 MPa.

No conjunto de feiras com $2\beta=18^\circ$, os valores máximos de tensão axial na região de redução são apresentados na tabela 5.12, tanto na superfície, quanto no centro do fio. Observando esses resultados, verifica-se que a feira 1835 apresenta o menor valor de coeficiente de atrito (0,21), e os menores valores de tensão axial, tanto para a compressiva na superfície (172,72 MPa) quanto para a trativa no centro (245,53 MPa) do fio. As feiras 1850 e 1820, obtiveram valores de coeficiente de atrito e tensão axial compressiva na superfície e trativa no centro, maiores que os apresentados pela feira 1835. Portanto, além dessa feira apresentar a melhor condição de lubrificação, pois apresenta o menor valor de coeficiente de atrito e, segundo DOEGE et al. [2001], apresenta a melhor condição de tensão devido aos menores valores de tensão axial na superfície e no centro do fio, na região de redução.

Observa-se também, na tabela 5.12, que tanto a tensão compressiva axial na superfície do fio, e a tensão trativa axial no centro, aumentam com o aumento do ângulo (2β) da região de redução da feira, quando o fio passa por essa região. Esse comportamento pode ser observado também na figura 5.9, que apresenta os resultados para as feiras 1435 e 1835.

Na superfície do fio, esse aumento é devido ao maior desvio das linhas de escoamento, que provoca uma resistência ao escoamento do material através da feira, aumentando, a compressão desse material na parede interna da feira.

Devido a essa maior resistência da superfície de escoar ao longo da superfície da feira, o centro do fio tende a escoar mais que a superfície. Com isso, a tensão no centro do fio é trativa, e maior com o aumento do ângulo de redução.

Devido ao fato descrito, na comparação dos resultados obtidos pelas feiras de $2\beta=14^\circ$ e $2\beta=18^\circ$, nota-se que, em média, as feiras com $2\beta=14^\circ$ apresentam tensão axial compressiva na superfície 32,04% menor, e tensão

axial trativa no centro 10,6% menor que os resultados obtidos com as feiras de $2\beta=18^\circ$.

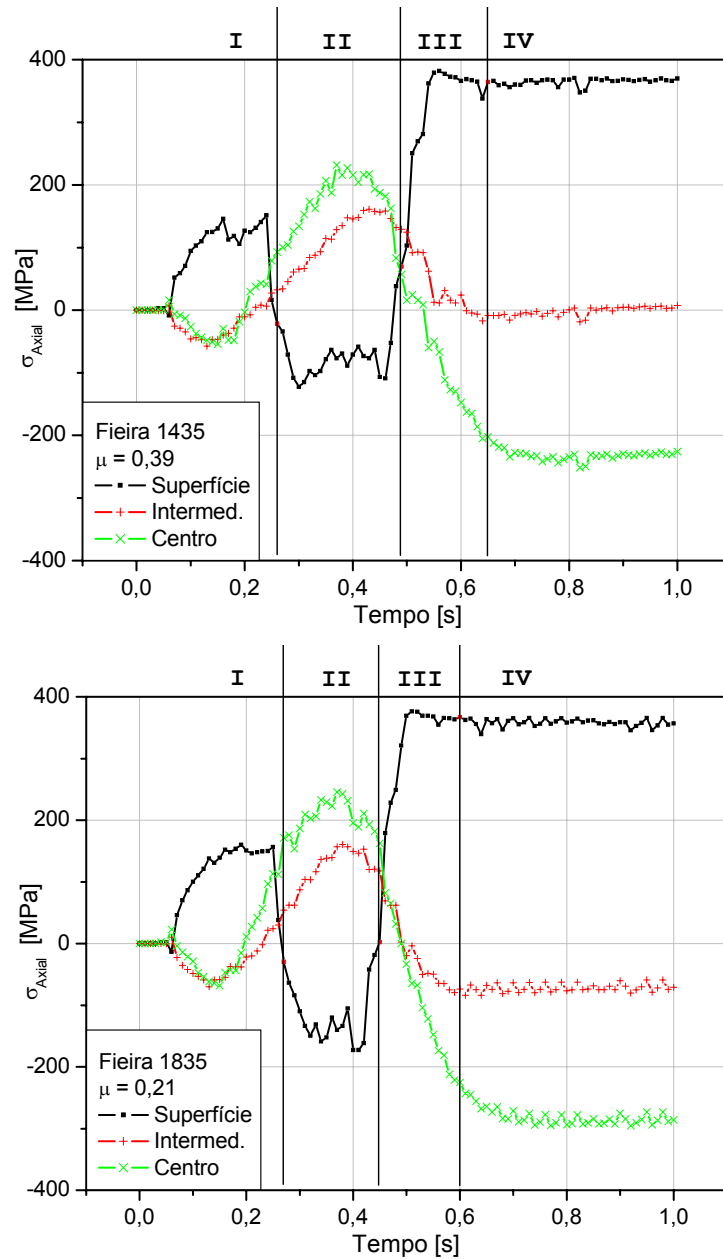
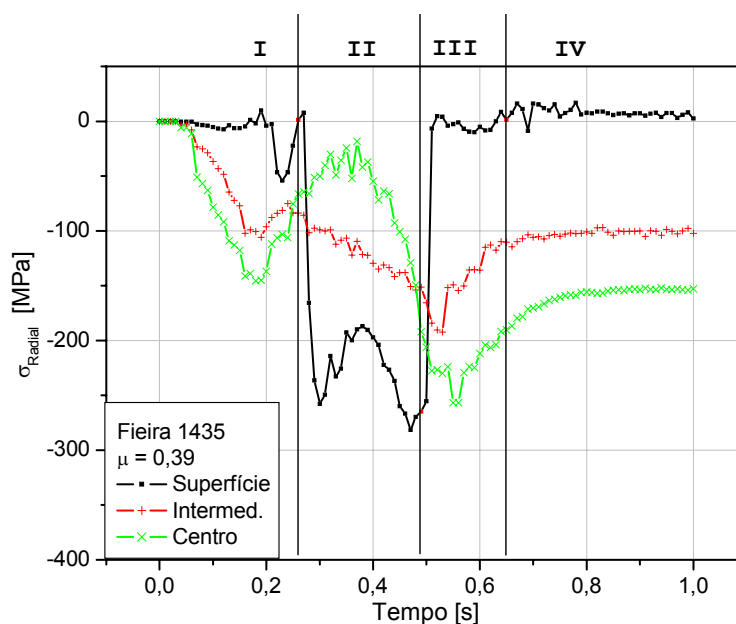


Figura 5.9 – Tensão axial p/ feiras 1435 e 1835 em [MPa]

Os valores absolutos da tensão compressiva radial máxima são obtidos na superfície do fio quando este passa pela região de redução da feira, devido ao esforço de compressão exercido pela feira para a deformação do material (figura 5.10).



Devido às propriedades mecânicas do CuETP, essa tensão de compressão exercida pela fieira pode atingir valores superiores aos encontrados nos ensaios de tração, pois o cobre é um material muito dúctil e em carregamentos compressivos, sofre maior deformação se comparados com carregamentos trativos. Além disso, os valores encontrados nos ensaios de tração são obtidos de materiais de comportamento anisotrópico, enquanto que nas simulações essa anisotropia do material não é considerada, pois este é considerado isotrópico.

Além de apresentar o menor valor absoluto para a tensão axial compressiva na superfície do fio, e para a tensão axial trativa no centro do fio, a fieira 1435 também apresenta o menor valor absoluto para a tensão radial compressiva na superfície do fio (tabela 5.12), se comparado com os resultados obtidos com as fieiras 1420 e 1450.

Na trefilação com a fieira 1435 há a possibilidade do fio estar sofrendo um estiramento, pois apresenta um maior valor de coeficiente de atrito (0,39), que ocasiona uma retenção da superfície do fio e um tracionamento do seu centro. Isto causa um aumento no comprimento e uma redução adicional na seção transversal do fio, reduzindo a compressão exercida pela fieira sobre a

superfície do fio, e explicando os menores valores de tensão compressiva axial e compressiva radial na superfície do fio quando este passa pela região de redução.

As feiras com $2\beta=18^\circ$ apresentam valores de tensão compressiva radial na superfície do fio 3,03% maiores que os apresentados pelas feiras com $2\beta=14^\circ$.

5.4.4 – Resultados do CuETP com o Lubrificante E505

As simulações realizadas com os valores de coeficiente de atrito obtidos nos ensaios de trefilação de CuETP com o lubrificante ILO apresentam os resultados, apresentados na tabela 5.13.

Tabela 5.13 – Máximas tensões axial e radial – CuETP – E505

Feira	μ	$\sigma_{\text{Axial,máx}}$ [MPa] (Superfície)	$\sigma_{\text{Axial,máx}}$ [MPa] (Centro)	$\sigma_{\text{Radial,máx}}$ [MPa]
1420	0,15	126,44	214,59	322,67
1435	0,19	122,62	214,13	320,98
1450	0,16	123,74	218,6	323,41
Média		124,27	215,77	322,35
%		31,18	12,27	0,49
1820	0,25	175,79	246,98	319,6
1835	0,22	183,84	245,99	322,85
1850	0,17	182,09	244,9	329,35
Média		180,57	245,96	323,93

A tabela 5.13 apresenta os valores máximos (absolutos) das tensões axiais na superfície e no centro do fio e da tensão radial na superfície do fio, quando ele passa pela região de redução. Esses valores são os maiores valores de tensão axial compressiva na superfície do fio, os maiores valores de tensão axial trativa no centro do fio, e os maiores valores de tensão radial compressiva na superfície do fio, quando o fio atravessa a região de redução. Esses valores de tensões axial e radial são resultados das simulações da trefilação do CuETP com o lubrificante E505.

Analisando os resultados apresentados na tabela 5.13, para fieira 1435, apesar de apresentar o maior coeficiente de atrito (0,19), entre as fieiras de $2\beta=14^\circ$, os valores de tensão axial compressiva na superfície do fio e trativa no centro, 122,62 MPa e 214,13 MPa, respectivamente, são menores que os apresentados pelas fieiras 1420 e 1450.

O menor valor de tensão axial compressiva na superfície do fio pode ser causada por um possível estiramento do fio devido à diferença de quantidade de escoamento entre o centro e a superfície, pois a fieira 1435 apresenta um valor de coeficiente de atrito maior que as outras fieiras.

Comparando-se os resultados obtidos para as fieiras com $2\beta=18^\circ$, a fieira 1820 apresenta o menor valor de tensão axial compressiva na superfície do fio (175,79 MPa), embora apresente também o maior valor de tensão axial trativa no centro (246,98 MPa) e o maior valor de coeficiente de atrito (0,25). Esses valores são causados pela diferença de quantidade de escoamento entre o centro e a superfície, que pode causar um possível estiramento do fio, devido ao maior tracionamento do centro do fio, podendo reduzir seu diâmetro e reduzindo a ação da fieira sobre o fio.

Observando-se os resultados obtidos para fieiras com $2\beta=14^\circ$ e com as fieiras com $2\beta=18^\circ$, em média as fieiras com menores ângulos de redução apresentam os menores valores de tensão axial compressiva na superfície e trativa no centro, apresentando uma diferença de 31,18% e 12,27% respectivamente. Essa redução também pode ser observada na figura 5.11.

Analisando a tensão radial compressiva, a fieira 1435 apresenta o menor valor (320,98 MPa) se comparado com as fieiras com $2\beta=14^\circ$. A fieira 1820 dentre as fieiras de $2\beta=18^\circ$, apresenta o menor valor de tensão axial compressiva na superfície do fio (319,6 MPa), devido ao possível estiramento do fio causado pela diferença de escoamento entre o centro e a superfície.

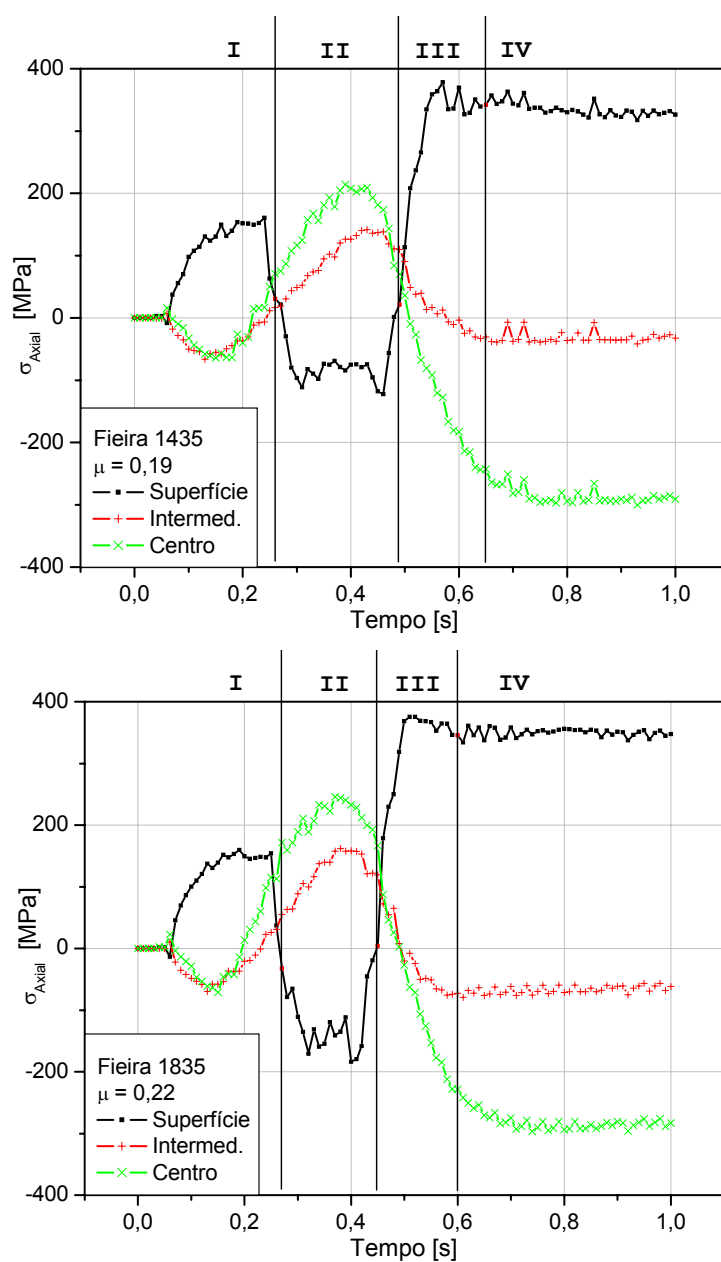


Figura 5.11 – Tensão axial p/ feiras 1435 e 1835 em [MPa].

Comparando-se os valores de tensão compressiva radial na superfície do fio apresentados pelas feiras com $2\beta=14^\circ$ e 18° , em média, esses valores apresentam pouca variação, pois as feiras com ângulos de redução menores reduzem em 0,49% os valores dessa tensão obtidos pelas feiras de ângulos maiores.

5.5 – Simulação da Trefilação do Aço-Inoxidável ABNT 304L

Os resultados das simulações do processo de trefilação do aço inoxidável ABNT 304L (304L), utilizando a fieira 1420 e o lubrificante HONILO 171 (baixa viscosidade), são apresentados nas figuras 5.12 e 5.13, nas quais se observam as distribuições de tensões internas ao longo da seção longitudinal do fio e o comportamento das tensões internas em três pontos de uma seção transversal. As tensões internas apresentadas na figura são as tensões nas direções axial (figura 5.12) e radial (figura 5.13).

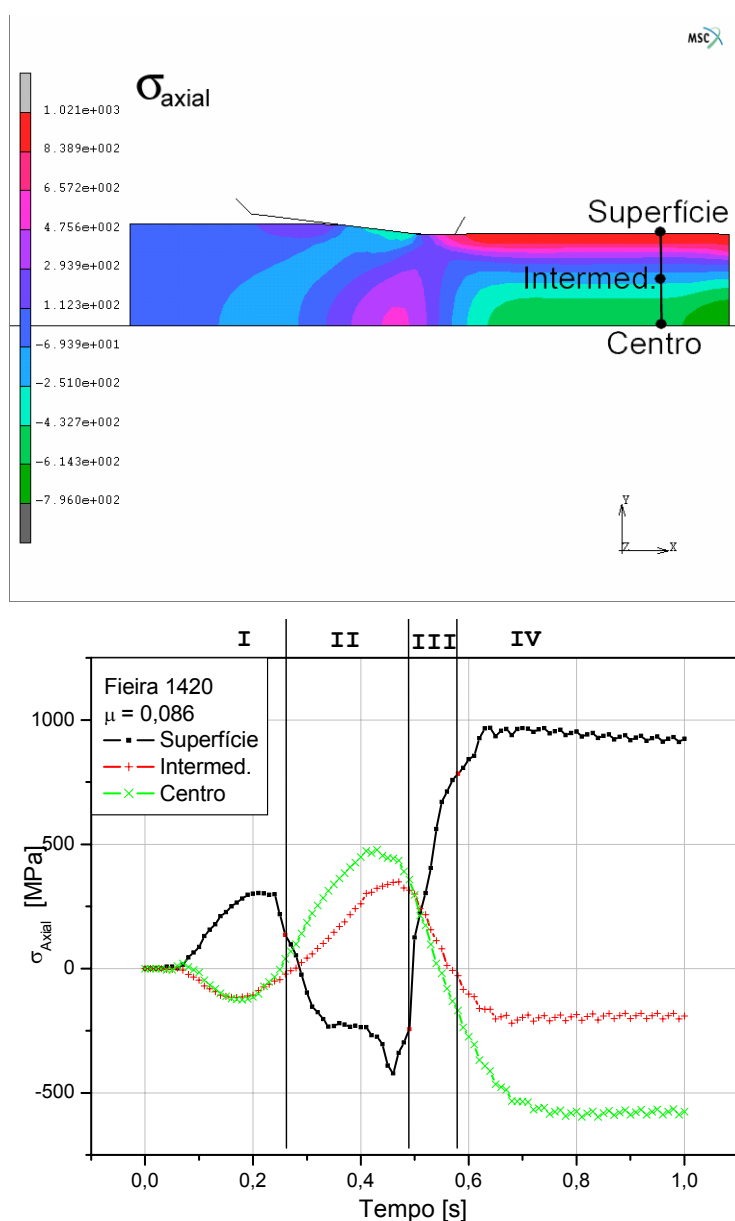


Figura 5.12 – Distribuição de tensões axiais na trefilação do 304L em [MPa].

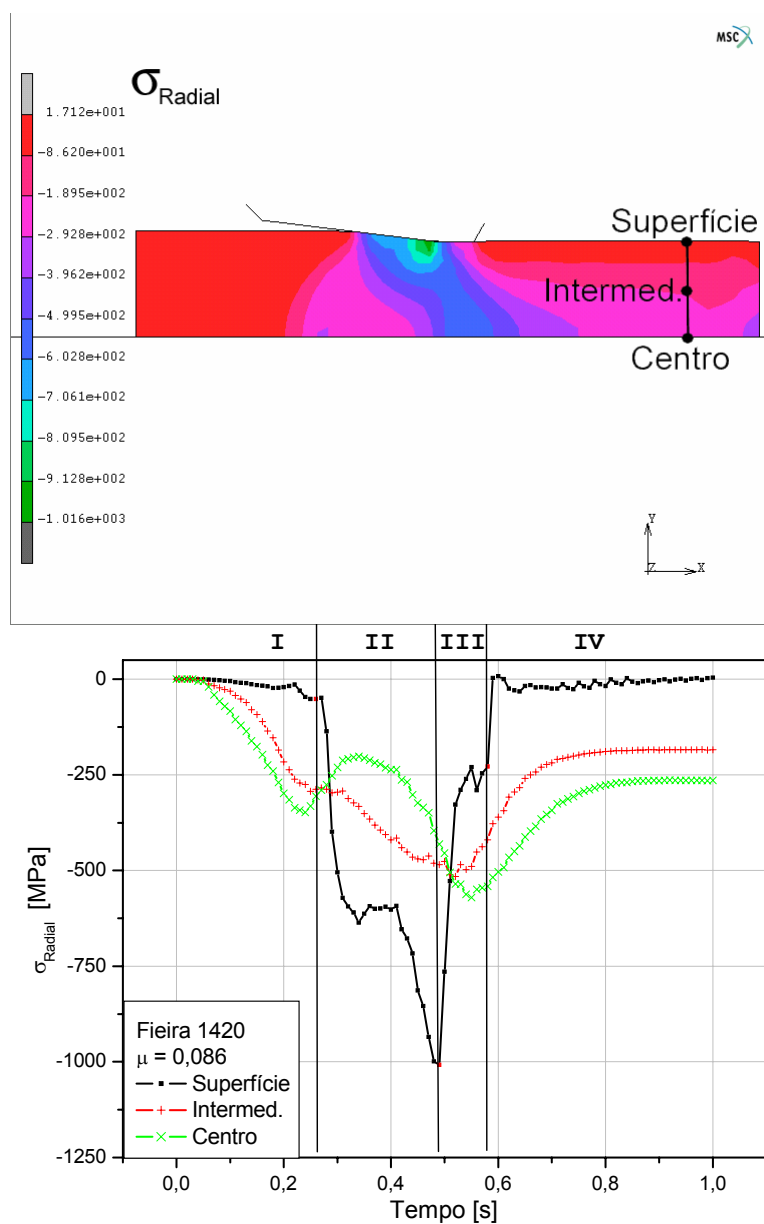


Figura 5.13 – Distribuição de tensões radiais na trefilação do 304L em [MPa]

Comparando-se com os resultados obtidos nas simulações do processo de trefilação de CuETP, as simulações realizadas com o 304L apresentaram valores de tensões axial e radial maiores, obviamente devido à maior resistência do aço inoxidável em relação ao cobre eletrolítico.

Analisando a distribuição das tensões internas ao longo de uma seção longitudinal, nota-se que, na região de redução, a superfície do fio apresenta os valores máximos de tensão compressiva, tanto na direção axial quanto na direção radial.

5.5.1 – Resultados do 304L com o Lubrificante HON

As simulações do processo de trefilação do ABNT 304L com os valores de coeficiente de atrito, obtidos nos ensaios de trefilação com o lubrificante HON, apresentaram os resultados, listados na tabela 5.14.

Tabela 5.14 – Máximas tensões axial e radial – 304L – HON.

Fieira	(μ)	$\sigma_{\text{Axial,máx}}$ [MPa] (Superfície)	$\sigma_{\text{Axial,máx}}$ [MPa] (Centro)	$\sigma_{\text{Radial,II}}$ [MPa]
1420	0,086	422,24	477,1	1007,94
1435	0,083	424,38	464,59	1010,67
1450	0,076	426,53	468,55	1014,97
Média		424,38	470,08	1011,19
%		27,22	15,40	4,95
1820	0,144	585,19	568,12	1033,28
1835	0,113	576,82	557,1	1057,79
1850	0,051	587,27	541,82	1100,46
Média		583,09	555,68	1063,84

A tabela 5.14 apresenta os valores máximos (absolutos) das tensões axiais na superfície e no centro do fio e da tensão radial na superfície do fio, quando este passa pela região de redução. Esses valores são os maiores valores de tensão axial compressiva na superfície do fio, os maiores valores de tensão axial trativa no centro do fio, e os maiores valores de tensão radial compressiva na superfície do fio, quando o fio atravessa a região de redução. Esses valores de tensões axial e radial são resultados das simulações da trefilação do 304L com o lubrificante HON.

Observando os resultados (tabela 5.14) obtidos pelas fieiras com $2\beta=14^\circ$, nota-se que a fieira 1420 apresenta o menor valor de tensão axial compressiva na superfície do fio (422,24 MPa) e o maior valor de tensão axial trativa no centro do fio (477,10 MPa). Esses resultados podem ser causados pelo maior valor de coeficiente de atrito (0,086), pois pode acarretar um maior escoamento do centro em relação à superfície e, conseqüentemente, um

possível estiramento do fio, aumentando a tração no centro do fio e reduzindo a compressão da fieira sobre o fio que reduz o diâmetro com o alongamento. Essa reação de estiramento também pode ser observado pela tensão compressiva radial na superfície do fio, que apresenta o menor valor (1007,94 MPa) se comparado com as fieiras 1435 e 1450.

No conjunto de fieiras com $2\beta=18^\circ$, nota-se que a fieira 1820 apresenta o maior valor de coeficiente de atrito (0,144) e o maior valor de tensão axial trativa no centro do fio (568,12 MPa); porém, a tensão axial compressiva na superfície do fio é de 585,19MPa (comparando com o menor valor que é obtido pela fieira 1835 cujo valor é 576,82 MPa), pois a inclinação do ângulo de redução da fieira produz um maior desvio nas linhas de escoamento, aumentando assim a compressão da fieira, na direção axial, sobre a superfície do fio e neutralizando as reações de estiramento causadas pela maior tração da região central do fio.

A tensão compressiva radial na superfície do fio obtida pela fieira 1820 é menor (1033,28 MPa) se comparada com os valores obtidos pelas outras fieiras de mesmo ângulo de redução ($2\beta=18^\circ$). Esse menor valor de tensão na superfície do fio pode ser explicado pela reação de estiramento do fio, que produz uma redução no diâmetro, enquanto o fio se alonga, reduzindo a compressão da fieira, na direção radial.

Comparando os valores médios de tensão axial compressiva na superfície do fio, de tensão axial trativa no centro do fio e de tensão radial compressiva na superfície do fio, obtidos nas simulações do processo de trefilação para fieiras com $2\beta=14^\circ$ e 18° com o lubrificante HONILO 171, as fieiras com 2β menores (14°) obtiveram os menores valores. Ou seja, para as fieiras com $2\beta=14^\circ$, a tensão axial compressiva na superfície do fio é 27,22% menor, a tensão axial trativa no centro do fio é 15,40% menor e a tensão radial compressiva na superfície do fio é 4,95% menor, se comparadas com os valores dessas tensões obtidos pelas fieiras com $2\beta=18^\circ$.

5.5.2 – Resultados do 304L com o Lubrificante MJF5

As simulações do processo de trefilação do ABNT 304L com os valores de coeficiente de atrito, obtidos nos ensaios de trefilação com o lubrificante MJF5, apresentaram os resultados, listados na tabela 5.15.

Tabela 5.15 – Máximas tensões axial e radial – 304L – MJF5

Fieira	(μ)	$\sigma_{\text{Axial,máx}}$ [MPa] (Superfície)	$\sigma_{\text{Axial,máx}}$ [MPa] (Centro)	$\sigma_{\text{Radial,II}}$ [MPa]
1420	0,075	425,31	474,04	1016,68
1435	0,07	428,69	461,52	1021,65
1450	0,063	430,6	464,55	1025,68
Média		428,20	466,70	1021,34
%		26,42	15,20	5,38
1820	0,109	578,97	559,49	1061,42
1835	0,093	579,07	551,25	1072,18
1850	0,046	587,74	540,4	1104,58
Média		581,93	550,38	1079,39

A tabela 5.15 apresenta os valores máximos (absolutos) das tensões axiais na superfície e no centro do fio e da tensão radial na superfície do fio, quando este passa pela região de redução. Esses valores são os maiores valores de tensão axial compressiva na superfície do fio, os maiores valores de tensão axial trativa no centro do fio, e os maiores valores de tensão radial compressiva na superfície do fio, quando o fio atravessa a região de redução. Esses valores de tensões axial e radial são resultados das simulações da trefilação do 304L com o lubrificante HON.

Observando os resultados obtidos pelas fieiras com $2\beta=14^\circ$, nota-se que a fieira 1420 apresenta o maior valor de coeficiente de atrito (0,075) e devido a isto apresenta o maior valor (474,04 MPa) de tensão axial trativa no centro do fio e o menor valor (425,31 MPa) de tensão axial compressiva na superfície do fio. Esses valores devem-se ao fato de que o maior atrito na interface fio/fieira faz com que o centro do fio escoe mais que a superfície, possibilitando um

estiramento do fio, e assim reduzindo a compressão da fieira sobre o fio devido à redução no diâmetro ocasionado pelo alongamento do fio devido ao maior tracionamento do fio. Essa redução na tensão axial compressiva apresentada pela superfície do fio, devido a um possível estiramento, também pode ser observada nos valores de tensão radial compressiva, que também apresenta uma redução, pois a fieira 1420 apresenta o menor valor (1016,68 MPa) para essa tensão.

No conjunto de fieiras com $2\beta=18^\circ$, a fieira 1820 também apresenta o maior valor de coeficiente de atrito (0,109), o maior valor de tensão axial trativa no centro do fio (559,49 MPa), o menor valor de tensão axial compressiva na superfície do fio (578,97 MPa) e o menor valor de tensão radial compressiva na superfície do fio (1061,42 MPa). Esses valores apresentam um comportamento semelhante ao apresentado pela fieira 1420.

Além de apresentarem comportamentos semelhantes, (fieiras de $2\beta=14^\circ$ e de $2\beta=18^\circ$ em média), as fieiras com menores ângulos de redução apresentam menores valores de tensões axial e radial, se comparados com fieiras de ângulos de redução maiores. Ou seja, em média as fieiras com $2\beta=14^\circ$ apresentam tensão axial compressiva na superfície 26,42% menores, tensão axial trativa no centro 15,40% menores, e tensão radial compressiva 5,38% menores.

5.6 – Tensões Residuais

Os valores de tensão residual na direção axial são determinados no final da simulação do processo de trefilação, quando a seção transversal analisada (figura 5.14) passa por todas as regiões da fieira e parando após a Região IV.

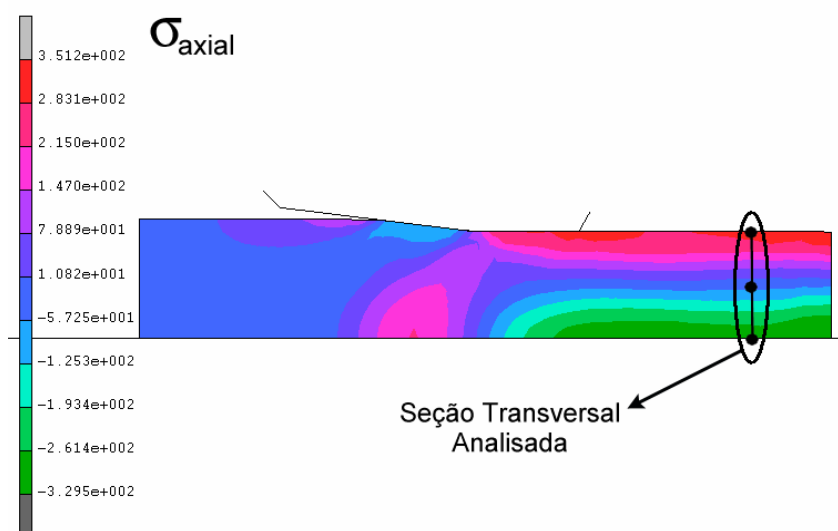


Figura 5.14 – Localização da seção analisada.

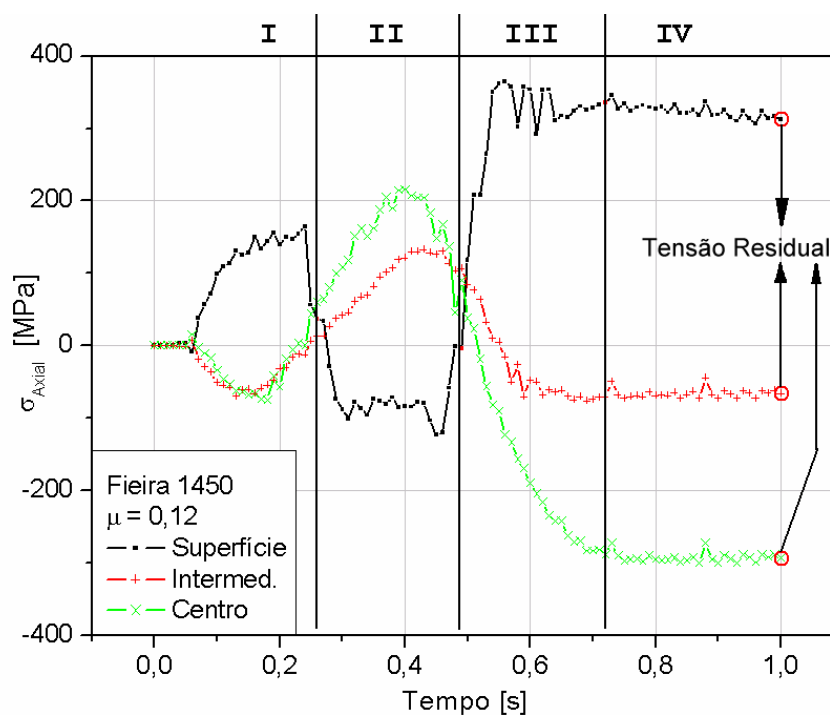


Figura 5.15 – Determinação da tensão residual em [MPa].

Na análise das curvas referentes ao comportamento das tensões axiais durante a simulação do processo de trefilação (figura 5.15), a tensão residual é o valor referente ao último ponto de cada curva apresentada. Os valores de tensão residual axial na superfície do fio, num ponto intermediário e no centro do fio, localizados na seção analisada, são apresentados nas tabelas 5.16 a 5.19.

Como foi visto, durante o processo de trefilação o fio sofre deformações quando passa pela região de deformação. Nessa região da fieira, a superfície do fio sofre compressão da fieira gerando uma tensão compressiva nessa parte do fio. Devido ao atrito existente na superfície, o centro do fio tende a escoar mais do que a superfície, podendo causar um estiramento do fio, o que origina uma tensão trativa nas regiões internas do fio.

Após a passagem do fio pela região de saída, a tensão na superfície do fio torna-se trativa devido ao tracionamento do fio pelo cabrestante e também pelo maior escoamento do centro do fio que, para manter o volume constante, faz com que a superfície se alongue junto com o centro do fio. Já as tensões das regiões centrais (ponto intermediário e central do fio) tornam-se compressivas devido à reação da superfície do fio ao maior escoamento do centro do fio, tentando fazer com que o ponto da superfície e o do centro fiquem no mesmo plano, segundo NAKAGIRI [2001].

Segundo ATIENZA [2005], em resultados experimentais e de simulações numéricas (MEF) as tensões axiais residuais são trativas na superfície e compressivas na superfície do fio. A presença de tensão axial residual trativa na superfície do fio pode ser perigosa para o material, pois reduz o tempo de vida deste em serviços nos quais apresente corrosão sob tensão ou fadiga.

Neste trabalho, as simulações realizadas com o software de elementos finitos (MARC/ MENTAT) apresentam resultados semelhantes aos obtidos por ATIENZA [2005], ou seja, as tensões axiais residuais na superfície do fio são trativas e no centro do fio são compressivas, como pode ser observado na

tabela 5.16, no qual são apresentados os valores de tensão residual axial obtidos na simulação da trefilação do CuETP com o lubrificante ILO.

Tabela 5.16 – Tensão residual axial – CuETP – ILO.

Fieira	σ_{Axial} [MPa] (Superfície)	σ_{Axial} [MPa] (Intermed.)	σ_{Axial} [MPa] (Centro)
1420	327,6	-32,73	-285,8
1435	369,96	7,37	-226,1
1450	312,18	-66,23	-292,7
Média	336,58	-30,53	-268,2
%	6,38		
1820	363,74	-61,58	-276,4
1835	356,92	-70,93	-286
1850	357,89	-49,42	-272,1
Média	359,52	-60,64	-278,13

Na tabela 5.16 nota-se que na superfície do fio a tensão residual é trativa devido ao valor positivo. Nas regiões internas do fio, a tensão residual passa a ser compressiva devido ao valor negativo, exceto para a fieira 1435 que apresenta uma tensão residual trativa (7,37 MPa) no ponto intermediário da seção transversal analisada. Isto se deve ao fato de que o valor de coeficiente de atrito utilizado na simulação ser elevado, ou seja, a fieira 1435 apresenta um coeficiente de atrito de 0,39, causando um maior estiramento do fio, se comparado com os resultados obtidos com as fieiras 1420 e 1450.

Analisando os valores de tensão axial residual na superfície do fio apresentados resultantes das simulações com as informações dos ensaios de trefilação do CuETP com o lubrificante ILO (tabela 5.16), nota-se que as fieiras com $2\beta=14^\circ$ apresentam valores menores que os apresentados pelas fieiras com $2\beta=18^\circ$. Ou seja, fieiras com ângulo de redução menor apresentam, em média, tensão residual trativa 6,38% menor (336,58 MPa) que a média apresentada pelas fieiras com maior ângulo de redução (359,52 MPa). Portanto é menor o efeito negativo sobre a resistência à corrosão sob tensão e sobre a resistência à fadiga.

Na trefilação do CuETP com o lubrificante E505, os valores de tensão axial residual são apresentados na tabela 5.17. Analisando esses resultados, nota-se que as fieiras com $2\beta=14^\circ$ apresentam valor médio 8,98% menor (324,00 MPa) que a média apresentada pelas fieiras com $2\beta=18^\circ$ (355,9 MPa), e 3,74% menor que o apresentado pelas fieiras com $2\beta=14^\circ$ com o lubrificante ILO. Ou seja, a condição de trefilação que utiliza o lubrificante solúvel (E505) com fieiras de $2\beta=14^\circ$ apresenta o menor valor médio da tensão axial residual trativa na superfície do fio.

Tabela 5.17 – Tensão residual axial – CuETP – E505.

Fieira	σ_{Axial} [MPa] (Superfície)	σ_{Axial} [MPa] (Intermed.)	σ_{Axial} [MPa] (Centro)
1420	331,62	-41,63	-290,8
1435	325,99	-32,49	-291,1
1450	314,36	-38,59	-291,6
Média	323,99	-37,57	-291,1
%	8,97		
1820	364,97	-69,35	-280,6
1835	347,66	-61,58	-282,9
1850	355,07	-79,76	-297,7
Média	355,90	-70,23	-287,06

Tabela 5.18 – Tensão residual axial – 304L – HON.

Fieira	σ_{Axial} [MPa] (Superfície)	σ_{Axial} [MPa] (Intermed.)	σ_{Axial} [MPa] (Centro)
1420	923,51	-109,64	-575,41
1435	770,54	-160,37	-568,04
1450	824,68	-113,51	-526,31
Média	839,58	-127,84	-556,59
%	7,16		
1820	987,07	-177,53	-525,22
1835	918,01	-198,57	-564,02
1850	808,02	-187,83	-560,35
Média	904,37	-187,98	-549,86

Na trefilação de 304L com o lubrificante HON, os valores de tensão axial residual são apresentados na tabela 5.18. Os valores positivos correspondem às tensões trativas e os negativos, às tensões compressivas. Analisando esses resultados, nota-se que o valor médio dessa tensão na superfície do fio obtido na trefilação para feiras com $2\beta=14^\circ$ é 7,16% menor que o valor médio obtido pelas feiras com $2\beta=18^\circ$, apresentando uma menor influência sobre a resistência à fadiga e à corrosão sob tensão.

Utilizando-se um lubrificante mineral de alta viscosidade (MJF5), os valores de tensão axial residual obtidos são apresentados na tabela 5.19. Observando esses resultados, nota-se que para feiras com $2\beta=14^\circ$ a tensão axial residual é, em média, 11,9% menor que a média obtida pelas feiras de $2\beta=18^\circ$. Além disso, comparando-se com o valor médio de tensão axial residual obtido com lubrificante mineral de baixa viscosidade (ILO) e feiras com $2\beta=14^\circ$, o lubrificante de alta viscosidade apresenta valor médio 5,73% menor.

Tabela 5.19 – Tensão residual axial – 304L – MJF5

Fieira	σ_{Axial} [MPa] (Superfície)	σ_{Axial} [MPa] (Intermed.)	σ_{Axial} [MPa] (Centro)
1420	922,06	-199,38	-582,09
1435	762,15	-171,26	-578,89
1450	690,25	-124,5	-537
Média	791,49	-165,05	-565,99
%	11,92		
1820	985,76	-202,65	-554,47
1835	907,14	-208,41	-572,81
1850	802,77	-190,98	-562,95
Média	898,56	-200,68	-563,41

Portanto, para a trefilação do 304L com feiras de $2\beta=14^\circ$ e com lubrificante de alta viscosidade, é possível obter uma condição de tensão axial residual que possui menor influência na resistência à fadiga e à corrosão sob tensão, pois o valor dessa tensão é menor que o valor obtido com feiras de $2\beta=18^\circ$.

5.7 – Determinação das Melhores Condições de Trefilação

Segundo DOEGE et al. [2001], uma condição ideal para trefilação deve apresentar:

- Menores valores de força de trefilação e consumo de energia;
- Menores valores de pressão de contato e coeficiente de atrito;
- Uniformidade na distribuição das deformações internas do fio;
- Mínimo valor absoluto para tensão de cisalhamento durante a trefilação;
- Mínimo valor absoluto para tensão axial na superfície e no centro do fio durante a deformação;
- Mínimo valor para as tensões residuais no material trefilado.

As duas primeiras condições foram apresentadas no item que analisa o ensaio de trefilação, que apresenta os valores de força de trefilação em função da velocidade para cada fieira utilizada neste trabalho. A partir desses valores, são determinados os pontos ótimos de trefilação para cada fieira, ou seja, os pontos que apresentam os menores valores de força de trefilação. Desses pontos ótimos são calculados os valores de coeficiente de atrito.

A tensão de cisalhamento é um componente de tensão de valor desprezível quando comparado com os componentes axial e radial; portanto, não será considerado na análise dos resultados.

Somente esses dois primeiros parâmetros não possibilitam selecionar a melhor condição de trefilação, sendo assim necessário analisar as condições de tensões internas (nas direções axial e radial) durante a trefilação.

A presença de tensão axial residual trativa na superfície do fio pode ser perigosa para o material, pois reduz o seu tempo de vida em serviços nos quais apresente corrosão sob tensão ou fadiga, segundo ATIENZA [2005].

5.7.1 – Melhores Condições na Trefilação do CuETP

Na análise dos resultados dos ensaios de trefilação, observou-se que os ensaios realizados com o lubrificante solúvel E505 e fieiras com $2\beta=14^\circ$ apresentam melhores resultados que os ensaios realizados com o lubrificante mineral ILO e fieiras com $2\beta=14^\circ$. Ou seja, o lubrificante E505 apresenta valores de força de trefilação no ponto ótimo 18,8% menor, coeficiente de atrito 38% menor e velocidade de trefilação 40,3% maior, que o apresentado pelo lubrificante ILO.

Nessa condição, a trefilação do CuETP com o lubrificante E505 e fieiras com $2\beta=14^\circ$ apresenta uma maior produção possível, devido à maior velocidade de trefilação obtida, sem a necessidade de se ter várias paradas de máquina para troca de fieira, pois o desgaste da fieira é menor devido ao menor valor de coeficiente de atrito, além de apresentar uma economia de energia elétrica devido ao menor esforço de trefilação. Essa condição pode ser aplicada desde a trefilação em máquinas monofilares até a trefilação em máquinas multifilares.

Somente a análise da força de trefilação e do valor de coeficiente de atrito não é suficiente para determinar a melhor condição de processo, ou seja, é necessária a análise das tensões na superfície do fio, nas direções axial e radial, geradas no fio durante a aplicação da deformação no material, durante a passagem do fio na região de redução da fieira.

Se comparados os resultados obtidos pelas fieiras com $2\beta=14^\circ$ com as fieiras com $2\beta=18^\circ$, na trefilação do CuETP com o lubrificante E505, nota-se que em média a tensão compressiva axial é 31,2% menor e a tensão compressiva radial é 0,5% menor, ambas as tensões na superfície do fio.

Na trefilação do CuETP com o lubrificante ILO, os resultados obtidos para fieiras com $2\beta=14^\circ$, em relação aos obtidos pelas fieiras com $2\beta=18^\circ$, são 32,0% menores para os valores de tensão compressiva axial e 2,9% menores para a tensão compressiva radial, ambas na superfície do fio.

Comparando-se os resultados obtidos com os lubrificantes ILO e E505, nota-se que o lubrificante ILO apresenta valor médio de tensão compressiva axial 4,2% menor e valor médio de tensão compressiva radial 3,9% menor que os valores dessas tensões apresentados pelo lubrificante E505.

Além das tensões que ocorrem durante o processo de trefilação, as tensões residuais que permanecem no fio após o processo também têm um papel importantíssimo na determinação da melhor condição de trefilação, pois a presença de tensões axiais residuais na superfície do fio produz efeitos indesejáveis no material trefilado, como por exemplo, redução na resistência à fadiga ou à corrosão sob tensão.

Analisando os valores de tensão axial residual presente na superfície do fio, quando se trefila CuETP com os lubrificantes E505 e ILO e feiras de $2\beta=14^\circ$, o lubrificante E505 apresenta, em média, tensão axial residual 9,0% menor que o apresentado pelo lubrificante ILO.

Apesar do processo de trefilação do CuETP para feiras com $2\beta=14^\circ$ e lubrificante solúvel E505 apresentar valores de tensão compressiva axial e radial maiores que os apresentados pelo lubrificante mineral ILO, esse lubrificante (E505) apresenta menores valores de força de trefilação, coeficiente de atrito e tensão axial residual na superfície do fio.

Portanto a trefilação do CuETP com o lubrificante solúvel E505 e feira 1420 ($2\beta=14^\circ$ e $H_c=20\%$ de D_f) é considerada a melhor condição de trefilação sob o ponto de vista econômico, pois apresenta menor força de trefilação que reduz o consumo de energia elétrica e apresenta o menor coeficiente de atrito que reduz o desgaste das feiras e, conseqüentemente, reduz o número de paradas de máquina para substituição de ferramentas. É a melhor condição sob o ponto de vista das propriedades do material, pois, apesar de apresentar maiores valores de tensão compressiva axial e radial, apresenta menor valor de tensão axial residual na superfície do fio aumentando a resistência à fadiga ou à corrosão sob tensão dos fios trefilados nessa condição.

5.7.2 – Melhores Condições na Trefilação do 304L

Analisando os resultados obtidos nos ensaios de trefilação do 304L com os lubrificantes HON e MJF5, nota-se que para ambos os lubrificantes as fieiras com $2\beta=14^\circ$ apresentam melhores resultados, pois apresentam menores valores de força de trefilação e coeficiente de atrito, se comparados com os valores obtidos pelas fieiras com $2\beta=18^\circ$.

Comparando-se os resultados obtidos com fieiras de ângulo de redução menores (14°), o lubrificante MJF5 apresenta melhores resultados que o lubrificante HON, pois apresenta, em média, força de trefilação 5,3% menor, coeficiente de atrito 17,7% menor, nos pontos ótimos das fieiras com $2\beta=14^\circ$.

Porém, esses valores de força de trefilação e coeficiente de atrito obtidos nos ensaios com o lubrificante MJF5 e fieiras de menor ângulo de redução são obtidos em velocidade 11,5% menor que os valores obtidos nos ensaios com o lubrificante HON.

Apesar da velocidade de trefilação ser menor, o que reduz a quantidade de fio produzida, a condição de trefilação, que utiliza o lubrificante MJF5 e fieiras com $2\beta=14^\circ$, pode ser considerada a melhor condição de trefilação tendo em vista a economia de energia elétrica devido à menor força de trefilação e a redução de paradas de máquina para troca de ferramenta devido ao menor valor de coeficiente de atrito que reduz o desgaste das fieiras. Por outro lado, uma menor velocidade de trefilação pode aumentar a confiabilidade do processo, pois reduz a possibilidade de quebra de fios, principalmente quando se trefila em máquinas multifilares.

Para confirmar a utilização de fieiras com $2\beta=14^\circ$ na obtenção de uma melhor condição de trefilação, a análise das tensões internas desempenha um papel importantíssimo. Sendo assim, comparando-se os resultados obtidos nas simulações do processo de trefilação do 304L com o lubrificante HON e fieiras com $2\beta=14^\circ$ e 18° , as fieiras de menor ângulo de redução apresentam tensão

axial compressiva 27,2% menor e tensão radial compressiva 5,0% menor, ambas as tensões localizadas na superfície do fio.

Na comparação dos resultados das simulações da trefilação do 304L com o lubrificante MJF5 e feiras com $2\beta=14^\circ$ e 18° , as feiras com $2\beta=14^\circ$ apresentam valores de tensão axial compressiva 26,4% menor e tensão radial compressiva 5,4% menor que os valores dessas tensões obtidos nas simulações feitas com feiras com ângulo de redução maior.

Realizando-se a comparação dos resultados obtidos nas simulações da trefilação do 304L com os lubrificantes HON e MJF5, ambos com feiras com $2\beta=14^\circ$, observa-se que, em média, a trefilação com o lubrificante MJF5 apresenta valor de tensão axial compressiva na superfície do fio 0,9% maior e tensão radial compressiva na superfície do fio 1,0% maior que os valores dessas tensões obtidas na simulação da trefilação com o lubrificante HON.

Devido a essa pequena diferença entre as tensões axial e radial compressivas localizadas na superfície do fio apresentadas pelos lubrificantes utilizados, não é possível definir qual a melhor condição de trefilação.

Portanto, a definição de uma melhor condição de trefilação será realizada pela análise da tensão axial residual localizada na superfície do fio, pois essa presença de tensão residual na superfície do produto trefilado pode causar redução na resistência à fadiga ou à corrosão sob tensão.

A confirmação da utilização de feiras com $2\beta=14^\circ$ na trefilação do 304L também pode ser realizada pela comparação dos valores de tensão axial residual, na superfície do fio, obtidos nas simulações da trefilação para feiras com $2\beta=14^\circ$ e 18° .

Nas simulações da trefilação com o lubrificante HON, as feiras com $2\beta=14^\circ$ apresentam, em média, valor de tensão axial residual na superfície do fio 7,2% menor que o valor apresentado pelas feiras com $2\beta=18^\circ$. Na trefilação

com o lubrificante MJF5, a fieira de ângulo de redução menor apresenta, em média, valor de tensão axial residual 11,9% menor que o valor apresentado pelas fieiras de ângulo de redução maior.

Comparando-se os resultados obtidos nas simulações da trefilação com os lubrificantes HON e MJF5, o lubrificante MJF5 apresenta, em média, valor de tensão axial residual 5,7% menor que o valor apresentado pelo lubrificante HON.

Portanto, a trefilação do 304L com o lubrificante mineral de alta viscosidade MJF5 e fieira 1420 ($2\beta=14^\circ$ e $H_c=20\%$ de D_f) é considerada a melhor condição de trefilação sob o ponto de vista econômico, pois apresenta menor força de trefilação que reduz o consumo de energia elétrica e apresenta o menor coeficiente de atrito que reduz o desgaste das fieiras. Conseqüentemente, reduz o número de paradas de máquina para substituição de ferramentas. É a melhor condição sob o ponto de vista das propriedades do material, pois, apesar de apresentar valores aproximados de tensão compressiva axial e radial, apresenta menor valor de tensão axial residual na superfície do fio aumentando a resistência à fadiga ou à corrosão sob tensão dos fios trefilados nessa condição.

6 – Conclusões e Sugestões para Próximos Trabalhos

6.1 – Conclusões.

Da análise dos resultados teóricos e experimentais apresentados neste trabalho, chegou-se às seguintes conclusões:

- A influência das propriedades dos lubrificantes no desempenho do processo de trefilação a frio é significativo.
- A velocidade de trefilação tem uma influência predominante no perfil da força de trefilação.
- Existe um ponto ótimo, ou seja, um ponto no qual a força de trefilação é mínima e, conseqüentemente, o valor de coeficiente de atrito é menor; para cada conjunto fio/fieira/lubrificante.
- As fieiras com $2\beta=14^\circ$ apresentam, em média, menores valores de força de trefilação, menores valores de coeficiente de atrito e maiores valores de velocidade de trefilação, se comparados com fieiras com $2\beta=18^\circ$.
- Nas condições ensaiadas, o lubrificante solúvel demonstrou maior eficácia na trefilação de cobre.
- Nas simulações do processo de trefilação realizadas, a tensão axial é compressiva na superfície e trativa no centro do fio, quando este passa pela região de redução.
- As fieiras com $2\beta=14^\circ$ apresentam valor de tensão axial compressiva, na superfície do fio menor, valor de tensão radial compressiva na superfície menor, se comparados com fieiras com $2\beta=18^\circ$.
- Nas condições ensaiadas, a trefilação do 304L com lubrificante de maior viscosidade e fieira de menor ângulo apresenta força de trefilação menor e coeficiente de atrito menor.
- Nas simulações realizadas com o 304L, lubrificante de maior viscosidade e fieiras com menor ângulo verificam-se valores de tensão axial compressiva e tensão radial compressiva menores, se comparados com fieiras com $2\beta=18^\circ$.

- Nas condições simuladas da trefilação do 304L não se verificou a influência da variação do lubrificante nos valores de tensão axial e radial compressiva na superfície do fio.
- O valor da tensão axial residual na superfície do fio obtido na simulação da trefilação do 304L com o lubrificante MJF5 e feiras com $2\beta=14^\circ$ é 5,7% menor que o valor obtido pelo lubrificante HON.
- A melhor condição para trefilação do CuETP é obtida com a utilização do lubrificante E505 com feiras com $2\beta=14^\circ$ e $H_c=20\%$ de D_f .
- A melhor condição para trefilação do 304L é obtida com a utilização do lubrificante MJF5 com feiras com $2\beta=14^\circ$ e $H_c=20\%$ de D_f .

6.2 – Sugestões para Trabalhos Futuros

A partir das observações e conclusões deste trabalho, propõe-se como temas de trabalhos futuros:

- Desenvolvimento de modelo de simulação mais amigável do processo de trefilação baseado no método dos elementos finitos em plataforma “open source” de tal forma a possibilitar a disseminação da ferramenta.
- Realização deste trabalho com outros materiais, como o alumínio.

Capítulo 7 – Referência Bibliográfica

[AERNOUDT, 1989] AERNOUDT , E. ., *Materials response to wiredrawing* , Wire Journal International , p. 53 ~ 75 , March 1989.

ATIENZA [2005] J.M. ATIENZA, J. RUIZ-HERVIAS, M.L. MARTINEZ-PEREZ, F.J. MOMPEAN, M. GARCIA-HERNANDEZ, M. ELICES, *Residual stresses in cold drawn pearlitic rods*, Scripta Materialia, 52, 2005, p 1223-1228.

[AVITZUR, 1979] AVITZUR, BETZALEL, *Metal Forming – Processes and Analysis*, Ed.: THM EDITION, 1979.

[AVITZUR, 1983] AVITZUR, BETZALEL, *Handbook of metal forming*, 1a. Ed., John Wiley and Sons, New York, 1983.

[AVITZUR,1997] AVITZUR, BETZALEL, *Lubricant evaluation laboratory for fine wire drawing*, Wire Journal International, Outubro 1997, p. 94~98.

[BAKER, WRIGHT, 1996] BAKER, GILL; WRIGHT, ROGER N., *Correlation of surface quality subsurface quality and fine generation analysis*, Wire Journal International, Outubro, 1996, p. 76~85.

[BARON, 1979] VIEILARD-BARON, B., *Stainless steels and the nuclear Industry*, in: Stainless Steel – An international survey of the stainless steel industry, ed.: Metal Bulletin Ltd., England, 1979, p.31~37.

[BRESCIANI, 1991] BRESCIANI FILHO, E. (Coord.), *Conformação plástica dos metais*, Campinas: Ed. da Unicamp, 1991.

[CHENG, 1992] CHENG, H.S., *Lubrication Regimes*, In: ASM Handbook v.18 – Friction, Lubrication, and Wear Technology, p. 89~97, ©ASM International, 1992.

[CHIAVERINI, 1986] CHIAVERINI, VICENTE, *Tecnologia Mecânica vol. 03*, Ed.: McGraw-Hill Ltda, São Paulo, 1986, 388p.

[DIETER, 1988] DIETER, GEORGE E., *Mechanical Metallurgy*, ed MacGraw-Hill, New York, 1888.

[DOEGE, 2000] DOEGE, ECKART; KRÖFF, ANDRE, *Stress and strain analysis of automated multistage FEM-Simulation of wiredrawing considering the backward force*, Wire Journal International, Maio, 2000, p. 144~149.

[DOVE, 1969] DOVE, A. B., *Steel wire handbook*. Stanford: The Wire Association, 1969, v.2.

[EDER, 1981] EDER, Dr. K.; EDER, SIEGFRIED, *History and new trends in wire drawing dies*, Wire Industry, Novembro, 1981, p. 797~803.

[FRASCIO, 1970] Frascio, A., *Il filo metalico* , Ed. Hoepli - Italia - 1970.

[GIERZYŃSKA, 2001] GIERZYŃSKA-DOLNA, MONIKA, PILARCZYK, JAN W., *Methods of testing and criteria for estimating lubricants used in drawing process*, Wire Journal International, Março, 2001, p. 282~285.

[GLOSSOP, 1990] Glossop, K. *Optimization of copper wiredrawing lubricants with a view to enhancing production efficiency* , Wire Journal International, Maio, 1990, p.42-56.

[GODFREY, 2000] GODFREY, HOWARD J., *The benefits of using wiredrawing dies with smaller included angles and longer nibs*, Wire Journal International, Junho, 2000, p. 102~113.

[GOLIS, 1999a] GOLIS, BOGDAN; PILARCZYK, JAN W.; BLAZEJOWSKI, ZBIGNIEW; DYJA, HENRYK, *Small final reductions in the drawing process of rope wires*, Wire Journal International, Abril, 1999, p.184~189.

[GOLIS, 1999b] GOLIS, BOGDAN; PILARCZYK, JAN W.; DYJA, HENRYK; BLAZEJOWSKI, ZBIGNIEW, *Strain rate in process of wiredrawing*, 1999 Conference Proceedings of the Wire Association International, Inc, Wire & Cable Technical Symposium (WCTC), 69th Annual Convention, Atlanta Georgia, USA, Maio, 1999, pp. 158 ~166.

[GRANDIN, 1986] GRANDIN, HARTLEY, *Fundamentals of the finite element method*, New York: MacMillan Publishing Company, 1986. 528 p.

[GROSMAN, 1999] GROSMAN, FRANCISZEK; OSKEDRA, KAZIMIERZ; HERIAN; JERZY, *Plastic deformation energy as a criterion for elaboration of the wiredrawing process*, 1999 Conference Proceedings of the Wire Association International, Inc, Wire & Cable Technical Symposium (WCTC), 69th Annual Convention, Atlanta Georgia, USA, Maio, 1999, pp. 179~184.

[HAMADA, 2001] HAMADA, TAKANARI; HIROUCHI, TETSUYA; AKIYAMA, MASAYOSHI, *A numerical study on the distribution of temperature in a fine high carbon steel wire subjected to high-speed drawing*, Wire Journal International, Maio, 2001, p. 86~92.

[HELMETAG, 1999] HELMETAG, KATHERINE, *A tank gone bad – an investigation of failure modes of cooper wiredrawing*, Wire Journal International, Junho, 1999, p. 72~75.

[HUEBNER, 1942] HUEBNER, KENNETH H., THORNTON, EARL A., *The Finite Element Method for Engineers*, 2nd ed., New York: John Wiley and Sons, 1942.

[KING, 1977], KING, LAWRENCE P., *Polycrystalline diamond blank wire dies*, Wire Journal, Abril 1977, p. 65~68.

[KONER,1992] Koner SpA, *Tungsten carbide – wire drawing dies (part 1)* , Italy, Wire Industry, Abril 1992, p. 350~356.

[LANGE, 1985] LANGE, KURT, *Handbook of metal forming*, Society of Manufacturing Engineers, 1985.

[LUIS, 2005] LUIS, C. J., LEÓN, J., LURI, R., *Comparison between finite element method and analytical methods for studying wire drawing processes* , Journal of Materials Processing Technology, 2005.

[MAKINOUCI, 1996] MAKINOUCI, A., *Sheet metal forming simulation in industry* , Journal of Materials Processing Technology, v.60, p.19~26, 1996.

[MARTÍNEZ, 1998] MARTÍNEZ, GUSTAVO A. S., *Comportamento da Lubrificação no Tribo-sistema de Trefilação a Altas Velocidades* , Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 1998. 92 p. Tese de Doutorado.

[MARTÍNEZ, 2001] MARTÍNEZ, GUSTAVO A. S., BUTTON, SERGIO T., WRIGHT, ROGER N., *A Tool for Wire Drawing Tribology Study* , Wire Journal International, Novembro, 2001, p. 86~89.

[MAXWELL, 1991] MAXWELL, THOMAS H., *Carbide die design – impact upon wire quality*, Wire Journal International, Dezembro 1991, p. 45~50.

[MAXWELL, 2001] MAXWELL, THOMAS H., *Maintenance, design, measuring and pressure lubrication of the wire drawing die*, Wire Journal International, Maio 2001, p. 72~77.

[McNULTY, 2000] McNULTY, MICHAEL J., *Trends in the nonferrous wire industry*, Wire Journal International, Outubro 2000, p. 110~115.

[MEI, 1988] MEI, PAULO ROBERTO, SILVA, ANDRE L. C., *Aços e Ligas Especiais*, Eletrometal, São Paulo, 1988.

[MSC,2000] *MSC.Marc Volume A: Theory and User Information, Version 2000*, Part Number: MA*2000*Z*Z*Z*DC-VOL-A, March, 2000.

[NAKAGIRI, 2001] NAKAGIRI, AKIKAZU; YAMANO, TAKAAKI; KONAKA, MASAZUMI; ASAKAWA, MOTOO; SASAKI, WATARU; YOSHIDA, KAZUNARI, *Behavior of residual stress and drawing stress in conical-type die and circle-type die drawing by FEM-simulation and experiment*, Wire Journal International, Agosto 2001, p. 72~80.

[NEVES, 1989] NEVES, FREDERICO OZANAN, *Lubrificação hidrodinâmica aplicada à trefilação*, Universidade Estadual de Campinas – Faculdade de Engenharia de Campinas, Campinas, 1989, 104p. Tese de Doutorado

[PAPARONI, 1970] Paparoni, F., *Trafilati di rame*, Revista Il Rame, CISAR, n 15, p. 7-20, 1970.

[PILARCZYK, 1997] PILARCZYK, JAN W.; PIETRZYK, MACIEJ; DYJA, HENRYK; GOLIS, BOGDAN, *FEM analysis of metal flow in hydrodynamic drawing of steel wires*, Wire Journal International, Novembro, 1997, p. 76~82.

[RIBEIRO, 2000] RIBEIRO, S., MARTÍNEZ, G. A. S., *Drawing die nib production with tetragonal zirconia polycrystalline*, 2000 International Technical Conference, Mexico City, Mexico, October 2000.

[RUBIO, 2005] RUBIO, E. M., CAMACHO, A. M., SEVILLA, L., SEBASTIÁN, M. A., *Calculation of forward tension in drawing processes*, Journal of Materials Processing Technology, 2005.

[SARGENT, 1980] SARGENT, L.B., Jr.; TSAO, Y.H., *Surface roughness considerations in metalworking*, ASLE-Metals Transactions, vol. 23, p. 70~76, 1980.

[SHEMENSKI, 1999] SHEMENSKI, Dr ROBERT M., *Wiredrawing by computer simulation*, Wire Journal International, Abril, 1999, p. 166 ~ 183.

[SPANITZ, 1976] SPANITZ, J.F., *Synthetic diamond wire drawing dies*, Wire Journal, Junho, 1976, p. 69~73.

[STIPKOVIC, 1989] STIPKOVIC FILHO, MARCOS, *Contribuição ao estudo da trefilação hidrodinâmica*, Escola Politécnica da USP, São Paulo, 1989, 300p. Tese de Doutorado.

[STMD, 1971] Selection of tool material for drawing wire, bar and tubing, Ed. by L.C. Shaheen, 1971, p. 521-525.

[TECNOVO, 1992] TECNOVO SPA , *Wire drawing - some considerations* , Wire Industry , p. 439 ~440 , June 1992.

[WASHKO, 1990] WASHKO, S. D., AGGEN, G., *Wrought stainless steels*, In: ASM Metals Handbook v.01 – Properties and Selection – Irons, Steels and High Performance Alloys, ©ASM International, 1990, p. 841.

[WILSON, 1979] WILSON, W. R. D., *Friction and lubrication in bulk metal - forming processes*, J. of App. Metalworking, v. 1, n. 1, p. 7~19, 1979.

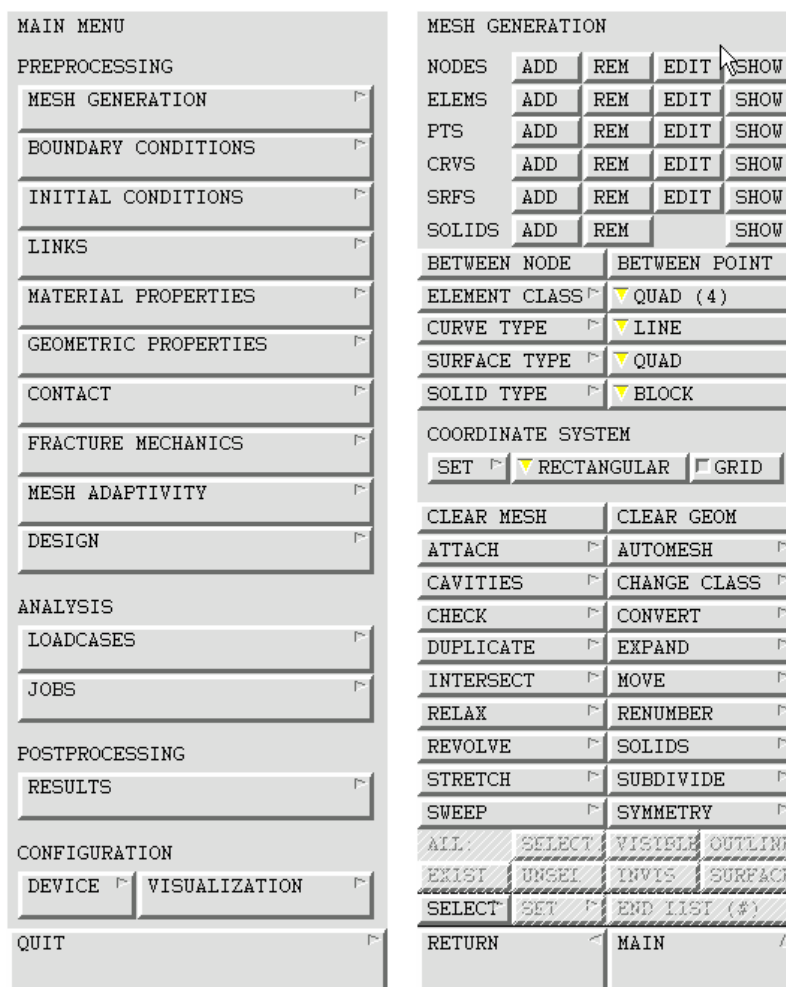
[WRIGHT, 1977] WRIGHT, ROGER N., *Factors to consider in wire die and pass schedule design*, Wire Technology, 7/8:77, p 106~109.

[YOSHIDA, 2001] YOSHIDA, K., *Optimum Drawing Conditions for Fine Wire Manufacturing*, Simpósio Internacional de Trefilação 2001, Lorena, São Paulo, Novembro 2001.

ANEXO 01

PROCEDIMENTO DO MENTAT PARA ANÁLISE DA TREFILAÇÃO

1º Passo – Construção das geometrias da feira, do fio e do eixo de simetria.



No menu principal entrar em MESH GENERATOR.

MAIN

MESH GENERATOR

PLOT

Label POINTS

RETURN

pts ADD

0 0.4164 0

(coord. x y z do ponto 1)

0.1414 0.2750 0

(coord. x y z do ponto 2)

0.4250 0.2250 0

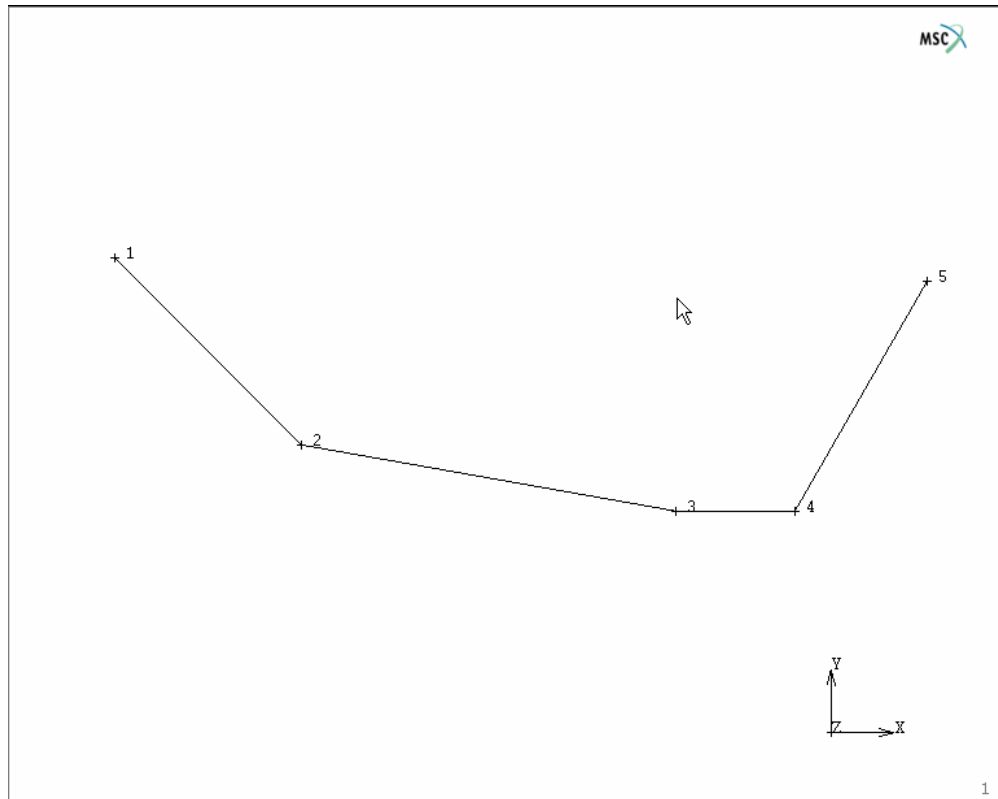
(coord. x y z do ponto 3)

0.5150 0.2250 0

(coord. x y z do ponto 4)

0.6150 0.3982 0

(coord. x y z do ponto 5)



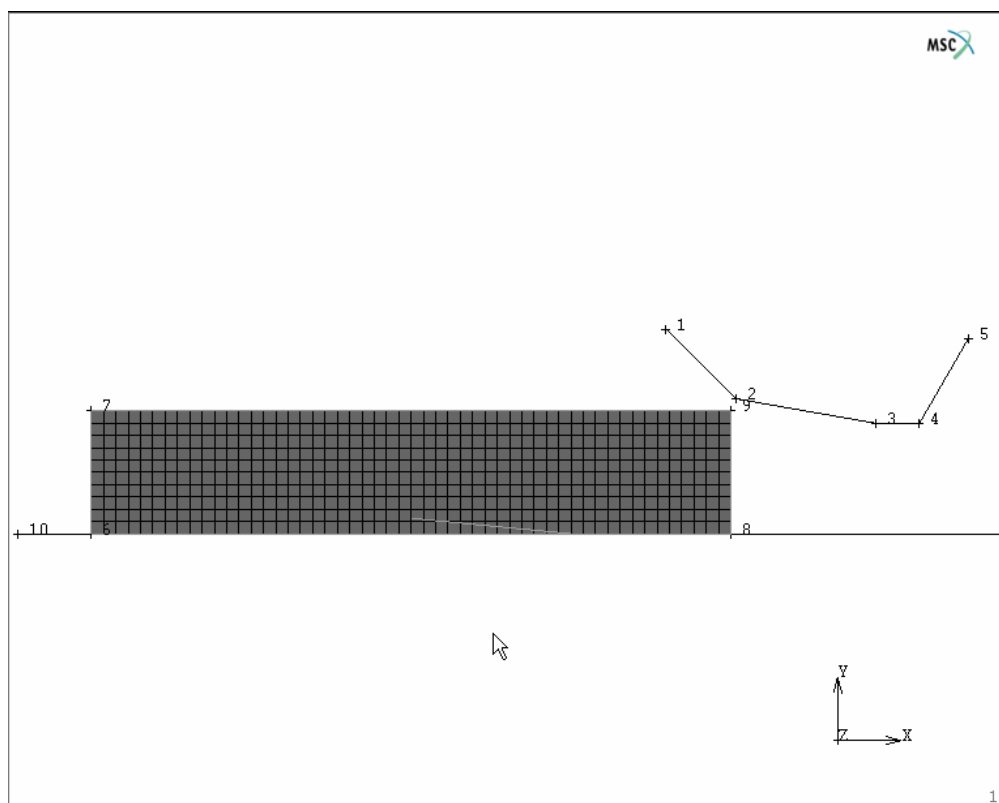
```

FILL
crvs ADD
(Enter line points) → Ligar os pontos 1 e 2, 2 e 3, 3 e 4, 4 e 5
pts ADD
-1.1682 0 0          (coord. x y z do ponto 6)
EXPAND
  TRANSLATIONS
  1.3 0 0 (Enter the expand translations in X, Y and Z)
           (1° expandir o ponto 6 para uma curva na
           direção x)
  POINTS
  (Enter expand point list) → ponto 6
  END LIST (#)
EXPAND
  TRANSLATIONS
  0 0.25 0 (Enter the expand translations in X, Y and Z)
            (2° expandir a curva 5 para uma superfície na
            direção y)
  CURVES
  (Enter expand curve list) → curva 5
  END LIST (#)
  RETURN
SWEEP
  ALL (deletar pontos repetidos)
  RETURN
RENUMBER
  ALL (renumerar pontos e curvas)
  RETURN
pts ADD

```

-1.3182 0 0 (coord. x y z do ponto 10)
 2.6150 0 0 (coord. x y z do ponto 11)
 FILL
 crvs ADD
 (Enter line points) → Ligar os pontos 10 e 11

CONVERT
 DIVISIONS
 52 10 (Enter the number of convert divisions in U and V)
 (U → horizontal / V → vertical)
 SURFACE TO ELEMENT
 (Enter convert surface list) → superfície 1 (sup. do fio)
 <Enter> ou END LIST
 RETURN



2º Passo – Condições de Contorno e as Condições de Contato.

No menu principal, entrar em BOUNDARY CONDITIONS.

Name: Deslocamento

Class: Mechanical

Condition Type: Fixed Displacement

MAIN

BOUNDARY CONDITIONS

NEW

NAME → deslocamento

BOUNDARY CONDITION CLASS : ♦ MECHANICAL (clique na primeira opção)

BOUNDARY CONDITIONS			
NEW	REM		
NAME			
COPY	PREV	NEXT	EDIT
BOUNDARY CONDITION CLASS			
^ MECHANICAL			
^ THERMAL			
^ JOULE			
^ ELECTROSTATIC			
^ ACOUSTIC			
^ MAGNETOSTATIC			
^ ELECTROMAGNETIC			
^ FLUID			
^ BEARING			
<input type="checkbox"/> DRAW BOUNDARY CONDS ON MESH			
<input type="checkbox"/> ID BOUNDARY CONDS			
ARROW SETTINGS			
MERGE DUPLICATE BOUND CONDS			
REMOVE ALL BOUND CONDS			
RETURN	MAIN		

MECHANICAL BC's			
NEW	REM		
NAME			
COPY	PREV	NEXT	EDIT
BOUNDARY CONDITION TYPE			
^ FIXED DISPLACEMENT			
^ FIXED ACCELERATION			
^ POINT LOAD			
^ EDGE LOAD			
^ FACE LOAD			
^ GLOBAL LOAD			
^ GRAVITY LOAD			
^ CENTRIFUGAL LOAD			
^ EDGE FOUNDATION			
^ FACE FOUNDATION			
MORE			
HARMONIC BC's			
<input type="checkbox"/> CROSS-SECTIONS			
<input type="checkbox"/> TABLES		<input type="checkbox"/> TRANSFORMS	
ALL:	SELECT	VISIBLE	OUTLINE
EXIST	UNSEL	INVIS	SURFACE
SELECT	SET	END LIST (#)	
RETURN	MAIN		

TABLES

NEW

NAME : Avanco

TABLE TYPE : time (tabela dependente do tempo)

ADD POINTS

0 0

0.1 0.1

0.2 0.2

0.3 0.3

0.4 0.4

0.5 0.5

0.6 0.6

0.7 0.7

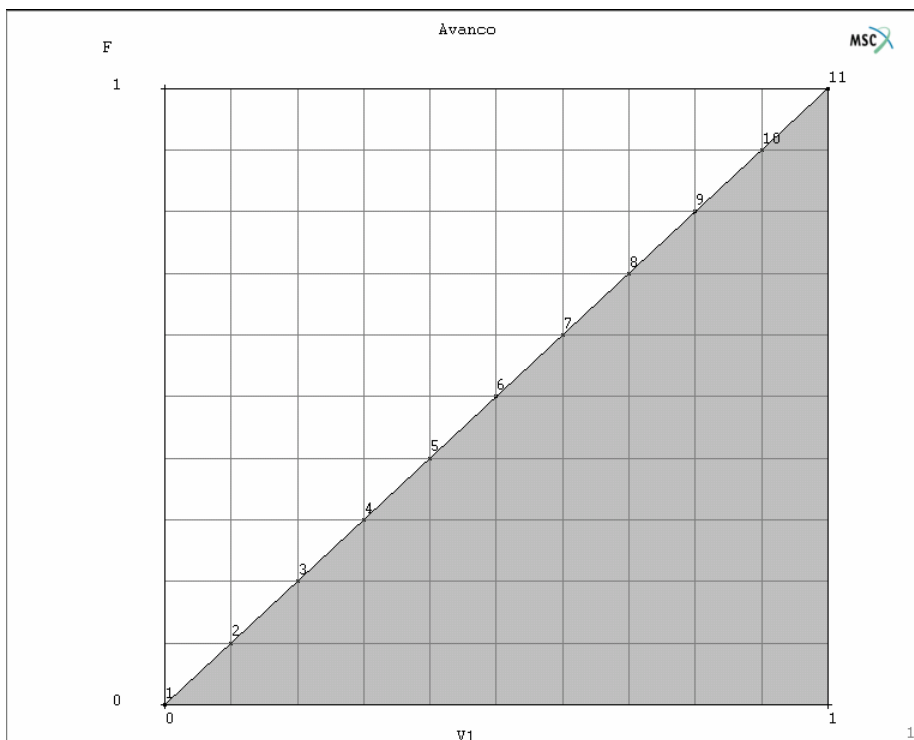
0.8 0.8

0.9 0.9

1.0 1.0

<enter>

FIT



SHOW MODEL
 RETURN
 ZOOM BOX (ampliar a ponta direita do fio)
 ◆FIXED DISPLACEMENT
 METHOD : Entered Values
 ■ON X DISLPACE : 1 TABLE : Avanço
 OK

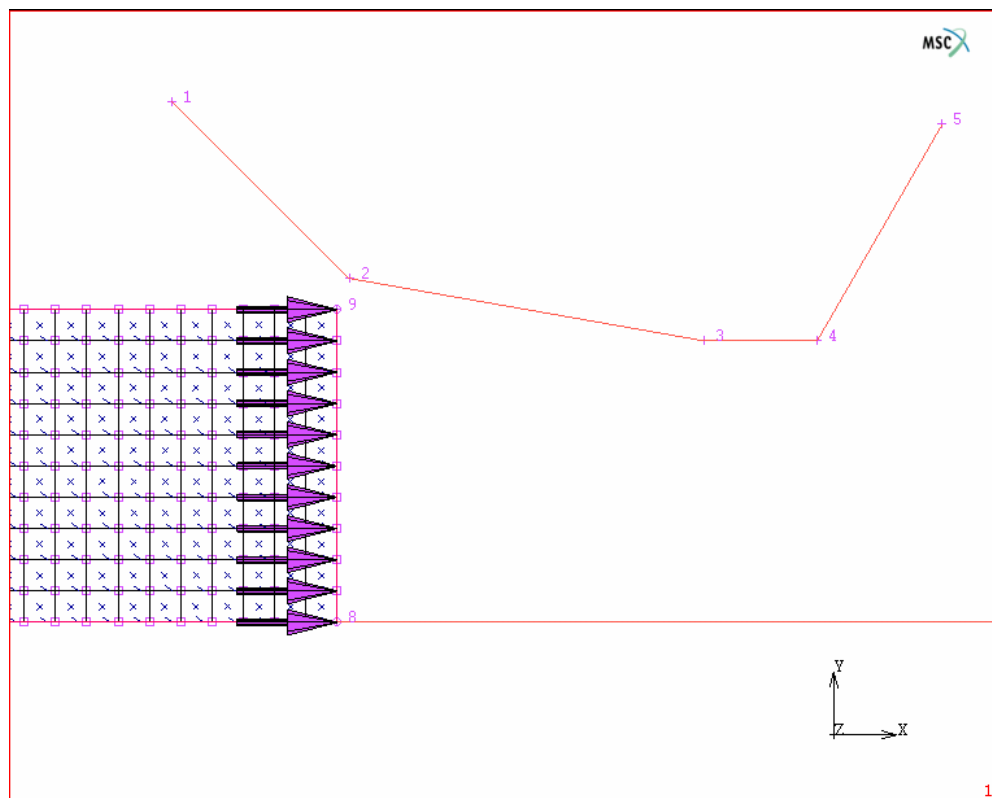
FIXED DISPLACEMENT

METHOD

ENTERED VALUES
 USER SUB. FORCDT

<input checked="" type="checkbox"/> DISPLACEMENT X	1	TABLE ▾	Avanço
<input type="checkbox"/> DISPLACEMENT Y			
<input type="checkbox"/> DISPLACEMENT Z			
<input type="checkbox"/> ROTATION X			
<input type="checkbox"/> ROTATION Y			
<input type="checkbox"/> ROTATION Z			

CLEAR OK



nodes ADD
 (selecionar os nós da extremidade direita do fio)
 END LIST

MAIN

CONTACT
 CONTACT BODIES
 NEW
 NAME : Fio
 CONTACT BODY TYPE : ♦Deformable
 FRICTION
 COEFFICIENT OF FRICTION : 0,1070 (VALOR
 DE μ)

OK

elements ADD
 all exist
 END LIST

CONTACT		CONTACT BODIES	
<input type="checkbox"/> CONTACT BODIES		NEW	REM
<input type="checkbox"/> CONTACT TABLES		NAME <input type="text" value="fio"/>	
<input type="checkbox"/> CONTACT AREAS		COPY	PREV
<input type="checkbox"/> EXCLUDE SEGMENTS		NEXT	EDIT
		CONTACT BODY TYPE	
		<input checked="" type="checkbox"/> DEFORMABLE	
		<input type="checkbox"/> RIGID	
		<input type="checkbox"/> SYMMETRY	
		<input type="checkbox"/> RIGID w HEAT TRANSFER	
		<input type="checkbox"/> ACOUSTIC	
		ELEMENTS	ADD
			REM
			<input type="text" value="0"/>
		BOUNDARY DESCRIPTION	
		<input type="checkbox"/> ANALYTICAL	
		<input checked="" type="checkbox"/> DISCRETE	
		DISCONTINUITY	
	NODES	ADD	REM
			<input type="text" value="0"/>
	EDGES	ADD	REM
			<input type="text" value="0"/>
		<input type="checkbox"/> ID CONTACT	<input type="checkbox"/> ID BACKFACES
		FLIP ELEMENTS	FLIP CURVES
		FLIP SURFACES	<input checked="" type="checkbox"/> TABLES
	ALL	SELECT	VISIBLE
			OUTLINE
	EXIST	UNSEL	INVIS
			SURFACE
	SELECT	SET	END LIST (#)
RETURN	MAIN	RETURN	MAIN

DEFORMABLE BODY	
<input checked="" type="checkbox"/> MECHANICAL PROPERTIES	
FRICTION	
FRICTION COEFFICIENT	<input type="text" value="0.1024"/>
RESET	OK

MAIN

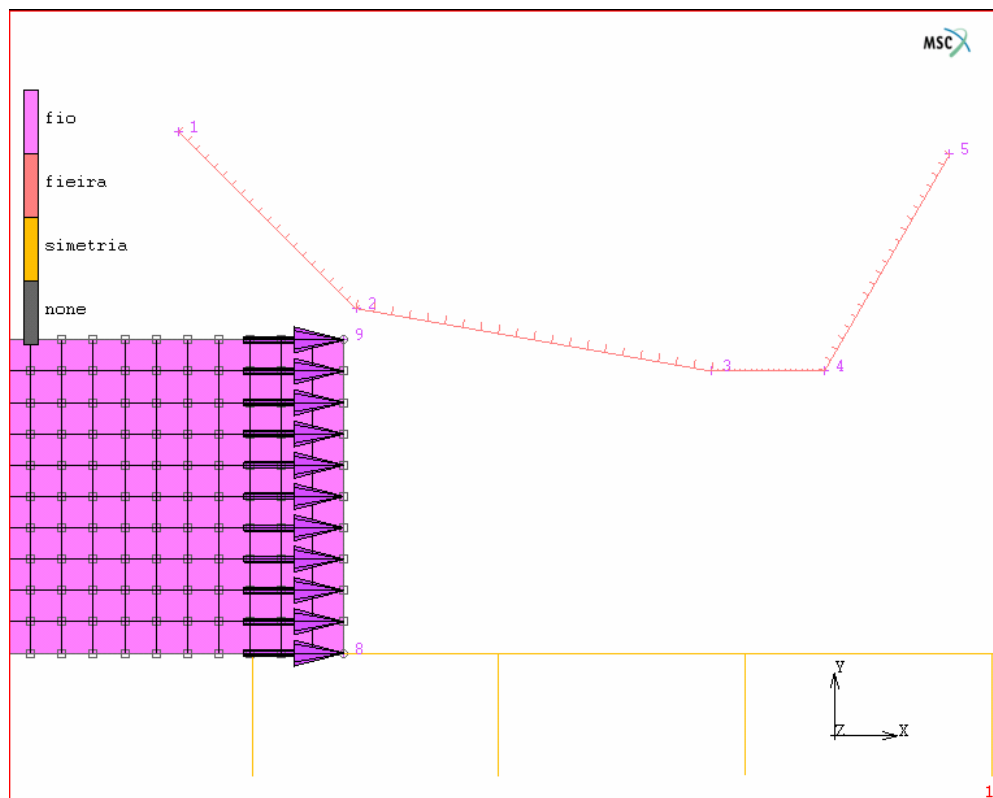
CONTACT
 CONTACT BODIES
 NEW
 NAME : Feira
 CONTACT BODY TYPE : Rigid
 BODY CONTROL
 ◆POSITION
 Parameters → ◆NONLINEAR MOTION
 OK
 FRICTION
 COEFFICIENT OF FRICTION : 0,1070 (VALOR
 DE μ)
 OK
 curves ADD
 curvas que compõem a feira
 END LIST
 ID CONTACT
 ID CONTACT

RIGID BODY	
▼ MECHANICAL PROPERTIES	
BODY CONTROL	
^ VELOCITY	PARAMETERS ▾
◆ POSITION	PARAMETERS ▾
^ LOAD	PARAMETERS ▾
FRICTION	
FRICTION COEFFICIENT	0.1024
BOUNDARY DESCRIPTION	
◆ ANALYTICAL	^ DISCRETE
CURVE DIVISIONS	0
SURFACE DIVISIONS U	0
SURFACE DIVISIONS V	0
RESET	OK

MAIN

CONTACT
 CONTACT BODIES
 NEW
 NAME : Simetria
 CONTACT BODY TYPE : ◆SIMMETRY
 BOUNDARY DESCRIPTION : ◆Analytical
 curves ADD
 curva que compõe o eixo de simetria
 END LIST
 ID CONTACT
 FLIP CURVE
 Selecionar a curva do eixo de simetria
 END LIST

SYMMETRY BODY	
BOUNDARY DESCRIPTION	
^ ANALYTICAL	^ DISCRETE
CURVE DIVISIONS	0
SURFACE DIVISIONS U	0
SURFACE DIVISIONS V	0
RESET	OK



Os traços na fieira e no eixo de simetria mostram qual o lado interno onde terá contato com outros elementos e o lado externo que não tem contato.

```

MAIN
  CONTACT
  CONTACT TABLES
    NEW
    NAME : Tref
  PROPERTIES
    2
    Touching
    Friction Coefficient
    OK
  
```

CONTACT

CONTACT BODIES

CONTACT TABLES

CONTACT AREAS

EXCLUDE SEGMENTS

CONTACT TABLES

NEW REM

NAME tref

COPY PREV NEXT EDIT

PROPERTIES

CONTACT TABLE PROPERTIES

		SECOND			
FIRST	BODY NAME	BODY TYPE	1	2	3
1	fio	deformable	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>
2	fieira	rigid			
3	simetria	symmetry			

ALL ENTRIES

CONTACT TYPE

NO CONTACT

TOUCHING

GLUE

DETECTION METHOD

DEFAULT

AUTOMATIC

FIRST->SECOND

SECOND->FIRST

DOUBLE-SIDED

OK

CONTACT TABLE ENTRY PROPERTIES

FIRST BODY	fio	deformable
SECOND BODY	fieira	rigid
CONTACT TYPE	▼ TOUCHING	
CONTACT DETECTION METHOD	▼ DEFAULT	
NODES IN CONTACT	<input type="checkbox"/> RETAIN GAPS OVERLAPS	
AT INITIAL CONTACT	<input type="checkbox"/> PROJECT STRESS-FREE	
AT SHARP CORNERS	<input type="checkbox"/> DELAY SLIDE OFF	
DISTANCE TOLERANCE	0	
<input type="checkbox"/> NEAR CONTACT	DISTANCE	
▼ MECHANICAL PROPERTIES		
SEPARATION THRESHOLD	0	
INTERFERENCE CLOSURE	0	
FRICTION COEFFICIENT	0.1024	

RESET

OK

4º Passo – Definir o material do fio.

MAIN

MATERIAL PROPERTIES

TABLE

NEW: Cobre

TABLE TYPE: Plastic Strain

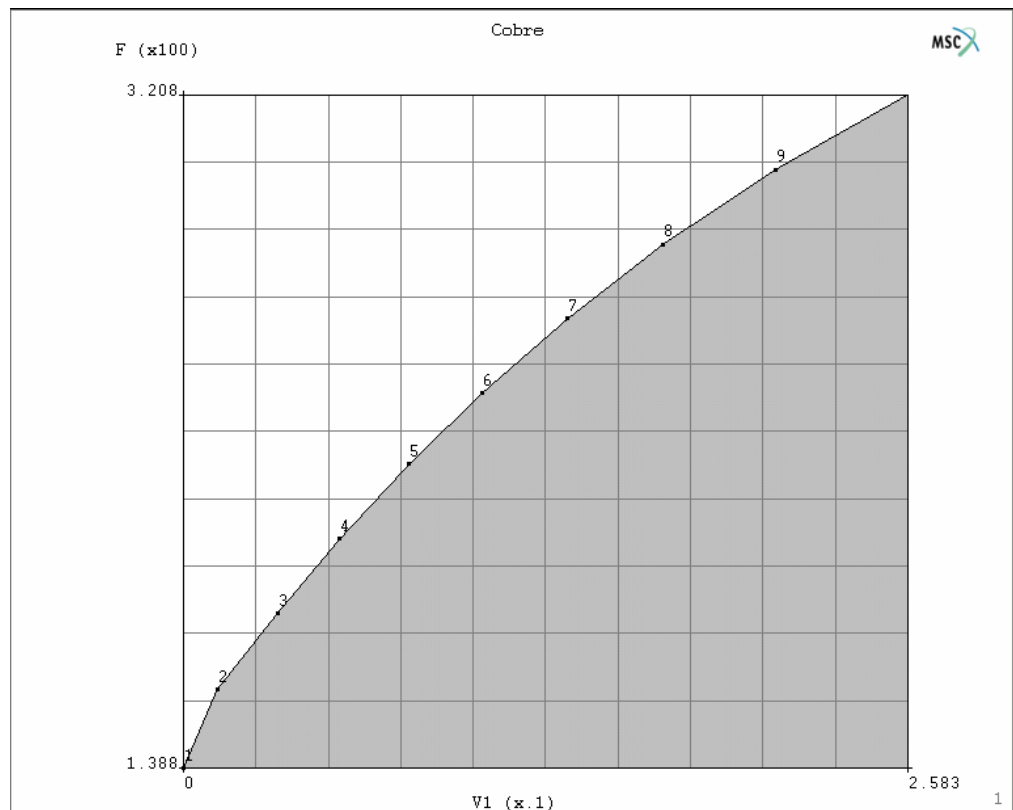
ADD POINTS

0.0000000e+000	1.3884638e+002
1.2014800e-002	1.6002950e+002
3.3406000e-002	1.8054560e+002
5.5778500e-002	2.0072530e+002
8.0505900e-002	2.2090500e+002
1.0641080e-001	2.4007570e+002
1.3702570e-001	2.6025550e+002
1.7117314e-001	2.8043520e+002
2.1120802e-001	3.0061490e+002
2.5830789e-001	3.2079460e+002

FIT

SHOW MODEL

RETURN



MAIN

MATERIAL PROPERTIES

NEW: Prop_fio

MECHANICAL MATERIAL TYPE : ♦Isotropic

Young Modulus: 112000

Poisson Ratio: 0.34

PLASTICITY

◆ELASTIC-PLASTIC

Method: ◆Piecwise Linear

Yield surface: ◆von Mises

Hardening rules: ◆Isotropic

Strain rate method: ◆Piecwise Linear

INITIAL YIELD STRESS: 1

TABLE (Plastic Strain): Cobre

OK

OK
elements ADD
ALL EXIST
END LIST
ID MATERIALS
ID MATERIALS

MATERIAL PROPERTIES

NEW REM READ ▾

NAME Prop_fio

COPY PREV NEXT EDIT ▾

MECHANICAL MATERIAL TYPES

- ◆ ISOTROPIC ▾
- ◇ ORTHOTROPIC ▾
- ◇ ANISOTROPIC ▾
- ◇ HYPOELASTIC ▾
- MORE ▾

NON-MECHANICAL MATERIAL TYPES

- ◇ HEAT TRANSFER ▾
- ◇ JOULE HEATING ▾
- ◇ ELECTROSTATIC ▾
- ◇ PIEZO-ELECTRIC ▾
- MORE ▾

LAYERED MATERIALS ▾

ISOTROPIC PROPERTIES

YOUNG'S MODULUS	112000	TABLE ▾
POISSON'S RATIO	0.34	TABLE ▾
MASS DENSITY	1	
ACTIVATION ENERGY		
COST / VOLUME	0	
COST / MASS	0	

DAMPING ▾

PLASTICITY

- ◆ ELASTIC-PLASTIC ▾
- ◇ RIGID-PLASTIC ▾

THERMAL EXP. ▾

RATE EFFECTS

- ◇ VISCOELASTIC ▾
- ◇ CREEP ▾

DAMAGE EFFECTS

- ◇ CRACKING ▾
- ◇ DAMAGE ▾
- ◇ FAILURE ▾

FORMING LIMIT ▾

GRAIN SIZE ▾

RESET REMOVE OK

PLASTICITY PROPERTIES

METHOD

▼ PIECEWISE LINEAR

YIELD SURFACE

▼ VON MISES

HARDENING RULE

▼ ISOTROPIC

STRAIN RATE METHOD

▼ PIECEWISE LINEAR

INITIAL YIELD STRESS 1

TABLE ▾ Cobre

5º Passo – Definição da LOADCASE.

MAIN

LOADCASES

NEW: Trefilacao

◆MECHANICAL (LOADCASE CLASS)

◆STATIC (LOADCASE TYPE)

(irá abrir a com os parâmetros do loadcase)

LOADCASES				MECHANICAL LOADCASES			
NEW	REM			NEW	REM		
NAME		tref		NAME		tref	
COPY	PREV	NEXT	EDIT	COPY	PREV	NEXT	EDIT
LOADCASE CLASS				LOADCASE TYPE			
◆MECHANICAL				◆STATIC			
◇HEAT TRANSFER				◇BUCKLE			
◇COUPLED				◇CREEP			
◇JOULE HEATING				◇DYNAMIC MODAL			
◇JOULE-MECHANICAL				◇DYNAMIC TRANSIENT			
◇ELECTROSTATIC				◇DYNAMIC HARMONIC			
◇PIEZO-ELECTRIC				◇SPECTRUM RESPONSE			
◇ACOUSTIC				◇BODY APPROACH			
◇ACOUSTIC-SOLID				◇STEADY STATE ROLLING			
◇MAGNETOSTATIC							
◇ELECTROMAGNETIC							
◇FLUID							
◇FLUID-THERMAL							
◇FLUID-SOLID							
◇FLUID-THERMAL-SOLID							
◇BEARING							
				ADDITIONAL INPUT FILE TEXT			
				TITLE			
				■ TABLES			
				INACTIVE ELEMENTS			
				▼ MANUAL			
				ADD			
				REM			
				0			
				ALL: SELECT VISIBLE OUTLINE			
				EXIST UNSEL INVIS SURFACE			
				SELECT SET END LIST (#)			
RETURN		MAIN		RETURN		MAIN	

LoadCase Parameters

◆LOADS

■Deslocamento (fixed-displacement)

OK

CONTACT

CONTACT TABLE → Tref (TABELA DE CONTATO DE NOME Tref)

FORCE REMOVAL → ◆IMMEDIATE

OK

SOLUTION CONTROL

MAX # INCREMENTS IN JOB : 99999

MAX # RECYCLES: 20

MIN # RECYCLES: 0

■NON-POSITIVE DEFINITE

□PROCEED WHEN NOT CONVERGED

◆FULL NEWTON RAPHSON (Iterations procedure)

◆FULL (Contribution of initial stress to stiffness)

OK

CONVERGENCE TESTING

◆RELATIVE

◆RESIDUAL FORCE (Criteria)

RELATIVE FORCE TOLERANCE : 0.1 (Residual Forces)

OK

NUMERICAL PREFERENCE

(Não precisa modificar)

OK

TOTAL LOADCASE TIME : 1 (Geralmente é o tempo especificado no avanço.)

STEPPING PROCEDURE

◆FIXED

PARAMETERS

#STEPS : 100

■AUTOMATIC TIME STEP CUT BACK

CUT BACKS ALLOWED : 10

OK

OK

MECHANICAL STATIC PARAMETERS

LOADS
 GAPS
 CONTACT
 GLOBAL REMESHING
 DESIGN CONSTRAINTS
 SUPERPLASTICITY CONTROL
 SOLUTION CONTROL
 CONVERGENCE TESTING
 NUMERICAL PREFERENCES
 LOADCASE RESULTS

TOTAL LOADCASE TIME 1

STEPPING PROCEDURE			
FIXED	◆ CONSTANT TIME STEP	0.01	# STEPS 100
ADAPTIVE	^ MULTI-CRITERIA	PARAMETERS	
	^ ARC LENGTH	PARAMETERS	
	^ TEMPERATURE	PARAMETERS	

AUTOMATIC TIME STEP CUT BACK
 # CUT BACKS ALLOWED 10

RESET OK

CONTACT

CONTACT TABLE

CONTACT AREAS CLEAR	EXCLUDE SEGMENTS CLEAR	CONTACT BODY RELEASES CLEAR
		<input type="checkbox"/> fio <input type="checkbox"/> fieira <input type="checkbox"/> simetria
		<p>FORCE REMOVAL</p> <input type="checkbox"/> IMMEDIATE <input type="checkbox"/> GRADUAL

OK

SOLUTION CONTROL

MAX # INCREMENTS IN JOB	99999
MAX # RECYCLES	10
MIN # RECYCLES	0

NON-POSITIVE DEFINITE
 PROCEED WHEN NOT CONVERGED
 ASSEMBLY EACH ITERATION

ITERATIVE PROCEDURE

FULL NEWTON-RAPHSON
 MODIFIED NEWTON-RAPHSON
 N-R WITH STRAIN CORRECTION

CONTRIBUTION OF INITIAL STRESS TO STIFFNESS

<input checked="" type="checkbox"/> FULL	<input type="checkbox"/> DEVIATORIC STRESS
<input type="checkbox"/> NONE	<input type="checkbox"/> BEGIN INCREMENT STRESS
<input type="checkbox"/> TENSILE STRESS	

OK

MAIN

JOBS

ELEMENT TYPES

MECHANICAL (Analysis Class)

AXISYMMETRIC SOLID (Mechanical Element Types)

FULL INTEGRATION → QUAD 4 → 10

OK

Enter elements list : ALL EXIST

RETURN

RETURN

ELEMENT TYPES

ANALYSIS CLASS

MECHANICAL

HEAT TRANSFER

COUPLED

JOULE HEATING

JOULE-MECHANICAL

ELECTROSTATIC

PIEZO-ELECTRIC

ACOUSTIC

ACOUSTIC-SOLID

MAGNETOSTATIC

ELECTROMAGNETIC

FLUID

FLUID-THERMAL

FLUID-SOLID

FLUID-THERMAL-SOLID

BEARING

CLEAR ID TYPES ID CLASSES

ALL: SELECT VISIBLE OUTLINE

EXIST UNSEL INVIS SURFACE

SELECT SET END LIST (#)

RETURN MAIN

ELEMENT TYPES (MECHANICAL)

MECHANICAL ELEMENT TYPES

3-D TRUSS/BEAM

3-D MEMBRANE/SHELL

3-D SOLID

AXISYM MEMBRANE/SHELL

AXISYM SOLID

PLANE STRAIN MEMBRANE

PLANE STRAIN SOLID

PLANE STRESS

2-D TRUSS/BEAM

MISCELLANEOUS

CLEAR ID TYPES ID CLASSES

ALL: SELECT VISIBLE OUTLINE

EXIST UNSEL INVIS SURFACE

SELECT SET END LIST (#)

RETURN MAIN

MECHANICAL AXISYMMETRIC SOLID ELEMENT TYPES

	TRIA		QUAD			
	3	6	4	8	6	9
FULL INTEGRATION	2	126	10	28	92	94
FULL & HERRMANN FORMULATION	156	129	82	33		
REDUCED INTEGRATION			116	55		
REDUCED & HERRMANN FORMULATION			119	59		
COMPOSITE/GASKET			152	154		
REBAR			144	48		
TWIST			20	67		
TWIST & HERRMANN FORMULATION			83	66		
TWIST REBAR			145	142		
BENDING			95	96		
FOURIER FULL INTEGRATION				62		
FOURIER FULL & HERRMANN FORMULATION				63		
FOURIER REDUCED INTEGRATION				73		
FOURIER REDUCED & HERRMANN FORMULATION				74		

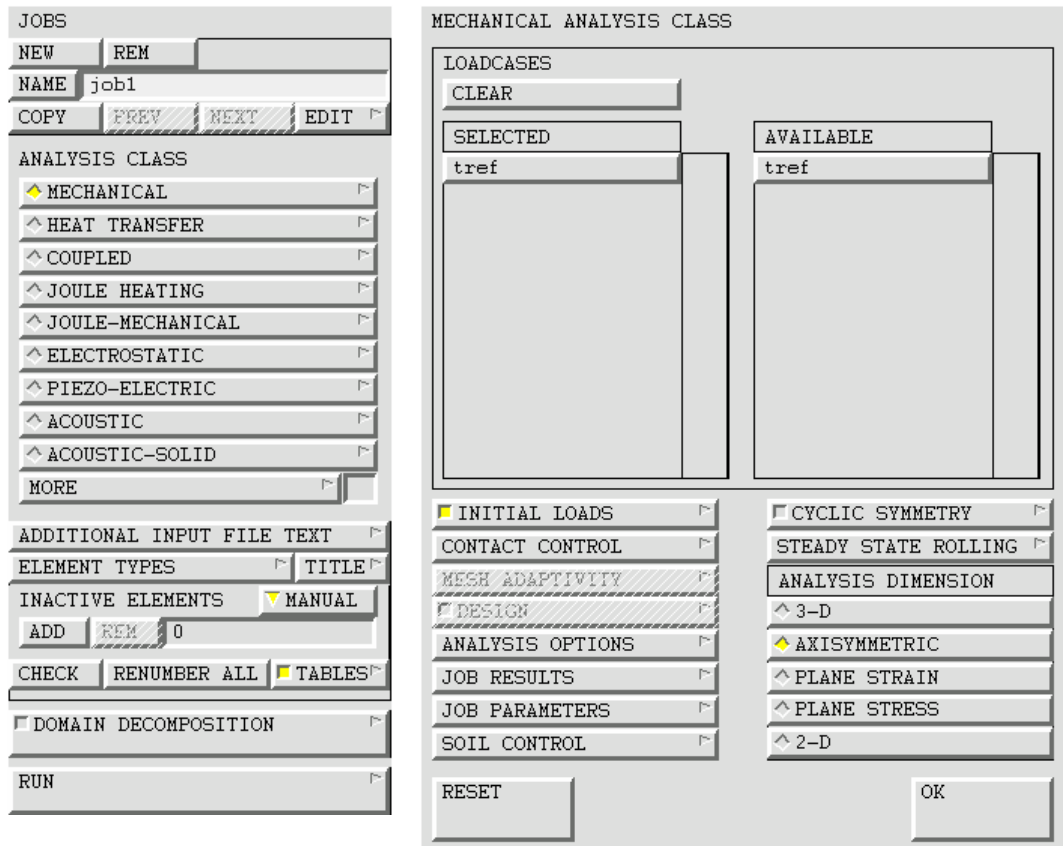
OK

NEW

NAME: mi01

◆MECHANICAL (Analysis Class)

(irá abrir a tela com os parâmetros da job.)



JOBS PARAMETERS

LOADCASES

SELECTED → Trefilacao (clicar na lcase1 disponível no campo AVAILABLE)

AVAILABLE → Trefilacao

ANALYSIS DIMENSION

◆AXISIMMETRIC

◆INITIAL LOADS

BOUNDARY CONDITIONS

■Deslocamento

OK

CONTACT CONTROL

CONTACT DETECTION

DISTANCE TOLERANCE : 0

DISTANCE TOLERANCE BIAS : 0

DEFORMABLE-DEFORMABLE METHOD

◆DOUBLE-SIDED

SHELL ELEMENTS

CHECK TOP & BOTTOM SURFACE

BEAM TO BEAM CONTACT

◆OFF

SEPARATION

CRITERION ◆ FORCE

SEPARATION FORCE : 0

INCREMENT ◆ CURRENT

CHATTERING ◆ ALLOWED

FRICTION TYPE ◆ COULOMB

METHOD ◆ NODAL FORCE

PARAMETERS

RELATIVE SLIDING VELOCITY : 1

INCREMENT SPLITTING ◆ ALLOWED

OK

ANALYSIS OPTIONS

ELASTIC ANALYSIS : OFF

SCALE TO FIRST YIELDLARGE DISPLACEMENT

NO FOLLOWER FORCE

CONSTANT DILATATIONASSUMED STRAINUPDADE LAGRANGE PROCEDURE

ELASTICITY PROCEDURE

SMALL STRAIN

PLASTICITY PROCEDURE

LARGE STRAIN-MEAN NRM-ADDITIV

LUMPED MASSTRANSVERSE SHEAR

CREEP TYPE & PROCEDURE

IMPLICIT MAXWELL

ELASTIC TANGENT

VISCOELASTICITY

USER SUB. CRPVIS

BUCKLE SOLUTION METHOD

◆INVERSE POWER SWEEP

◇LANCZOS

MODAL SOLUTION METHOD

◇INVERSE POWER SWEEP

◆LANCZOS

MODAL INCREMENT ◆ OFF

DINAMIC TRANSIENT OPERATOR

◆SINGLE-STEP HOUBOUT

OK

JOB RESULTS

POST FILE: BINARY NATIVE

DEFAULT STYLE FREQUENCY:1

ELEMENT TENSORS

STRESS

ELEMENT SCALARS
 ■ VON MISES
 NODAL QUANTITIES ◆ DEFAULT
 OK
 JOB PARAMETERS
 MARC VERSION : DEFAULT
 ■ EXTENDED PRECISION INPUT FILE
 MEMORY ALLOCATION 1000000 □ CHECK
 □ OUT-OF-CORE ELEMENT STORAGE
 ■ BANDWIDTH OPTIMIZATION
 STATE STORAGE
 ■ ALL POINTS
 USER SUBROUTINE USDATA
 USER DATA MEMORYALLOCAT: 0
 □ USER SUBROUTINE UXFORD
 # SHELL/BEAM LAYER : 5
 SOLVER
 TYPE ◆ DIRECT SPARCE
 NUMERICAL PREFERENCE: DEFAULT (sem mudanças)
 ◇ RESTART
 DYNAMIC MODES: 10
 MODAL DAMPING : DEFAULT (sem mudanças)
 # BUCKLE MODES: 2
 # POS. BUCKLE MODES : 2
 OK
 SOIL CONTROL
 CALCULATION
 ◆ NO FLUID
 OK
 OK
 SAVE
 RUN
 SUBMIT1
 MONITOR
 OK

CONTACT CONTROL

FRICTION	
TYPE	
^ NONE	^ STICK-SLIP
^ SHEAR	^ COULOMB
^ SHEAR FOR ROLLING	^ COULOMB FOR ROLLING
METHOD	
^ NODAL STRESS	^ NODAL FORCE
PARAMETERS	
RELATIVE SLIDING VELOCITY	1
SLIP TO STICK TRANS REGION	1e-006
FRICTION COEFF MULTIPLIER	1.85
FRICTION FORCE TOLERANCE	8.95
<input type="checkbox"/> INITIAL CONTACT	
<input type="checkbox"/> ADVANCED CONTACT CONTROL	
OK	

MECHANICAL ANALYSIS OPTIONS

<input type="checkbox"/> LINEAR ELASTIC ANALYSIS	BUCKLE SOLUTION METHOD
<input type="checkbox"/> REDUCED STORAGE	<input type="checkbox"/> INVERSE POWER SWEEP
<input type="checkbox"/> SCALE TO FIRST YIELD	<input checked="" type="checkbox"/> LANCZOS
<input type="checkbox"/> LARGE DISPLACEMENT	BUCKLE INCREMENTS <input type="checkbox"/> ON <input checked="" type="checkbox"/> OFF
<input type="checkbox"/> NO FOLLOWER FORCE	MODAL SOLUTION METHOD
<input type="checkbox"/> RUBBER ELASTICITY PROCEDURE	<input type="checkbox"/> INVERSE POWER SWEEP
<input type="checkbox"/> SMALL STRAIN	<input checked="" type="checkbox"/> LANCZOS
<input type="checkbox"/> PLASTICITY PROCEDURE	MODAL INCREMENTS <input type="checkbox"/> ON <input checked="" type="checkbox"/> OFF
<input type="checkbox"/> LARGE STRAIN MULTIPLICATIVE	DYNAMIC TRANSIENT OPERATOR
<input checked="" type="checkbox"/> LUMPED MASS	<input checked="" type="checkbox"/> IMPLICIT
<input type="checkbox"/> TRANSVERSE SHEAR	<input type="checkbox"/> EXPLICIT
<input type="checkbox"/> CREEP TYPE & PROCEDURE	DYNAMIC HARMONIC
<input type="checkbox"/> EXPLICIT MAXWELL	<input type="checkbox"/> COMPLEX DAMPING
<input type="checkbox"/> ELASTIC TANGENT	<input type="checkbox"/> INERTIA EFFECTS
<input type="checkbox"/> VISCOELASTICITY	DISPLACEMENT SPECTRAL DENSITY
<input type="checkbox"/> USER SUB. CRPVIS	<input type="checkbox"/> ENTERED VALUES
	TABLE
	<input checked="" type="checkbox"/> ADVANCED OPTIONS

OK

ADVANCED ANALYSIS OPTIONS

<input checked="" type="checkbox"/> CONSTANT DILATATION
<input type="checkbox"/> ASSUMED STRAIN
<input checked="" type="checkbox"/> UPDATED LAGRANGE PROCEDURE
<input type="checkbox"/> LARGE ROTATION BEAM
<input checked="" type="checkbox"/> LARGE STRAINS

OK

JOB RESULTS

POST FILE	<input type="checkbox"/> BINARY	<input type="checkbox"/> NATIVE	OUTPUT FILE	<input type="checkbox"/> REBAR VERIFICATION	<input type="checkbox"/> CONTACT	<input type="checkbox"/> I-DEAS
<input type="checkbox"/> DEFAULT STYLE	FREQUENCY	1	<input type="checkbox"/> FLOWLINES	<input type="checkbox"/> PARTICLE TRACKING	<input type="checkbox"/> MODEL FILE	<input type="checkbox"/> HYPERMESH

SELECTED ELEMENT QUANTITIES	CLEAR	LAYERS
<input checked="" type="checkbox"/> Stress		<input type="checkbox"/> DEFAULT
<input checked="" type="checkbox"/> Equivalent Von Mises Stress		<input type="checkbox"/> DEFAULT

AVAILABLE ELEMENT TENSORS
<input checked="" type="checkbox"/> Stress
<input type="checkbox"/> Cauchy Stress
<input type="checkbox"/> Real Harmonic Stress
<input type="checkbox"/> Imag Harmonic Stress
<input type="checkbox"/> Stress in Preferred Sys
<input type="checkbox"/> Rebar Stress in Undeformed Conf

AVAILABLE ELEMENT SCALARS
<input checked="" type="checkbox"/> Equivalent Von Mises Stress
<input type="checkbox"/> Mean Normal Stress
<input type="checkbox"/> Equivalent Cauchy Stress
<input type="checkbox"/> Equivalent Real Harmonic Stress
<input type="checkbox"/> Equivalent Imag Harmonic Stress
<input type="checkbox"/> Total Strain Energy Density

ELEMENT RESULTS ALL POINTS CENTROID

SELECTED NODAL QUANTITIES	<input checked="" type="checkbox"/> DEFAULT	<input type="checkbox"/> CUSTOM
---------------------------	---	---------------------------------

OK

JOB PARAMETERS		RUN JOB	
INPUT FILE		USER SUBROUTINE FILE	
<input type="checkbox"/> DEFAULT STYLE	<input type="checkbox"/> NEW-STYLE TABLES		
<input checked="" type="checkbox"/> EXTENDED PRECISION INPUT FILE		No Domains for DDH	
MEMORY ALLOCATION	1000000	<input type="checkbox"/> CHECK	
<input type="checkbox"/> OUT-OF-CORE ELEMENT STORAGE		TITLE	
<input type="checkbox"/> OUT-OF-CORE INCREMENTAL BACKUP		<input type="checkbox"/> SAVE MODEL	
STATE STORAGE	<input checked="" type="checkbox"/> ALL POINTS	<input type="checkbox"/> CENTROID	
USER SUBROUTINE USDATA		SUBMIT (1)	
USER DATA MEMORY ALLOCATION		ADVANCED JOB SUBMISSION	
<input type="checkbox"/> USER SUBROUTINE UFXORD		UPDATE	MONITOR
# SHELL/BEAM LAYERS	5	KILL	
# STATE VARIABLES	1	STATUS	
SOLVER	<input type="checkbox"/> RESTART	Not Submitted	
UNITS AND CONSTANTS		CURRENT INCREMENT (CYCLE)	0
NUMERICAL PREFERENCES		SINGULARITY RATIO	0
# DYNAMIC MODES	10	CONVERGENCE RATIO	0
MODAL DAMPING		ANALYSIS TIME	0
# BUCKLE MODES	2	WALL TIME	0
# POS. BUCKLE MODES	2	TOTAL CYCLES	0
CAVITY PARAMETERS		CUT BACKS	0
OK		SEPARATIONS	0
		REMESHERS	0
		EXIT NUMBER	0
		EXIT MESSAGE	
		EDIT	OUTPUT FILE
			LOG FILE
			STATUS FILE
			ANY FILE
		OPEN POST FILE (RESULTS MENU)	
		RESET	OK

MAIN

RESULTS

OPEN : (abrir o resultado referente à simulação realizada.)

DEFORMED SHAPE

◆DEF ONLY

SCALAR PLOT

CONTOUR BAND

SCALAR : comp 22 of stress (visualizar o componente yy de tensão)

MONITOR

PLOT

MORE

EDGES

◆OUTLINES

REGEN

UTILS

POSTSCRIPT→SETTINGS

PREDEFINED COLORMAPS : 2

PREDEFINED CONTOURMAPS : 1

RETURN

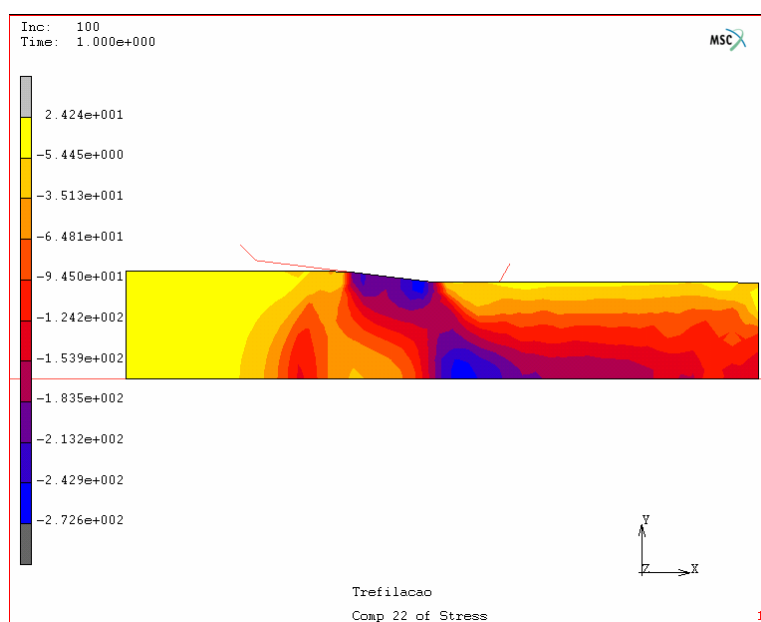
FULL WINDOW

RETURN

SNAPSHOT

TIFF (salvar o que estiver na tela no formato TIFF)

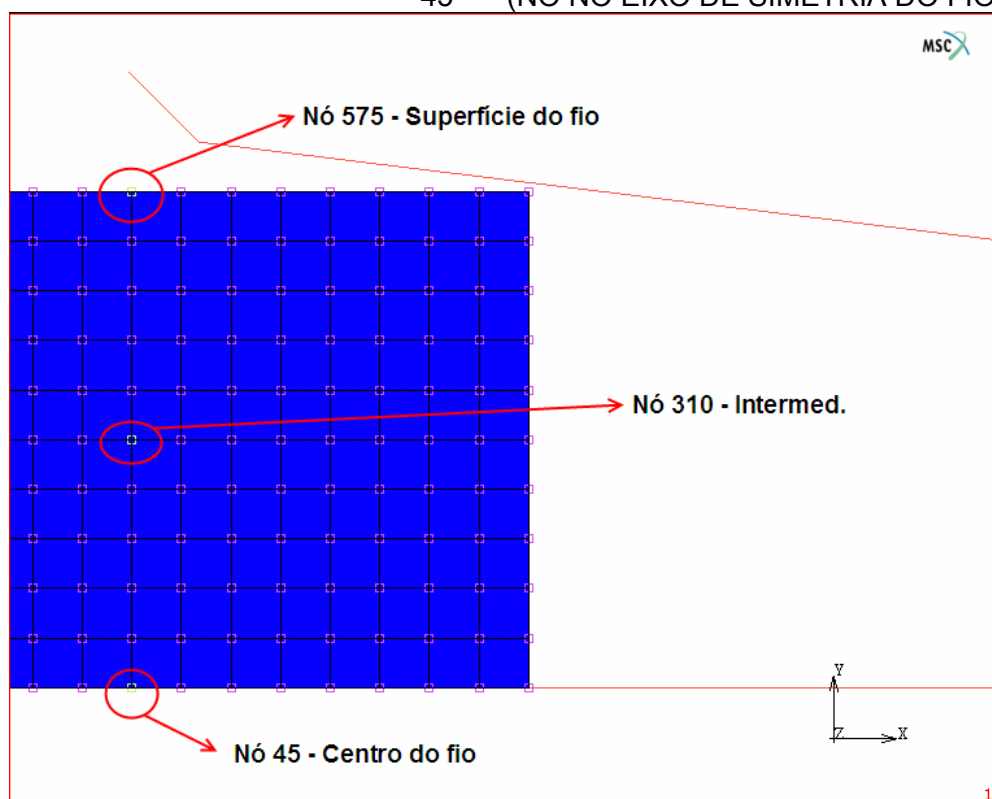
OK



MAIN
RESULTS

HISTORY PLOT

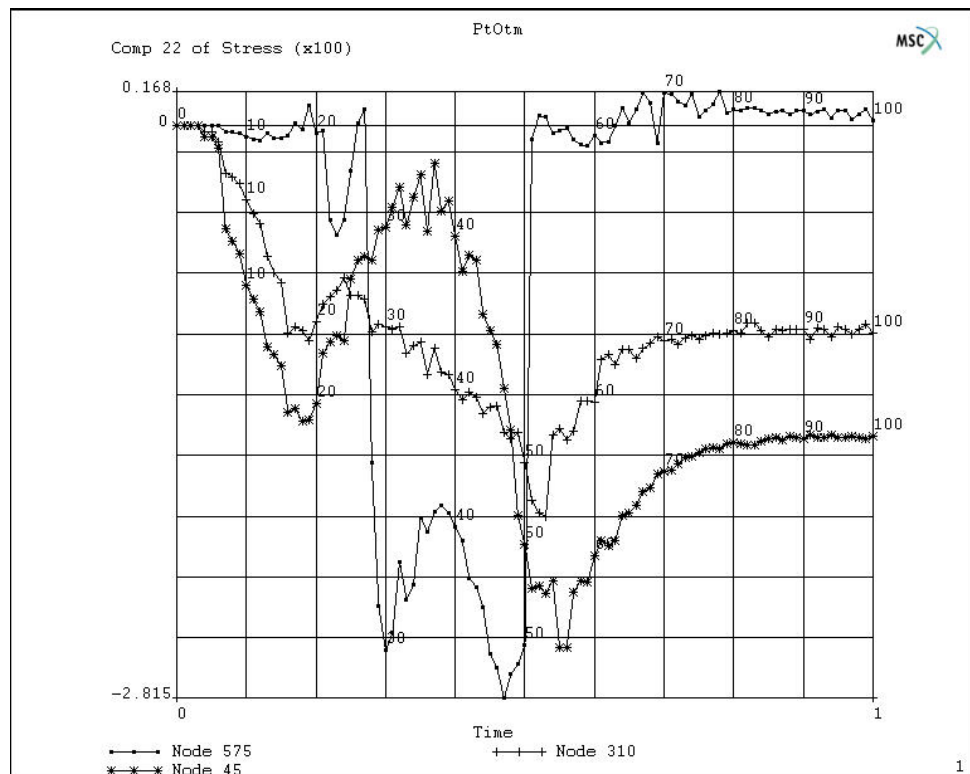
SET NODES : 575 (NÓ NA SUPERFÍCIE DO FIO)
 310 (NÓ NO MEIO DO FIO)
 45 (NÓ NO EIXO DE SIMETRIA DO FIO)



```

COLLECT GLOBAL DATA
OU (COLLECT DATA : enter first history increment :0
    enter last history increment :100
    enter increment step size: 1)
OU (COLLECT DATA : enter first history increment: 0 100 1)
NODES/VARIABLES
ADD 1 NODE CURVE
    Enter history-plot node: 580
    Enter X-axis variable: Increment
    Enter Y-axis variable: Comp 22 of stress
FIT
ADD 1 NODE CURVE
    Enter history-plot node: 315
    Enter X-axis variable: Increment
    Enter Y-axis variable: Comp 22 of stress
ADD 1 NODE CURVE
    Enter history-plot node: 50
    Enter X-axis variable: Increment
    Enter Y-axis variable: Comp 22 of stress
RETURN
LABEL
    SHOW IDS : 10
UTILS
    SNAPSHOT
    TIFF (salvar o que estiver na tela no formato TIFF)
OK

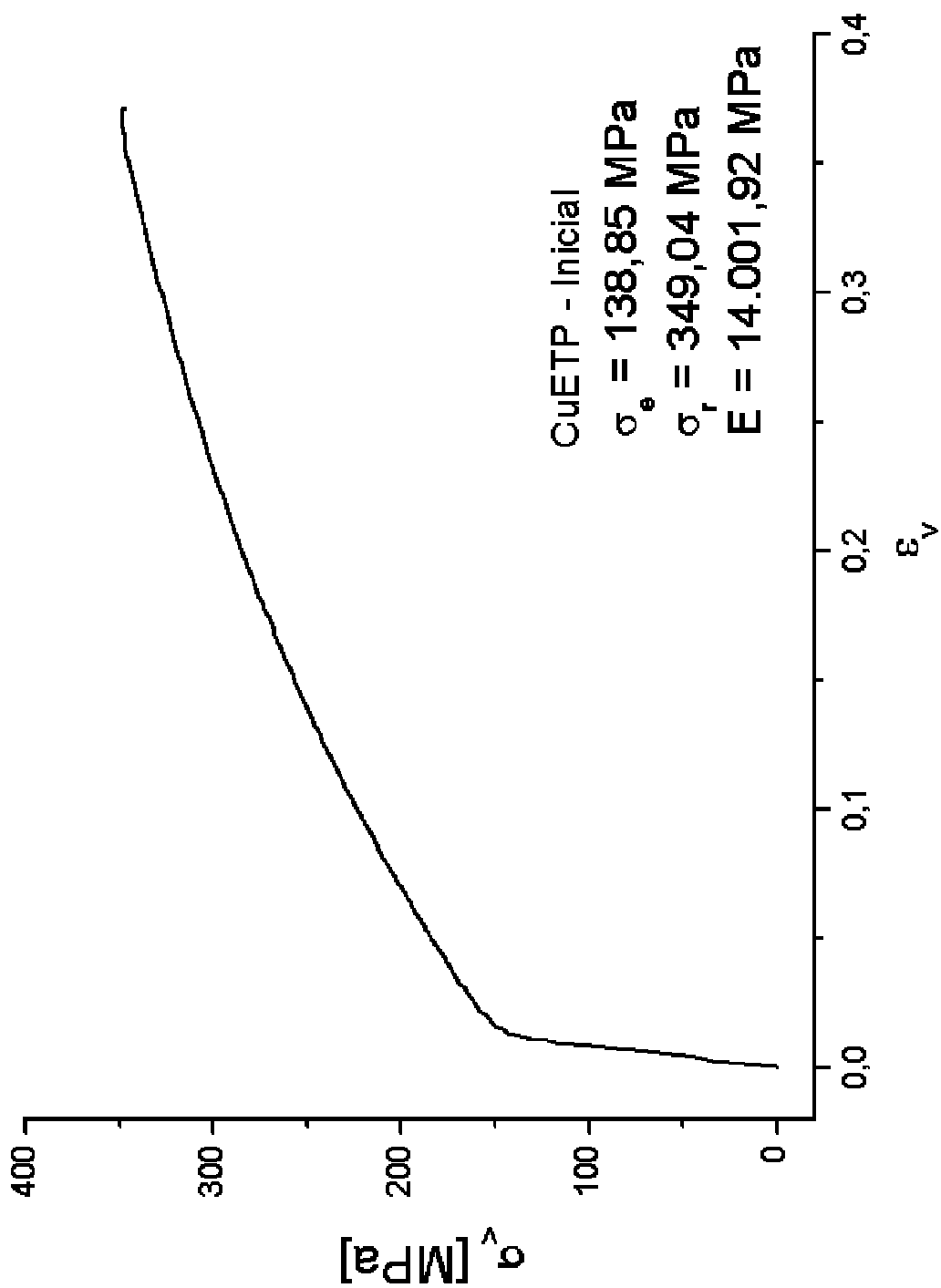
```



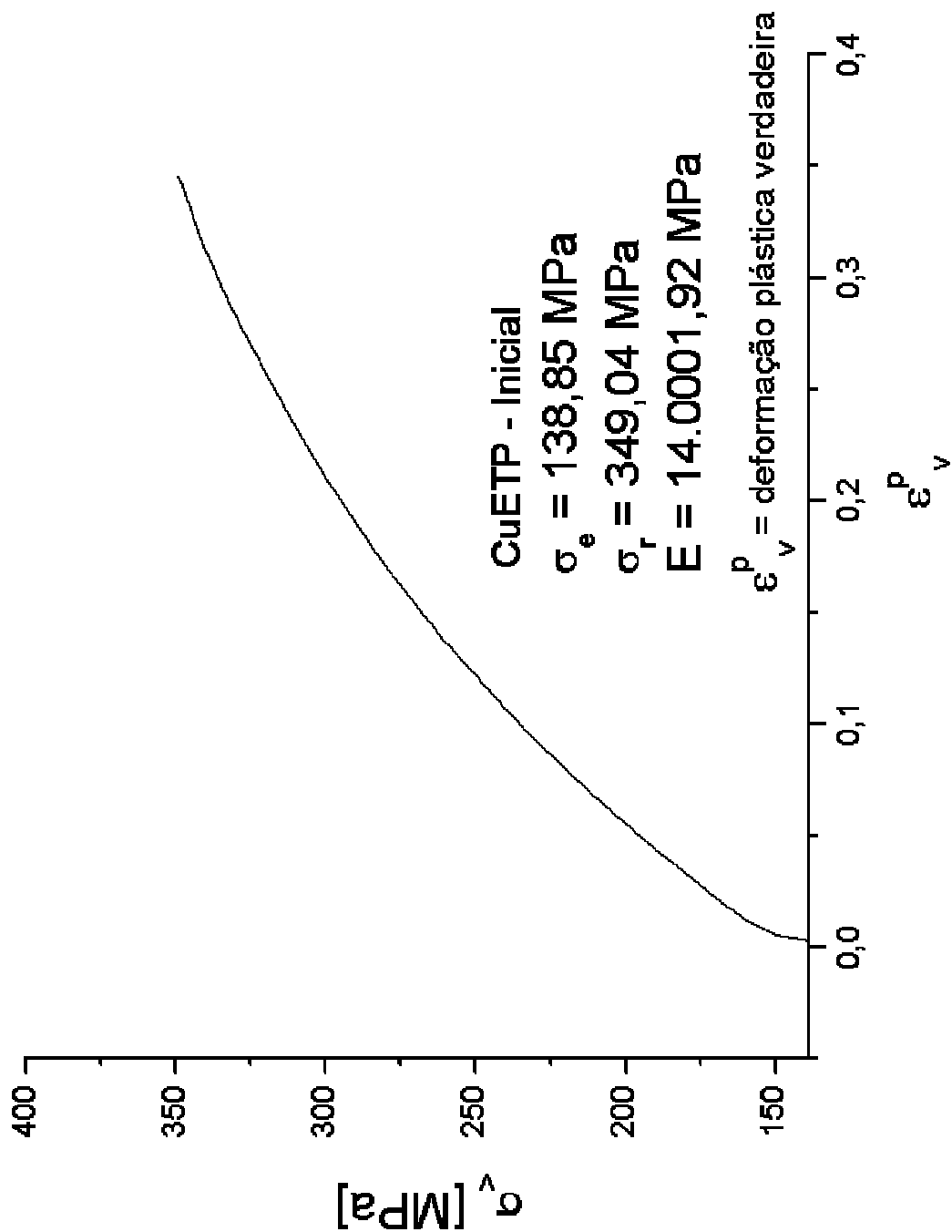
ANEXO 02

PROPRIEDADES MECÂNICAS DOS MATERIAIS UTILIZADOS

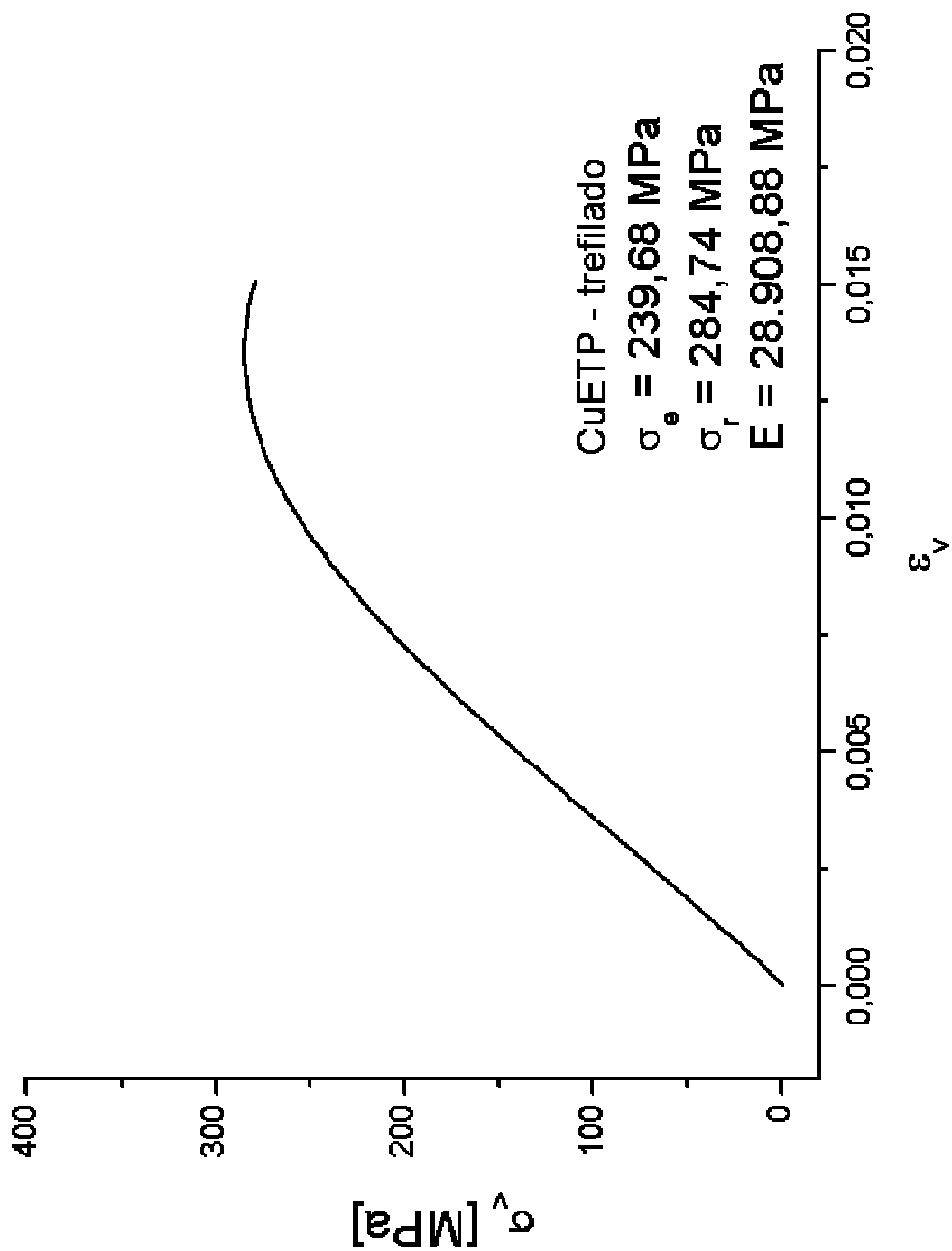
1 – Cobre Eletrolítico Inicial – Tensão x Deformação Verdadeiras.



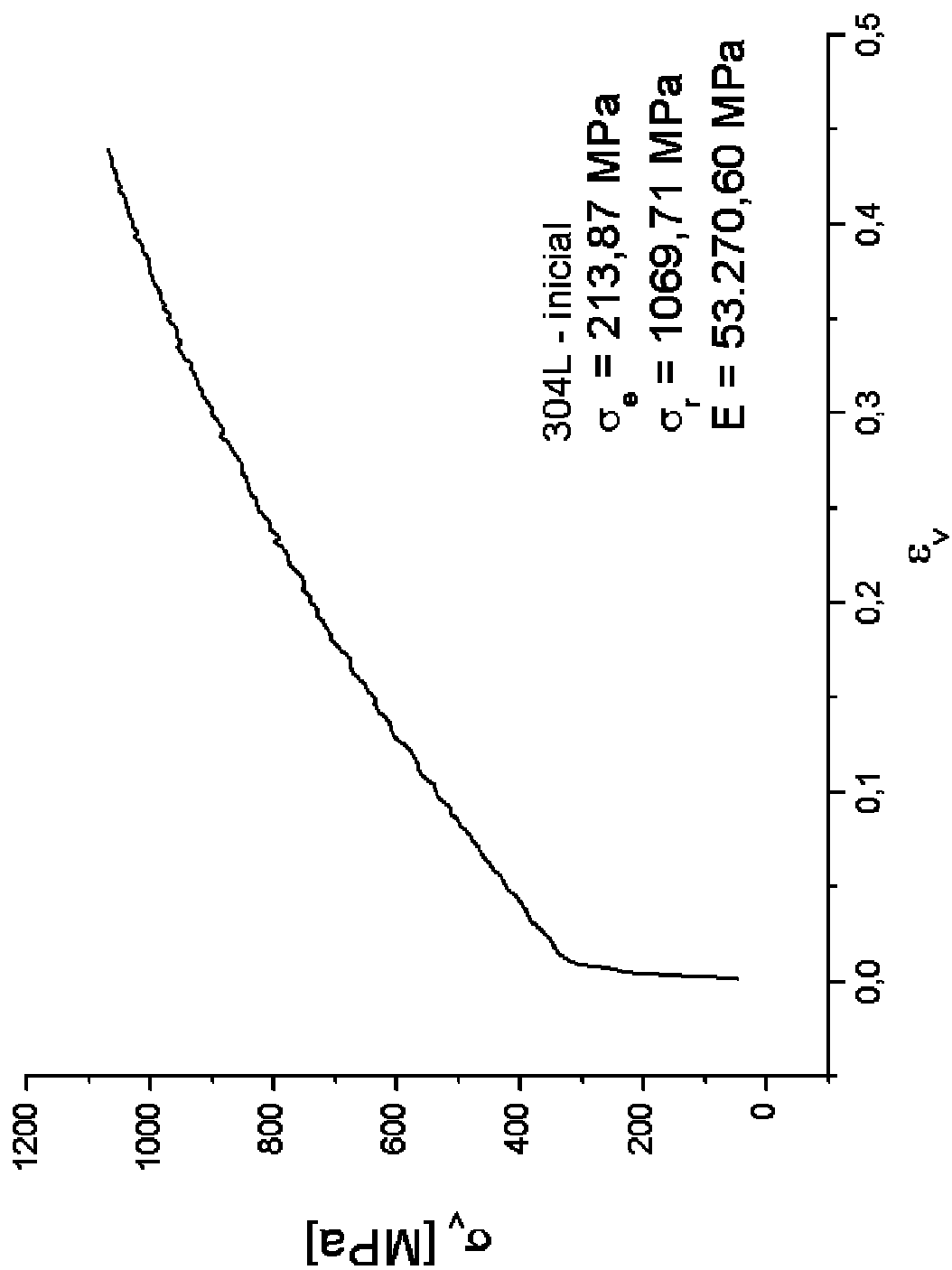
2 – Cobre Eletrolítico Inicial – Tensão x Deformação Plástica Verdadeiras



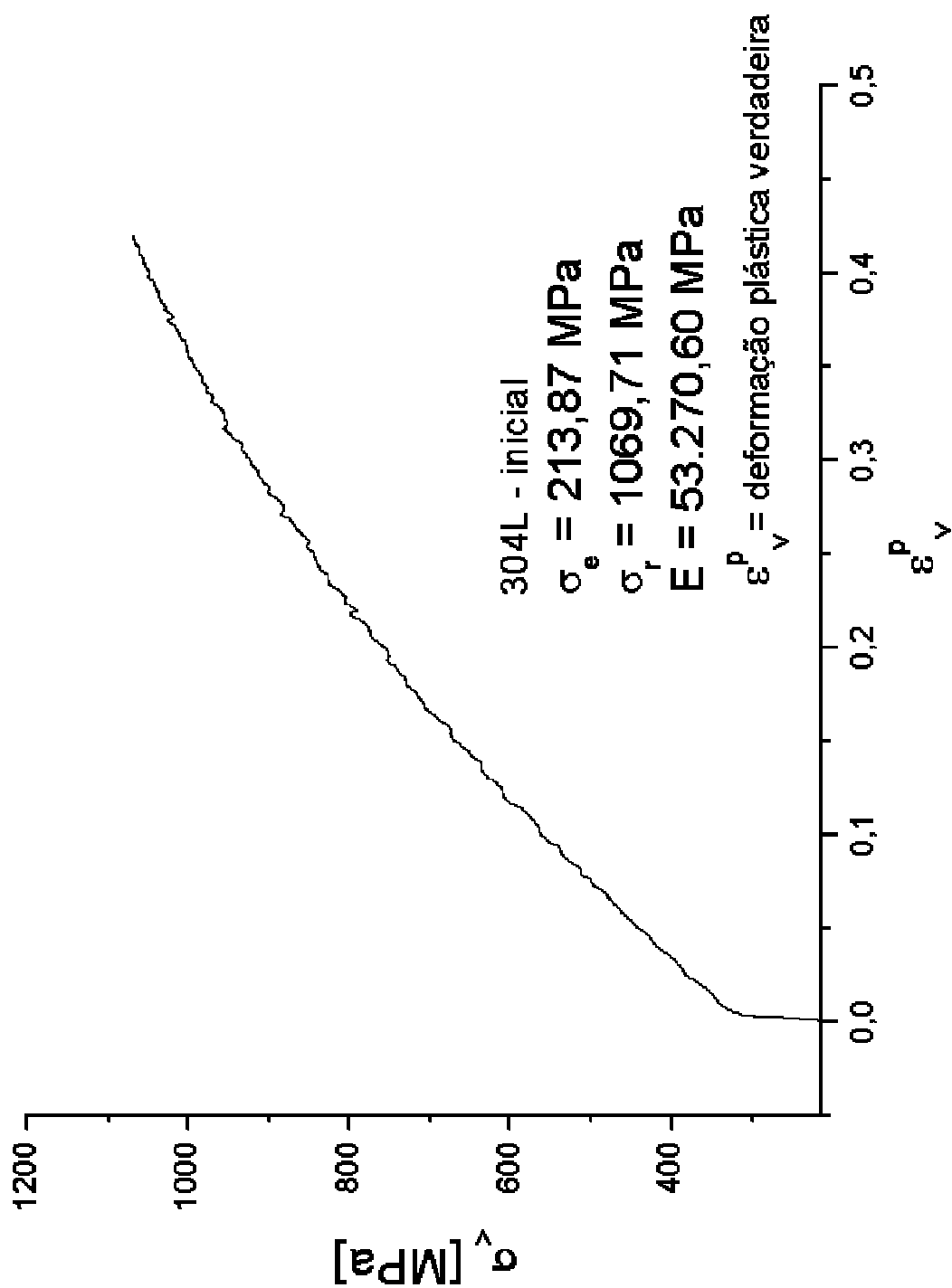
3 – Cobre Eletrolítico Trefilado – Tensão x Deformação Verdadeiras



4 – Aço Inoxidável ABNT 304L Inicial – Tensão x Deformação Verdadeiras



5 – Aço Inoxidável ABNT 304L Inicial – Tensão x Deformação Plástica Verdadeiras



6 – Aço Inoxidável ABNT 304L Trefilado – Tensão x Deformação Verdadeiras

