

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas

Dissertação de Mestrado

Otimização do processo de trefilação através da proposição de um modelo de previsão
da força de trefilação adequado às condições reais da V & M do Brasil

Autor: Danielle Granha Giorgini
Orientador: Professor Dr. Paulo Roberto Cetlin
Co-Orientador: Dr. Ronaldo de Faria Antunes

Fevereiro/2013

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas

Danielle Granha Giorgini

OTIMIZAÇÃO DO PROCESSO DE TREFILAÇÃO ATRAVÉS DA PROPOSIÇÃO
DE UM MODELO DE PREVISÃO DA FORÇA DE TREFILAÇÃO ADEQUADO ÀS
CONDIÇÕES REAIS DA V & M DO BRASIL

Dissertação de Mestrado apresentada no Programa de Pós-Graduação em Engenharia
Metalúrgica, Materiais e de Minas da Universidade Federal de Minas Gerais

Orientador: Professor Dr. Paulo Roberto Cetlin

Co-Orientador: Dr. Ronaldo de Faria Antunes

Belo Horizonte

Escola de Engenharia da UFMG

2013

Aos meus familiares em especial aos meus pais.

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais, Elton Giorgini e Vera Lúcia Granha Giorgini e à minhas irmãs Andressa e Michelle pelo incentivo e apoio incondicional.

Ao meu marido, Alexandre Valinhas Manata, por todo amor, paciência e companheirismo em todos os momentos.

Ao Prof. Paulo Roberto Cetlin pela orientação acadêmica, pelos valiosos ensinamentos, pelas gratificantes reuniões e pelo exemplo pessoal de dedicação e ética.

À V&M do BRASIL, pela oportunidade de realizar este projeto.

Ao Dr. Ronaldo de Faria Antunes, Gerente de P&D e Qualidade do departamento de Tubos Automotivos e Industriais da V & M do Brasil, pelos ensinamentos fundamentais ao desenvolvimento do trabalho e pela confiança depositada em mim.

Ao Sr. Nazareno Miranda Ferreira, Gerente de Produção de Tubos para Energia e Circuitos Hidráulicos do departamento de Tubos Automotivos e Industriais V & M do Brasil, e toda sua equipe, em especial ao Clinger Ivair Simões pelo suporte e dedicação na execução dos experimentos.

Ao Sr. Rodrigo Ribeiro Renno, Superintendente do departamento de Tubos Automotivos e Industriais da V&M do BRASIL, pela oportunidade e confiança no meu trabalho.

Ao Dr. Jochen Peter Ames que gentilmente aceitou o convite para participar desta Banca.

Agradecimento a todos os colegas da V&M do BRASIL, em especial, ao Luiz Felipe da Silva Antero pela valiosa colaboração na simulação de elementos finitos. Ao Eduardo

Lima da Silva na montagem mecânica e ao Anderson Marcelo Carvalho na montagem do sistema de aquisição de dados.

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	1
2. OBJETIVOS	3
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
3.1. Conformação Mecânica.....	4
3.1.1. Aspectos Gerais	4
3.1.2. Tensões nos Processos de Conformação.....	7
3.1.3. Atrito e Lubrificação.....	8
3.2. Trefilação.....	10
3.3. Trefilação de tubos	11
3.3.1. Características Gerais do Processo	11
3.3.2. Ferramentas na Trefilação.....	16
3.3.3. Equipamentos para Trefilação	22
3.3.4. Atrito e Lubrificação na Trefilação.....	23
3.3.5. Camada fosfatizada destinada à trefilação	26
3.3.6. Escoamento do Material Trefilado.....	32
3.3.7. Deformação Plástica no Processo de Trefilação	35
3.3.8. Tensão e Esforços Aplicados na Trefilação.....	36
3.3.9. Análise da Tensão de Trefilação.....	37
4. METODOLOGIA	54
4.1. Descrição Geral do Trabalho.....	54
4.2. Materiais.....	55
4.2.1. Escolha das qualidades de aço	55
4.2.2. Preparação da matéria prima - dimensão e estado de fornecimento	55
4.2.3. Caracterização da matéria prima.....	56
4.2.4. Preparação para os experimentos – apontamento e lubrificação.....	58
4.3. Equipamentos.....	60
4.3.1. Sistema de Medição da Força	60
4.4. Sistema de aquisição de dados.....	62
4.5. Caracterização das ferramentas de trefilação.....	64
4.6. Procedimento experimental	65

4.6.1.	Níveis de redução empregados	65
4.6.2.	Número de experimentos	67
4.6.3.	Tratamento dos dados coletados	67
4.7.	Simulação numérica: Método dos Elementos Finitos.....	69
4.7.1.	Modelagem do tubo	69
4.7.2.	Modelagem das ferramentas	73
4.7.3.	Modelagem das interfaces tubo/ferramentas.....	74
4.7.4.	Simulação do processo.....	74
5.	RESULTADOS E DISCUSSÃO	75
5.1.	Caracterização dos materiais.....	75
5.1.1.	Análise Química.....	75
5.1.2.	Propriedade Mecânica.....	76
5.1.3.	Análise Metalográfica	84
5.2.	Resultados das simulações analíticas	86
5.2.1.	Simulação pelo Método dos Blocos.....	86
5.2.2.	Simulação pelo Método do Limite Superior	87
5.3.	Simulação pelo Método dos Elementos Finitos	89
5.3.1.	Simulações iniciais.....	89
5.3.2.	Simulações finais	92
5.4.	Resultados dos experimentos	95
5.4.1.	Resultados experimentais para o aço SAE 1010.....	95
5.4.2.	Resultados experimentais para o aço ST 52.....	96
5.4.1.	Caracterização dos tubos trefilados.....	97
5.5.	Comparação das forças de trefilação obtidas.....	101
6.	CONCLUSÃO	104
7.	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	107
8.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	108
	ANEXO A - Análise estatística dos resultados experimentais para o aço SAE 1010	113

LISTA DE FIGURAS

Figura 3:1: Influência do trabalho a frio sobre o comportamento tensão-deformação para um aço com baixo teor de carbono (METALS HANDBOOK, 1978).....	5
Figura 3:2: Representação esquemática da variação de propriedades mecânicas à tração com o trabalho a frio do metal (DIETER, 1988).	6
Figura 3:3: Sistema de um processo de deformação (DIETER,1988).....	7
Figura 3:4: Esquema da trefilação de barras (CORREA, 2004).....	11
Figura 3:5: Trefilação de tubos.	12
Figura 3:6: Representação da trefilação de tubos.	13
Figura 3:7: Trefilação de tubos com mandril móvel.....	14
Figura 3:8: Trefilação de tubos com mandril fixo.	14
Figura 3:9: Trefilação de tubos com plugue fixo.....	15
Figura 3:10: Trefilação de tubos com plugue flutuante.	15
Figura 3:11: Detalhe construtivo de uma matriz com núcleo de metal (NEVES, 2003).	16
Figura 3:12: Detalhes do núcleo de uma matriz de trefilação (BUTTON, 2006).	17
Figura 3:13: Equilíbrio das forças no plugue flutuante (NEVES, 2003).....	20
Figura 3:14: Geometria do plugue (NEVES, 2003).	20
Figura 3:15: Banco reto de trefilação: banca tripla (BUTTON, 2007).....	22
Figura 3:16: Ilustração esquemática de uma camada de fosfato de zinco tratada com estearato de sódio (FREEMAN, 1988).	28
Figura 3:17: Microestruturas de uma liga metálica recozida (a) e encruada (b) (BUTTON, 2007).....	33
Figura 3:18: Representação esquemática da curva tensão-deformação para materiais sem encruamento e com encruamento (MEYERS, 1982).	34
Figura 3:19: Representação esquemática da deformação durante a trefilação (ALVES, 2002).	35
Figura 3:20: Desenho do tubo com plugue cônico e a matriz.	39
Figura 3:21: Modelo cinemático da trefilação de tubos com plugue (AVITZUR, 1968).	44
Figura 3:22: Sistema de coordenada esférica (AVITZUR, 1968).	46

Figura 3:23: Esquema de um elemento quadrilateral (ANTUNES, 2003).	52
Figura 4:1: Representação geral do procedimento experimental do trabalho.	54
Figura 4:2: Etapas de processamento da matéria prima.	56
Figura 4:3: Obtenção do CP de aço em forma tubular (Norma ASTM A370).....	57
Figura 4:4: Dimensão do CP (Norma ASTM A370).....	57
Figura 4:5: Apontamento no martelo AVS63.....	58
Figura 4:6: Tanque de preparação química.....	59
Figura 4:7: Foto da superfície do tubo totalmente coberta de cristais de fosfato.	59
Figura 4:8: Forças na trefilação.	60
Figura 4:9: Ponte de Wheatstone.	61
Figura 4:10: Desenho esquemático do sistema de aquisição de dados.....	63
Figura 4:11: Ferramentas de trefilação.	65
Figura 4:12: Interface do TracerDAQ.	67
Figura 4:13: Dados registrados de uma trefilação completa.....	68
Figura 4:14: Curva tensão deformação de engenharia (DIETER, 1988).....	70
Figura 4:15: Aproximações da curva tensão x deformação verdadeira (ROWE, 1977). 71	
Figura 5:1: Corpo de prova em fita.....	76
Figura 5:2: Curvas de escoamento obtidas no ensaio de tração do aço SAE 1010.	77
Figura 5:3: Curvas de escoamento obtidas no ensaio de tração do aço DIN St 52.	78
Figura 5:4: Curva tensão x deformação do aço SAE 1010.....	81
Figura 5:5: Curva tensão x deformação do aço DIN St 52.	81
Figura 5:6: Determinação da equação de Holloman para o aço SAE 1010.....	82
Figura 5:7: Determinação da equação de Holloman para o aço DIN St 52.....	82
Figura 5:8: Corpo de prova para ensaio de dureza longitudinal.	83
Figura 5:9: Micrografia da seção transversal das amostras aço SAE 1010 normalizado. Ataque: Nital 5%.	84
Figura 5:10: Micrografia da seção transversal das amostras de aço DIN St 52 normalizado.	85
Figura 5:11: Curva força de trefilação x Redução de área para o aço SAE 1010.	86
Figura 5:12: Curva força de trefilação x Redução de área para o aço DIN St 52.....	87
Figura 5:13: Curva força de trefilação x Redução de área para o aço SAE 1010.	88
Figura 5:14: Curva força de trefilação x Redução de área para o aço DIN St 52.....	88

Figura 5:15: Força trefilação x semi-ângulo da matriz (α) para redução de área de 25,2% do aço SAE 1010.	90
Figura 5:16: Força trefilação x semi-ângulo da matriz (α) para redução de área de 23,7% do aço DIN St 52.	90
Figura 5:17: Curva da simulação por elemento finitos do experimento 1 aço SAE 1010.	91
Figura 5:18: Curva força de trefilação x redução de área através MEF aço SAE 1010.	93
Figura 5:19: Curva força de trefilação x redução de área através MEF aço DIN St 52.	93
Figura 5:20: Deformação equivalente aço SAE 1010.	94
Figura 5:21: Deformação equivalente aço DIN St 52.	94
Figura 5.5:22: Força total x redução de área, SAE 1010.	96
Figura 5:23: Força tração total x redução de área, DIN St 52.	97
Figura 5:24: Propriedade mecânica em função da redução de área aço SAE 1010.	98
Figura 5:25: Propriedade mecânica em função da redução de área aço DIN St 52.	98
Figura 5:26: Dureza Brinell em função da redução área.	99
Figura 5:27: Micrografia da seção transversal das amostras aço SAE 1010 trefilado. Ataque: Nital 5%.	100
Figura 5:28: Micrografia da seção transversal das amostras aço DIN St 52 trefilado. Ataque: Nital 5%.	100
Figura 5:29: Comparação da força de trefilação obtida por diferentes métodos para o aço SAE 1010.	101
Figura 5:30: Comparação da força de trefilação obtida por diferentes métodos para o aço DIN St 52.	102
Figura 8:1: Análise dos resíduos.	115
Figura 8:2: Teste normalidade dos resíduos.	115
Figura A.8:3: Modelo de regressão linear dados experimentais aço SAE 1010.	116

LISTA DE TABELAS

Tabela IV.1: Trefilações programadas para o aço SAE 1010.....	66
Tabela IV.2: Trefilações programadas para o aço DIN St 52.....	66
Tabela V.1: Resultado do ensaio de tração longitudinal - SAE 1010.....	80
Tabela V.2: Resultado do ensaio de tração longitudinal – DIN St 52.....	80
Tabela V.3: Resultado ensaio de dureza - SAE 1010.	83
Tabela V.4: Resultado ensaio de dureza – DIN St 52.	84
Tabela V.5: Resultados das medições experimentais para o aço SAE 1010.	95
Tabela V.6: Resultados das medições experimentais para o aço DIN St 52.	96

NOMENCLATURA

Letras Latinas

A	Área	[mm ²]
A _o	Área inicial	[mm ²]
A _f	Área final	[mm ²]
B	Constante de atrito no MLS	[]
B*	Constante de atrito	[]
D	Diâmetro	[mm]
D _o	Diâmetro inicial	[mm]
D _f	Diâmetro final	[mm]
E	Módulo de elasticidade	[N/mm ²]
f(γ)	Fator de forma para o ângulo do cone do tubo	[]
F	Força de trefilação	[N]
G	Módulo de cisalhamento	[N/mm ²]
h	Espessura da parede do tubo	[mm]
J*	Trabalho das forças externas por unidade de volume	[N/mm ²]
K	Coefficiente de resistência	[]
L	Comprimento inicial do tubo/do anel de calibração da matriz	[mm]
l	Comprimento final do tubo	[mm]
L1	Comprimento da zona de saída da superfície interna do tubo	[mm]
L2	Comprimento da região cônica do plugue	[mm]
L3	Comprimento da haste do plugue	[mm]
n	Coefficiente de encruamento	[]
p	Pressão	[MPa]
P	Carga aplicada	[MPa]
R	Resistência elétrica	[Ω]
RA	Redução de área	[%]
R _o	Raio externo inicial do tubo	[mm]
R _i	Raio interno inicial do tubo	[mm]
R _{of}	Raio externo final do tubo	[mm]

R_{if}	Raio interno final do tubo	[mm]
R_{ep}	Raio externo do plugue	[mm]
R_{if}	Raio de saída do plugue	[mm]
V	Potencial elétrico	[V]
v	Velocidade	[mm/s]
v_o	Velocidade inicial	[mm/s]
v_f	Velocidade final	[mm/s]
\dot{W}	Trabalho por unidade de volume	[N/mm ²]

Letras Gregas

α	Semi-ângulo da matriz	[°]
α_p	Semi-ângulo do plugue	[°]
β	Semi-ângulo entrada matriz	[°]
σ	Tensão	[MPa]
ϵ	Deformação logarítmica	[%]
$\dot{\epsilon}$	Velocidade de deformação	[]
μ	Coefficiente de atrito	[]
Γ	Superfície	[]
μ_1	Coefficiente de atrito entre matriz e o tubo	[]
μ_2	Coefficiente de atrito entre plugue e o tubo	[]
$\bar{\sigma}_o$	Tensão média de escoamento	[MPa]
σ_{tref}	Tensão de trefilação	[MPa]
τ_o	Tensão de cisalhamento no escoamento	[MPa]
ν	Coefficiente de Poisson	[]

RESUMO

A Trefilaria da V & M do Brasil (VMB) visa a elaboração de um processo produtivo adequado para atender as especificações dos seus clientes. À medida que a globalização avança e a concorrência pelo mercado se torna mais acirrada, a demanda por práticas que visam a diminuição dos custos e o aumento da produtividade sem perda de qualidade se tornam mais frequentes. Dentro deste contexto, este trabalho foi focado na otimização do processo de trefilação da VMB. Para se definir as etapas de processamento de um determinado material é preciso conhecer a força de trefilação necessária para a conformação. Foi observado que o modelo de previsão da força de trefilação utilizado atualmente pela VMB foi proposto há bastante tempo, cabendo, portanto, um estudo mais aprofundado do assunto. O objetivo principal deste estudo foi desenvolver um modelo de previsão da força de trefilação adequado às condições de processo reais da VMB. Para verificar a real necessidade da proposição de um novo modelo foi realizada a medição experimental da força de trefilação. Adicionalmente, foram avaliados os modelos de previsão da força de trefilação existentes na literatura e realizada a simulação através de elementos finitos para posterior comparação com o modelo utilizado atualmente pela VMB. Os modelos analíticos estudados foram: o método da deformação homogênea, o método dos blocos ou divisão em elementos e o método do limite superior. Além disso, também foi feita comparação da medição experimental com a força de trefilação medida através da corrente do motor da banca de trefilação. A medição experimental foi realizada através de um dispositivo composto por células de carga e um sistema de aquisição de dados na linha de produção da VMB. Os experimentos foram executados na banca tripla de capacidade de 30t na linha de produtos hidráulicos da trefilaria da VMB. Para os experimentos foram selecionadas duas qualidades de aço: o SAE 1010 e o DIN St 52, ambos normalizados. O sistema de medição experimental da força de trefilação foi validado. O conjunto permitiu realizar a medição experimental da força de trefilação durante a conformação mecânica. Houve uma boa concordância entre os dados experimentais e a equação de previsão da força de trefilação utilizada atualmente pela VMB para o aço DIN St 52 em todo o intervalo testado. Para o aço SAE 1010 houve uma boa concordância entre os dados experimentais e a equação atual apenas na faixa de 15 a 30% de redução de área. Já

para reduções acima de 30% esta concordância diminui e o modelo passa a superestimar os valores experimentais. A força medida através da corrente do motor da banca superestima a força de trefilação em média 50% acima do valor experimental durante todo o intervalo testado para as duas qualidades de aço. Em relação aos modelos analisados conclui-se que o modelo desenvolvido pelo método dos elementos finitos, com o software MSC.Marc® v2005r1, é uma ferramenta superior aos métodos analíticos, uma vez que permite o acompanhamento do esforço da trefilação ao longo do processo, fornecendo resultados das cargas de trefilação e as deformações localizadas.

Palavras chaves: Trefilação de tubos, Força de trefilação, Aço carbono.

ABSTRACT

One of the V & M do Brasil's (VMB) drawing mill aims is to elaborate a suitable production process according to customer's specification. Considering the irreversible globalization and the fierce competition for market share, companies are concerned about practices that reduce costs and increase productivity without losing quality. The present research focus on the context described above to optimize VMB's cold drawing tubes process. To understand the necessary drawing force to form is essential to determine processing steps. The current VMB's drawing force prediction model was proposed many years ago and further research is recommended. The main objective of this research is to develop a drawing force prediction model adequate to the actual process conditions in VMB. Experimental measurements were taken to verify the real necessity on proposing a new model. Also, existing drawing force prediction models were evaluated and simulations were carried out using finite elements for a comparison with the current VMB model. Experimental measurements were taken on a triple cold-drawing bench at the hydraulic products line. Two normalized steel grades were chosen: SAE 1010 and DIN St 52. The drawing force measurement system was validated. Most of the obtained data for DIN St 52 steel grade are in accordance with the VMB's current drawing force prediction equation, considering the whole tested interval. For SAE 1010 steel grade, the concordance between data and the prediction equation was better in the area reduction range of 15% to 30%. For reductions over 30% the concordance decreases and the current model overestimates the experimental values. Regarding the analyzed models it was concluded that the developed model based on finite elements method is a better tool than analytic ones. It allows monitoring the drawing force providing results of cold drawing stresses and localized strains during the forming process.

Key words: Cold drawing tubes, Drawing force, Carbon steel.

1. INTRODUÇÃO

A V & M do BRASIL (VMB) é uma siderúrgica integrada produtora de tubos de aço sem costura. É uma das unidades brasileiras do grupo VALLOUREC & MANNESMANN TUBES, que é uma *holding* de capital francês, 100% controlada pelo Grupo Vallourec.

A Usina Integrada do Barreiro situa-se em Belo Horizonte, Minas Gerais, e ocupa uma área de aproximadamente três milhões de metros quadrados. Possui capacidade para produzir cerca de 550 mil toneladas de tubos por ano, e dispõe de dois altos-fornos, uma aciaria, duas laminações, duas unidades de têmpera e revenimento, uma trefilaria, uma planta de acabamento de tubos petrolíferos e uma forja.

Uma grande parte desta produção refere-se a tubos laminados destinados a indústria petrolífera, construção civil e termogeração. Outra parte atende ao mercado de tubos trefilados destinados a diversas aplicações, dentre elas, tubos automotivos, tubos de precisão, hidráulicos e energia, tubos para cilindros de gás e tubos para rolamentos. Estes produtos possuem maior valor agregado dentro da cadeia produtiva. Assim, embora em menor volume, representam um importante segmento para a empresa. Um ganho de produtividade na fabricação destes produtos pode proporcionar um aumento no faturamento do grupo ou a redução no custo de produção.

A trefilaria da VMB visa à elaboração de um processo produtivo adequado para atender as especificações dos seus clientes. À medida que a globalização avança e a concorrência pelo mercado se torna mais acirrada a demanda por práticas que visam à diminuição dos custos e o aumento da produtividade sem perda de qualidade se tornam mais frequentes. Dentro deste contexto, este trabalho será focado na otimização do processo de trefilação da VMB.

Uma característica marcante da unidade de trefilação de tubos da VMB é a sua subdivisão em cinco linhas de produtos. Estas linhas são responsáveis pelo processamento completo dos produtos depois da etapa de preparação superficial. Cada

linha é composta por bancas de trefilação, serras, equipamentos de ensaios não destrutivos e fornos para tratamento térmicos independentes uma das outras.

Para se definir as etapas de processamento de um determinado material é preciso conhecer a força de trefilação necessária para a conformação. Foi observado que o modelo de previsão da força de trefilação utilizado atualmente na VMB foi proposto há bastante tempo, cabendo, portanto, um estudo mais aprofundado do assunto.

A previsão dos esforços em que os metais são submetidos durante as operações de conformação mecânica representam uma importante área de estudo na indústria metalúrgica, facilitando o desenvolvimento de produtos com características pré-definidas, propriedades mecânicas desejadas e fluxos de produção otimizados.

No entanto, para um eficaz controle das mesmas, se faz necessário associar um profundo estudo das tensões resultantes, do encruamento do material e uma ampla compreensão das operações envolvidas. Dessa forma, as pesquisas devem incluir diversos fatores, tais como a análise das variáveis de trabalho (geometria, atrito, temperatura e taxa de deformação), a influência dos aspectos microestruturais do material e os efeitos dos tratamentos térmicos e/ou mecânicos previamente realizados no comportamento subsequente do mesmo.

Neste trabalho foi realizado o estudo dos modelos de previsão da força de trefilação existentes, medições experimentais na linha de produção e também a simulação através de elementos finitos para uma posterior comparação com o modelo utilizado pela VMB atualmente. Os esforços foram analisados em função da redução de área, do ângulo da matriz, as condições de atrito nas interfaces ferramenta/metal e das propriedades mecânicas do material.

A otimização das rotas atuais de produção de tubos trefilados, e a conseqüente melhoria das condições de trabalho de cada banca de trefilação e redução de custo de processo, será possível conseguindo-se prever com uma maior precisão a força de tração em um passe de trefilação.

2. OBJETIVOS

Objetivo Geral:

Proposição de um modelo de previsão da força de trefilação adequado às condições de processo reais da VMB.

Objetivos Específicos:

- Estudar os modelos de previsão da força de trefilação existentes na literatura e posterior comparação com o modelo utilizado pela VMB.
- Realizar a medição experimental da força de trefilação através de uma célula de carga instalada na banca de trefila e posterior comparação com o modelo utilizado pela VMB.
- Comparar a medição experimental da força de trefilação obtida através da célula de carga e através da corrente do motor da banca de trefila.
- Simular a força de trefilação através do método de elementos finitos.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1. Conformação Mecânica

3.1.1. Aspectos Gerais

A conformação mecânica dos metais, também conhecida como transformação mecânica dos metais, é um campo de grande importância dentro da área de técnicas de fabricação de peças metálicas.

Define-se a conformação mecânica como uma operação onde se aplicam solicitações mecânicas em metais, que respondem com uma mudança permanente de dimensões: a deformação plástica. Além da mudança de dimensões, outro resultado obtido comumente através da conformação mecânica é a alteração das propriedades do metal em relação às anteriores ao processamento (HELMAN; CETLIN, 1993).

A importância dos metais na tecnologia deve-se, em grande parte, à facilidade com que podem ser conformados em formas úteis, tais como tubos, barras e chapas finas. Estas formas úteis podem ser obtidas de duas maneiras: por processos de deformação plástica, através dos quais o volume e a massa do metal são conservados, ou por processos de remoção metálica ou usinagem, através dos quais se retira algum material para que se obtenha a forma desejada.

O controle das propriedades mecânicas dos materiais por processos de conformação mecânica possui importância idêntica à criação de formas úteis através destas técnicas. Em diversos produtos as propriedades mecânicas dependem do controle do encruamento durante o processamento, enquanto em outros casos é necessário manter controle preciso de deformação, temperatura e taxa de deformação durante a operação para desenvolver características ótimas de estrutura e propriedades.

Os processos de conformação podem ser classificados em algumas categorias como, por exemplo, em operações de trabalho a quente e trabalho a frio. O trabalho a quente é definido como a deformação sob condições de temperatura e taxa de deformação tais

que processos de recuperação ocorram simultaneamente com a deformação. Por outro lado, o trabalho a frio é a deformação realizada sob condições em que os processos de recuperação não são efetivos (DIETER, 1988).

No trabalho a frio à proporção que o metal é deformado, ocorre o encruamento. O encruamento consiste no aumento contínuo da tensão à medida que a deformação é conduzida conforme observado na figura 3.1. Além de ser uma característica típica do processamento a frio de metais, representa um dos mais importantes métodos ou operações industriais para aumentar a resistência mecânica dos mesmos (DIETER, 1988; MEYERS, 1982).

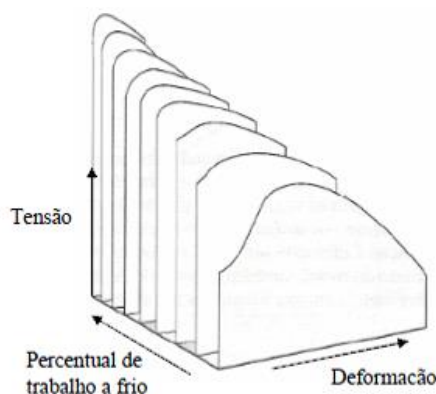


Figura 3:1: Influência do trabalho a frio sobre o comportamento tensão-deformação para um aço com baixo teor de carbono (METALS HANDBOOK, 1978).

A deformação plástica macroscópica corresponde ao movimento de grandes números de discordâncias e a habilidade de um metal para se deformar plasticamente depende da habilidade das discordâncias se moverem (CALISTER, 2000).

O encruamento é atribuído à redução da mobilidade média das discordâncias que, por sua vez, estão associadas ao principal mecanismo de deformação plástica do material, o deslizamento. Essa resistência à movimentação se dá pela formação de barreiras, decorrentes da interação direta das discordâncias entre si e com outras imperfeições, tais como contornos de grão e imperfeições, ou indireta, com campos de tensões também relativos a defeitos. Dessa forma, diversos processos deverão contribuir para o encruamento do metal: multiplicação de discordâncias, interseção das mesmas

resultando em discordâncias bloqueadas e degraus, falhas de empilhamento, refino de grão, adição de átomos de soluto e transformações de fase. Essas interações levam a uma redução na mobilidade média das discordâncias, dessa forma a tensão imposta, necessária para deformar um metal, aumenta com o aumento do encruamento (MEYERS, 1982).

Embora possam ser observadas em diversas propriedades físicas (condutividade elétrica, coeficiente de expansão térmica, reatividade química, entre outras), as alterações produzidas pela deformação plástica/encruamento se referem principalmente às propriedades mecânicas do material. Na figura 3.2 é exibida uma representação esquemática dos resultados do comportamento do mesmo em testes de tração. Verifica-se que, além do aumento na resistência mecânica, conforme esperado, o metal tem sua ductilidade reduzida com a elevação do valor de deformação prévia.

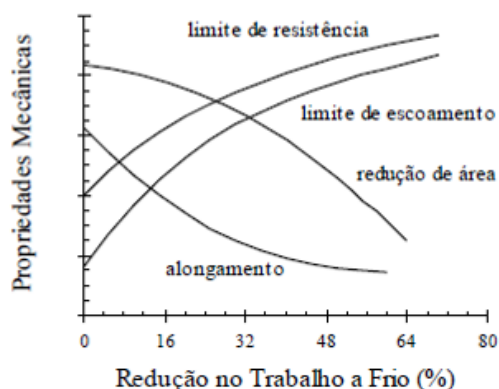


Figura 3:2: Representação esquemática da variação de propriedades mecânicas à tração com o trabalho a frio do metal (DIETER, 1988).

A situação do processo de deformação pode ser mais bem compreendida se considerada como um sistema completo. Um processo de conformação plástica é apresentado na figura 3.3. A zona de deformação está relacionada com a distribuição de tensão, deformação, velocidade das partículas e com a pressão global necessária para a operação. As forças aplicadas devem levar o material ao escoamento, mas as tensões não devem criar fraturas localizadas. Os fenômenos metalúrgicos, tais como encruamento, recristalização e fratura são importantes principalmente sob condições especiais de elevadas taxas de deformação e/ou elevadas temperaturas. A tensão de

escoamento do material dependerá fortemente da deformação, taxa de deformação e temperatura. O material a ser trabalhado estará em contato com ferramentas ou matrizes relativamente indeformáveis. O atrito ao longo desta interface e a transferência de calor do material para a matriz são considerações importantes, assim como problemas de ordem prática, tais como o desgaste da matriz e o acabamento superficial do produto (DIETER, 1988).

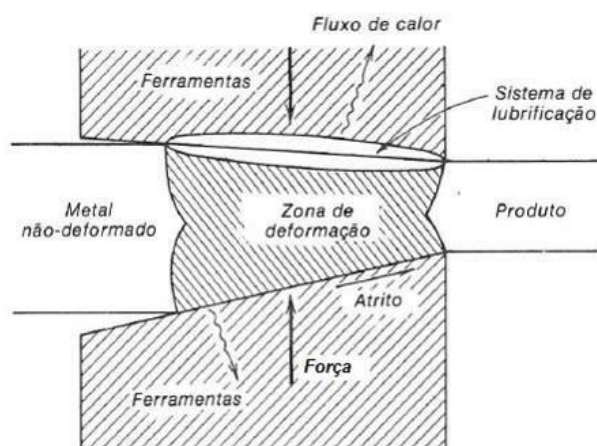


Figura 3:3: Sistema de um processo de deformação (DIETER,1988).

3.1.2. Tensões nos Processos de Conformação

O espectro de forças e deformações reinantes nos processos de conformação é geralmente complexo e, frequentemente, utilizam-se hipóteses simplificadoras para que se obtenha uma solução tratável. Praticamente todas as análises consideram o material como sendo isotrópico e homogêneo, porém, na maioria dos casos, a deformação do metal entre as ferramentas não é uniforme.

O problema analítico principal consiste em prever de forma precisa a deformação não uniforme e calcular as tensões locais. A principal utilização dos estudos analíticos dos processos de conformação metálica consiste na determinação das forças necessárias à produção de uma dada deformação para certa geometria imposta pelo processo. Tais cálculos são úteis para selecionar ou projetar o equipamento para realizar um trabalho em particular. Nesta área a teoria existente é geralmente adequada para o desempenho da tarefa. Uma análise mecânica de um processo pode também ser útil para levantar

informações sobre as condições de atrito no processo. Uma área que representa também um problema importante é aquela que tenta prever a deformação limite para a qual ocorrerá fratura.

O requisito de uma teoria que descreva a mecânica de um processo de conformação é a sua habilidade em fazer uma previsão exata das tensões, deformações e velocidades em cada ponto da região deformada do material. As várias abordagens diferem em complexidade e no grau em que satisfazem este requisito (DIETER, 1988).

3.1.3. Atrito e Lubrificação

O atrito existe em qualquer processo de conformação mecânica. Sempre que duas superfícies sólidas estão em contato e movimento relativo, a resistência (atrito) para este movimento surge. O atrito é uma região de fronteira no estudo da conformação de metais. Por exemplo, no processo de trefilação, parâmetros independentes como a redução e o ângulo da matriz podem ser medidos diretamente. No entanto, o atrito não é diretamente mensurável, nem é realmente um parâmetro independente.

Estudos sobre atrito têm início com Leonardo da Vinci no século XV (SARGENT; TSAO, 1980) dando continuidade com Parent, Hire, Belidor, mas principalmente Amontons, no século XVII, que estudou detalhadamente a rugosidade. Coulomb, 100 anos após Amontons, dá a sua importante contribuição explicando a diferença entre o atrito estático e o atrito dinâmico. Finalmente 250 anos após Amontons, HOLM (1946) e BOWDEN-TABOR (1950) discutiram a visão do atrito pela hipótese da rugosidade e deram início ao estudo da hipótese da aderência interfacial associada à deformação plástica. Como se pode verificar, o estudo do atrito é antigo mas muitos dos seus aspectos fundamentais ainda não são esclarecidos. Comumente na análise das forças na conformação, desprezam-se as forças de atrito por simplicidade. Entretanto, esta hipótese certamente não é realística, já que na maioria dos processos reais de conformação o atrito é o fator predominante (DIETER, 1988).

A causa fundamental das forças de atrito entre superfícies metálicas parece residir em forças de atração (chamadas forças de adesão) entre pequenas regiões em contato das superfícies deslizantes. Estas superfícies apresentam irregularidades microscópicas que chegam a constituir uma solda no estado sólido devido a uma deformação plástica localizada. As forças de atrito parecem ter sua origem na resistência ao cisalhamento destas uniões. Estas forças podem também se originar como resultado de um processo de “sulcar” que as saliências do metal mais duro realizam sobre a superfície do metal mais macio (HELMAN; CETLIN, 1993).

Em processos por conformação, o movimento entre duas superfícies ocasiona deformações plásticas, aquecimento e desgaste, o que resulta em perda da eficiência e solicitação de maior potência. Isso se deve ao fato de que as superfícies, ainda que cuidadosamente trabalhadas, quando examinadas ao microscópio, apresentam-se constituídas de saliências e reentrâncias que ocasionam interação e intertravamento superficial (MARTINEZ, 1998).

Se as superfícies dos corpos em contato são previamente cobertas com um material de baixa resistência ao cisalhamento, o processo de atrito tenderá a localizar-se neste material, e só afetará parcialmente os corpos em contato. Este material interposto, que pode ser sólido, líquido ou gasoso, denomina-se lubrificante. Nestas circunstâncias, as forças de atrito estarão fundamentalmente determinadas pelas características mecânicas da película lubrificante (HELMAN; CETLIN, 1993).

São várias as funções de um lubrificante em processos de conformação: reduzir a carga de deformação, aumentar o limite de deformação que antecede a fratura, controlar o acabamento da superfície, minimizar a absorção de metal da peça pelas ferramentas e o desgaste da ferramenta e proporcionar um isolamento térmico para a peça e as ferramentas.

Existem diversos requisitos, às vezes contraditórios, para um bom lubrificante adequado para o uso em conformação. Este deve ser capaz de funcionar para um variado espectro de pressões, temperaturas e velocidades de deslizamento. Como uma das características

da maioria dos processos de trabalho mecânico é a geração de uma grande quantidade de áreas superficiais novas, o lubrificante deve possuir propriedades de espalhamento e molhabilidade favoráveis. Deve também ser compatível tanto com a matriz quanto com o material da peça com relação à molhabilidade e ao ataque químico, devendo possuir boa estabilidade térmica e resistência a ataque bacteriológico e outros contaminantes de menor importância (DIETER, 1988).

3.2. Trefilação

A trefilação é uma das operações de conformação mecânica mais antiga e de grande importância industrial, permitindo a produção de barras, arames e tubos, entre outras formas, com excelente acabamento superficial e rígido controle dimensional (HELMAN; CELTIN, 1993). Independente do tipo de produto obtido, a trefilação caracteriza-se sempre pelo tracionamento do produto trefilado através de uma matriz que lhe confere a geometria e as dimensões especificadas (BUTTON, 2007).

A trefilação representa um amplo campo de estudo, cujas investigações vão desde os aspectos relacionados ao próprio processo (tensão de trefilação, lubrificação, características da deformação, entre outros), até a análise do comportamento ou propriedades subsequentes do material trefilado (DIETER, 1988). Uma abordagem atual dos processos de conformação, dentre eles a trefilação, é a análise sistêmica de todas as áreas que representam e influenciam um determinado processo. Assim, na figura 3.4 tem-se uma representação mais simples de trefilação de barras destacando as áreas de análise (BUTTON, 2007).

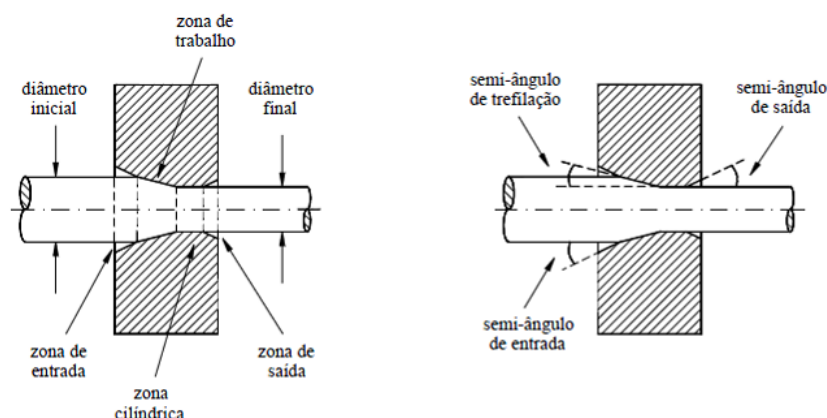


Figura 3:4: Esquema da trefilação de barras (CORREA, 2004).

A trefilação é um processo de fabricação que permite a produção de produtos contínuos, com os mais variados perfis obtidos de grande variedade de materiais. É por isto também, um dos processos mais estudados para obtenção de barras, o que não ocorre com a trefilação de tubos, pois esta é muito específica (NEVES, 2003).

3.3. Trefilação de tubos

3.3.1. Características Gerais do Processo

Inicialmente, os tubos eram feitos a partir de chapas planas dobradas de modo a formar um elemento tubular, com dobraduras nas extremidades que se encaixavam umas sobre as outras e eram, posteriormente, lacradas por martelamento. O desenvolvimento dos processos de fabricação e de novos materiais trouxe consigo novas formas de produção de tubos. Atualmente, os tubos metálicos são produzidos por extrusão, calandragem, fundição, estampagem, laminação, trefilação, dobramento e muitos outros processos (NEVES, 2003).

Os tubos podem ser processados a partir de tubos sem costuras, obtidos pela extrusão a quente ou pelo processo de laminação *Mannesmann*, ou a partir de tubos com costura, obtidos pela laminação contínua de tiras, sendo aplicados nas mais diversas indústrias (BUTTON, 2007):

- Indústria automobilística (amortecedores, barras de direção, cardans de transmissão, mecanismos de transmissão hidráulica e convencional, coxins, barras estabilizadoras, escapamentos, etc);
- Indústria de máquinas e equipamentos (cilíndricos hidráulicos e pneumáticos, caldeiras, trocadores de calor, etc);
- Indústria de móveis, produtos alimentícios, produtos químicos, farmacêuticos;
- Construção civil, dentre outros.

O processo é conduzido a frio, representando, portanto, uma vantagem em termos de custo em relação à conformação a quente. Além disso, a trefilação de tubos é indicada quando se deseja obter produtos com tolerâncias dimensionais mais fechadas, melhor acabamento superficial, propriedades mecânicas superiores e espessura de paredes mais delgadas do que é possível obter com processos de conformação a quente (AVITZUR, 1964).

A trefilação de tubos é muito similar à trefilação de barras. Nesse processo, o tubo de partida é puxado contra uma matriz cônica convergente, denominada feira ou simplesmente matriz, tendo seu diâmetro externo e/ou parede reduzidos e o seu comprimento aumentado. A figura 3.5 apresenta um desenho esquemático da trefilação de tubos.

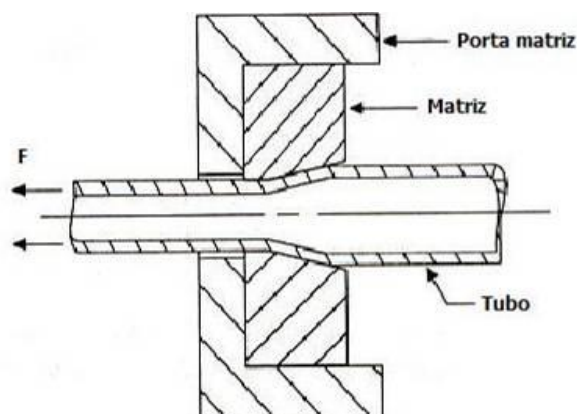


Figura 3:5: Trefilação de tubos.

Existem três tipos básicos de processos de trefilação de tubos que são os que utilizam mandril, os que utilizam plugue, e os que utilizam apenas a matriz, sem mandril ou plugue. Denomina-se mandril a ferramenta interna que é um corpo cilíndrico maciço cujo diâmetro é o diâmetro interno do tubo trefilado. Por outro lado, denomina-se plugue a ferramenta interna de perfil cônico adaptado à geometria interna do tubo em deformação na zona de trabalho.

A figura 3.6 apresenta uma figura esquemática da trefilação sem ferramenta interna. Neste caso, como o interior do tubo não é suportado, a parede se torna ligeiramente mais espessa e a superfície interna irregular (DIETER, 1988).

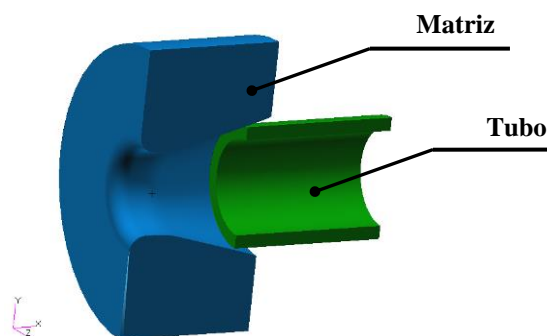


Figura 3:6: Representação da trefilação de tubos.

Não havendo a presença de uma ferramenta interna, a superfície interna do tubo se deforma livremente, de modo que a parede se torna ligeiramente mais espessa. Por esta razão, o acabamento superficial da região interna do tubo trefilado é pior do que o da superfície externa, mas pode ser adequada à aplicação. Como o cisalhamento interno é elevado na entrada e na saída da matriz, o trabalho redundante é maior, o que diminui a redução máxima de área em comparação com os outros processos de trefilação de tubos (BUTTON, 2007). O valor do diâmetro interno dependerá da redução, do ângulo de trabalho e do atrito entre o tubo e a matriz.

O controle do diâmetro interno necessita, portanto, do uso de ferramental específico, que pode ser representado por mandris ou plugues fixo, móvel ou flutuante. A figura 3.7 apresenta o caso da trefilação com um mandril móvel. Nestas circunstâncias, o mandril é forçado a passar junto com o tubo através da matriz. Como mencionado, o diâmetro do mandril tem a dimensão do diâmetro interno do tubo trefilado e a espessura da

parede do tubo é controlada. Como o movimento relativo entre o mandril e o tubo é nulo, praticamente não existe atrito entre eles quando comparado ao plugue, constituindo uma vantagem do processo. Contudo, a retirada do mandril após a trefilação pode se constituir em problema operacional. Outra característica desse processo é que o comprimento do produto está limitado pelo comprimento do mandril.

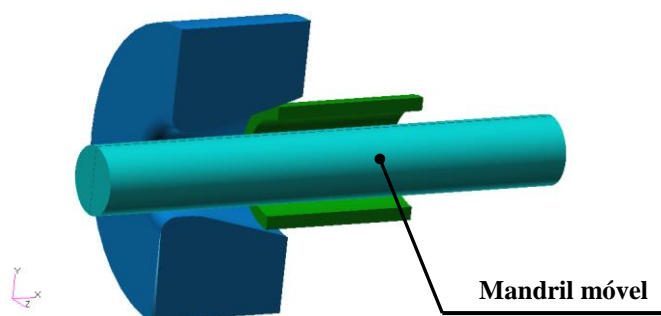


Figura 3:7: Trefilação de tubos com mandril móvel.

A solução para o problema da retirada do mandril após a trefilação é a utilização do mandril fixo, como mostrado na figura 3.8. Contudo, nesta disposição das ferramentas, o atrito entre o mandril e a parede interna do tubo passa a ser um fator importante no processo.

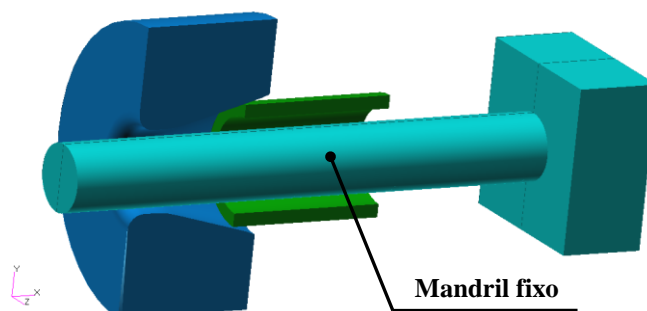


Figura 3:8: Trefilação de tubos com mandril fixo.

Um mandril com plugue fixo pode ser usado, conforme se representa na figura 3.9. A função do plugue nesse caso é direcionar e conformar a região interna do tubo (NEVES, 2003). A haste que fixa o plugue é denominada biela.

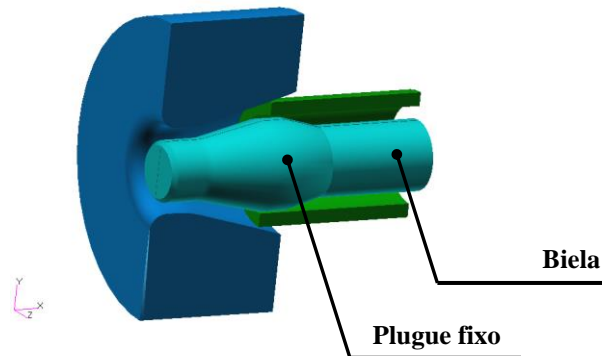


Figura 3:9: Trefilação de tubos com plugue fixo.

Mais recentemente foram desenvolvidos processos de trefilação de tubos com plugues flutuantes (AVITZUR, 1983). Nesse processo, a técnica consiste em determinar com exatidão as dimensões do plugue de modo que o equilíbrio das forças de arraste devido ao atrito e as forças reativas da matriz mantenham o plugue estacionário e posicionado garantindo o perfeito escoamento do material e as dimensões do diâmetro interno do produto (AVITZUR, 1964).

Na trefilação com plugue flutuante não se verifica a limitação de comprimento do tubo trefilado, como ocorre na trefilação de tubos com mandris fixos ou móveis. Assim, torna-se possível a trefilação contínua, com excelente grau de acabamento da superfície interna e melhor aproveitamento de material (NEVES, 2003). A figura 3.10 mostra a trefilação com plugue flutuante.

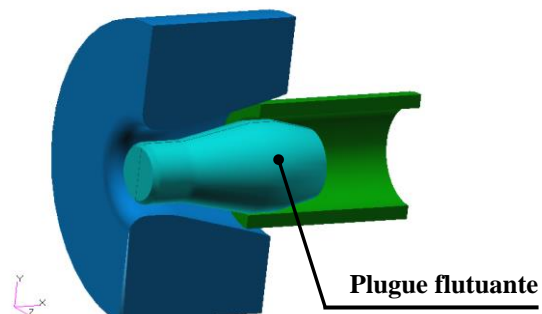


Figura 3:10: Trefilação de tubos com plugue flutuante.

3.3.2. Ferramentas na Trefilação

A qualidade e o custo dos produtos trefilados dependem em grande parte da natureza das ferramentas, matriz e/ou mandril/plugue, especificamente de suas qualidades geométrica e dimensional, bem como do material em que são fabricados.

a) Matriz

De um modo geral, a matriz é constituída de um núcleo de material resistente ao desgaste e suficientemente duro para resistir aos esforços aplicados, encarcado em outro material menos nobre (figura 3.11). A matriz reage ao esforço aplicado, induzindo tensões compressivas que facilitam o escoamento do material, de modo que o esforço axial necessário para a deformação resulta menor do que seria sem a presença daquela ferramenta (NEVES, 2003).

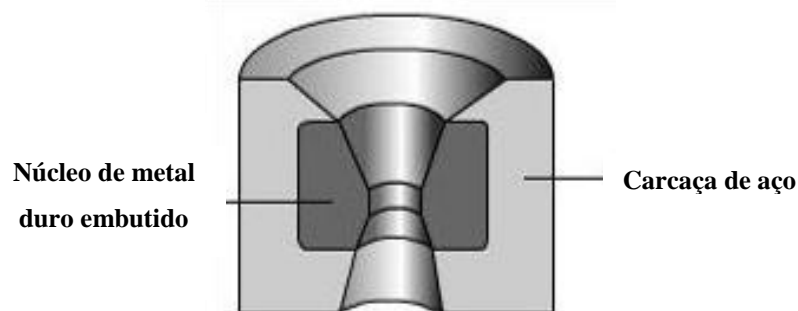


Figura 3:11: Detalhe construtivo de uma matriz com núcleo de metal (NEVES, 2003).

O perfil de uma matriz de trefilação é cônico na maioria das vezes e compõe-se de quatro regiões bem definidas na figura 3.12 (BUTTON, 2007).

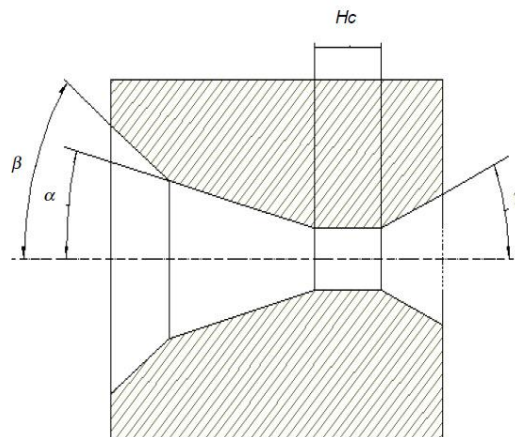


Figura 3:12: Detalhes do núcleo de uma matriz de trefilação (BUTTON, 2006).

A região de entrada, representada pelo ângulo β , que promove o guiamento do tubo de matéria-prima em direção ao cone de trabalho.

Na região de trabalho, representada pelo ângulo 2α , ocorre a deformação plástica do material pelo seu escoamento convergente. Esta é, portanto, a região onde é aplicado ao tubo o esforço de compressão e onde o atrito deve ser minimizado para reduzir, também ao mínimo, o desgaste da matriz.

Adota-se o perfil côncavo para a zona de trabalho por duas razões principais: primeiro, torna-se mais fácil a manufatura da matriz e, em segundo lugar, porque facilita o arraste do lubrificante líquido para a zona de deformação, tornando a lubrificação mais eficiente (MARTINEZ, 1998).

A região de calibração, representada pela altura de calibração H_c , é responsável pela definição da geometria e das dimensões do produto trefilado. O comprimento do cilindro de calibração determina a quantidade de atrito na região. Comprimentos excessivos dessa região podem causar o aumento da tensão de trefilação e, desta forma, reduzir a redução máxima possível por passe e aumentar a possibilidade de desgaste da matriz. O comprimento da zona de calibração dependerá da redução que se deseja impor, do ângulo de trabalho escolhido, do material em trabalho e da característica da operação, além dos passes iniciais ou finais e da tolerância dimensional do produto final.

A região de saída, representada pelo ângulo 2γ , é onde o produto sofre a recuperação elástica devida ao término dos esforços compressivos e deve proporcionar uma saída livre do tubo sem causar danos nas superfícies da matriz e do tubo (BUTTON, 2007; NEVES, 2003).

O ângulo do cone de trabalho α varia em função do diâmetro do tubo e do grau de redução, tendendo, contudo, a atingir valores maiores que o ótimo determinado em função desses dois fatores devido à necessidade de promover a penetração do fluido lubrificante e refrigerante e reduzir a área de contato com o tubo, para as velocidades de trabalho mais elevadas. Para um mesmo ângulo, no entanto, o comprimento do cone de trabalho (ou melhor, a altura) é maior para reduções maiores.

O ângulo α pode ser determinado empregando-se expressões obtidas pelo método do limite superior. De acordo com o método do limite superior aplicado à trefilação livre de tubos, existe uma faixa de ângulos ou, mais precisamente, um ângulo ótimo de trabalho para qual a tensão de trefilação é mínima. Pode-se empregar a seguinte expressão para obtenção do ângulo ótimo (AVITZUR, 1983):

$$\alpha = \sqrt{\frac{\mu \ln\left(\frac{R_o}{R_{of}}\right)}{2 \left[1 - \left(\frac{R_i}{R_o}\right)\right]^3}} \quad (3.1)$$

O perfil da ferramenta deve ser tal que, juntamente com as condições de trabalho e de lubrificação, permita o surgimento de pressões pequenas e decrescentes na parede interna, para evitar o excessivo desgaste da ferramenta e para manter uma boa qualidade de superfície no tubo trefilado (JOUN; HWANG, 1993).

Os materiais mais utilizados para a fabricação de matrizes são: carbonetos sinterizados (sobretudo WC: wídiá), metal duro, aços de alto C revestidos de Cr (cromagem dura),

aços especiais (Cr-Ni, Cr-Mo, Cr-W, etc.), ferro fundido branco, cerâmicos (pós de óxidos metálicos sinterizados) e diamante (para fios finos ou de ligas duras).

Para maiores diâmetros, são empregadas matrizes de aço ferramenta. Para dimensões intermediárias, utiliza-se o carboneto de tungstênio, citado acima. Matrizes de diamante podem ser usadas no processamento de tubos finos. Ainda que mais raros, materiais cerâmicos também vêm sendo considerados como alternativas para a fabricação de matrizes. A escolha da matriz está relacionada aos seus aspectos geométricos, à composição química e à quantidade de metal a ser trefilada, além do seu custo, vida útil e a qualidade exigida para os produtos.

b) Plugue

O plugue pode ser cilíndrico ou cônico e controla o tamanho e a forma do diâmetro interno, resultando numa produção de precisão dimensional.

Os plugues cônicos têm uma geometria semelhante à geometria do furo na matriz. De um modo geral, o plugue consiste de uma região inicial cilíndrica seguida de uma região cônica convergente e uma região cilíndrica posterior. No caso de plugues flutuantes, a geometria deve ser tal que permita que as forças que agem sobre o mesmo encontrem um ponto de equilíbrio e permitam que o plugue se posicione perfeitamente balanceado na região de deformação. A figura 3.13 mostra as forças atuantes sobre um plugue flutuante em ação. A pressão do tubo em deformação agindo sobre o plugue gera a força p na região cônica de trabalho, enquanto o movimento relativo entre o tubo e o plugue nesta mesma região gera a força F_1 de atrito, em sentido contrário ao movimento do tubo. O movimento relativo entre o tubo e o plugue irá gerar, também, a força F_2 na região cilíndrica posterior. A geometria deve ser tal que permita que:

$$p \sin \alpha_p - F_1 \cos \alpha_p - F_2 = 0 \quad (3.2)$$

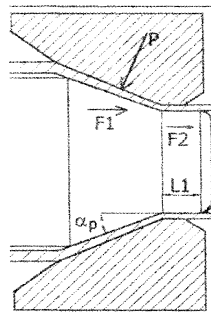


Figura 3:13: Equilíbrio das forças no plugue flutuante (NEVES, 2003).

As forças que tendem a arrastar o plugue aumentam com o aumento do atrito, com o aumento do comprimento $L1$ e, também, com a diminuição do ângulo α_p . A componente de força $P \sin \alpha_p$ que tende a expulsar o plugue no sentido contrário ao movimento do tubo aumenta com o aumento do ângulo α_p . Para a obtenção de dados que auxiliem no projeto geométrico do plugue, é conveniente adotar-se o procedimento que consiste em promover a trefilação de um tubo nas condições de ângulo e redução previstas, ainda com a ausência do plugue e, interromper a operação. Extrai-se, então, o tubo que então é seccionado pela metade no sentido longitudinal de modo a expor a configuração geométrica da superfície interna (AVITZUR, 1983).

A figura 3.14 exhibe uma geometria possível para o plugue, seja ele fixo ou flutuante.

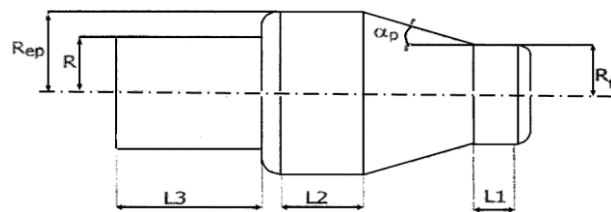


Figura 3:14: Geometria do plugue (NEVES, 2003).

Nessa figura identificam-se:

- Região cilíndrica ($L1$):

Região de saída da superfície interna do tubo. O raio R_{fi} é o raio de saída do tubo que se deseja alcançar. Este raio deve ser ligeiramente maior do que o raio do tubo trefilado sem a presença da ferramenta interna e é obtido conforme o procedimento descrito anteriormente. Este acréscimo não deve ser muito grande, uma vez que isto dificultará o fluxo do material e impedirá o perfeito alojamento do plugue na região de trabalho. Se,

contudo, o raio for menor que o raio interno do tubo trefilado livremente, o controle do raio interno do tubo fica comprometido, podendo, ainda, ocorrer o arraste da parte cônica do plugue para a região de saída, levando a deformação excessiva localizada e ao rompimento do tubo;

- Região de trabalho:

Compreende a região cônica do plugue, definida pelo ângulo α_p . Esse ângulo deve ser ligeiramente menor que o ângulo medido nesta região no tubo trefilado livremente e obtido de acordo com o procedimento descrito anteriormente. A obtenção do ângulo adequado para o plugue flutuante depende sempre de ensaios experimentais, nas condições reais de operação. Entretanto, pode-se afirmar que se o ângulo for muito pequeno, não se estabelecerá o contato suficiente entre o tubo e o plugue na região de trabalho. Assim, a componente horizontal da força p não atuará e o plugue será arrastado para a zona de saída.

- Região cilíndrica (L2):

É uma região de posicionamento do plugue. O raio R_{ep} deve ser ligeiramente inferior ao raio interno do tubo a ser trefilado, de modo a permitir que o plugue possa ser introduzido no tubo.

- Região cilíndrica (L3):

No plugue flutuante essa região tem a função de impedir que o plugue se posicione transversalmente à direção do movimento do tubo. O comprimento total do plugue deve ser maior que o diâmetro interno do tubo a ser trefilado. No plugue fixo, essa região é utilizada para se fazer a fixação do plugue na biela (NEVES, 2003).

3.3.3. Equipamentos para Trefilação

As máquinas de trefilar podem ser classificadas segundo os critérios quanto aos diâmetros dos produtos trefilados. Para produtos de seções transversais maiores e que não podem ser bobinados empregam-se os denominados bancos retos de trefilação que consistem de um carro que traciona os produtos trefilados por meio de garras (mordentes) e que é movimentado por um sistema hidráulico ou por meio de correntes que permitem a trefilação de produtos mais longos.

Com esses equipamentos podem-se trefilar produtos com até 30m de comprimento e em velocidades de até 50 m/min com capacidade de força de até 100/120t. A figura 3.15 apresenta uma representação de um banco reto de trefilação acionado por correntes.

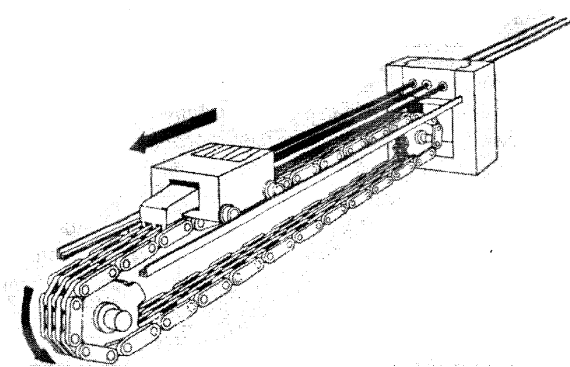


Figura 3:15: Banco reto de trefilação: banca tripla (BUTTON, 2007).

Estes equipamentos podem processar três tubos simultaneamente e, nestes casos, são denominados também banca tripla de trefilação.

Para tubos de dimensões menores podem-se empregar máquinas de trefilar em que produto trefilado é enrolado em um cabrestante, ou anel tirante que traciona o produto através da matriz de trefilação, com velocidades maiores, de modo que os grandes comprimentos observados para esses produtos podem ser obtidos com grande produtividade (BUTTON, 2007).

3.3.4. Atrito e Lubrificação na Trefilação

Na trefilação o material a conformar é deformado por meio de contato com as ferramentas: matriz e/ou mandril/plugue. A pressão necessária para deformação gera uma tensão normal à superfície das ferramentas, e o movimento relativo do material a conformar com a superfície da ferramenta gera uma tensão tangencial na interface. Assim, uma clássica situação tribológica surge com atrito na interface ferramenta-material a conformar e com potencial de desgaste de ambas. Para evitar estes efeitos utiliza-se um lubrificante (LANGE, 1985).

A qualidade da superfície do material após a laminação a quente é caracterizada por diversos critérios: a presença de defeitos (lasca, marcas, dobras, etc), a rugosidade superficial (altura de micro rugosidades, seu espaçamento, direções diferentes de micro relevo), o estado estrutural da superfície (microestrutura de camadas de metal de superfície, nível de tensões residuais, orientação cristalográfica). Estas propriedades de superfície são formadas, principalmente, durante a laminação a quente e posterior ao resfriamento acelerado (MAZUR; GONCHAROV, 1991). Portanto, a decapagem é uma etapa necessária antes da trefilação e entre outras etapas, não somente para a eliminação dos óxidos, mas principalmente para a obtenção de uma superfície que retenha eficientemente o lubrificante (TECNOVO, 1992).

A condição superficial inicial do material a ser trefilado é um dos fatores mais importantes a influenciar a trefilação (SARGENT; TSAO, 1980), pois determina o regime de lubrificação da zona de deformação, pelo carreamento de lubrificante e manutenção do lubrificante durante a trefilação.

As superfícies com rugosidades paralelas à direção de escoamento permitem maior possibilidade de fuga do lubrificante, se comparados às rugosidades perpendiculares (SCHEY, 1983). Assim, a rugosidade do tubo influencia o mecanismo de lubrificação e, conseqüentemente, a rugosidade do produto (MARTINEZ, 1998).

A durabilidade das ferramentas também depende diretamente dos regimes de lubrificação presentes no processo que, por sua vez, dependem da rugosidade da ferramenta e do material a conformar, com a complicação adicional que a aspereza da superfície do material a conformar muda no curso da deformação. Assim, a rugosidade da peça e da ferramenta influencia o mecanismo de lubrificação que, por sua vez, determina a aspereza do produto acabado (SCHEY, 1983).

Outro elemento de importância para a obtenção do regime de lubrificação é a definição de uma geometria interna ótima. Como já mencionado, a matriz é constituída de regiões distintas, sendo a de maior importância o ângulo onde ocorre a redução. Esta região é definida como ângulo de trabalho e é a região onde é aplicado ao tubo o esforço de compressão e onde o atrito deve ser minimizado para reduzir, também ao mínimo, o desgaste da matriz. A associação de um ângulo ótimo de trabalho, que é o ângulo ideal, para a mínima força de trefilação, com regime ótimo de lubrificação, permite a obtenção de alta qualidade superficial do produto trefilado e menor desgaste da matriz (BONZEL, 1935).

Os ângulos de trabalho ideais normalmente encontrados para a trefilação são pequenos e desse modo levam a necessidade de processos com lubrificação eficiente a fim de minimizar a força de trefilação (BUTTON, 2007).

Outra região crítica da matriz é a do cilindro de calibração. Esta região não basta ser exata e lisa, como o cone de trabalho, mas seu comprimento deve ser proporcional ao diâmetro e à redução da secção a ser efetuada. Se for longo, pode ocasionar uma resistência ao movimento do material trabalhado, e se for curto, pode determinar um alargamento prematuro do cilindro (FRASCIO, 1970).

A escolha correta do lubrificante é uma das grandes dificuldades existentes em qualquer processo. Esta escolha baseia-se em parâmetros como os materiais usados nas ferramentas e na peça, a temperatura e a velocidade de processo. A eficiência do lubrificante está relacionada à sua capacidade de formar uma película estável sob as condições do processo, que previna o contato entre as superfícies.

A formação da película pode ocorrer através de reação química ou por afinidade física com os materiais envolvidos. Essa película apresenta uma tensão limite de cisalhamento inferior às dos materiais da ferramenta e da peça. Assim sendo, quando do movimento relativo entre as superfícies, a tendência será de cisalhar a película, reduzindo a tensão cisalhante necessária e, como consequência, a resistência ao movimento e à deformação (BUTTON, 1990).

Hoje, a importância da lubrificação nos processos de conformação de metais é baseada não somente em fatores técnicos, mas, principalmente, em fatores econômicos. A melhoria das condições da lubrificação resulta em diversas vantagens para o processo de conformação (COCKCROFT, 1971):

a - Redução de atrito: valores elevados do atrito conduzem a perdas de potência e aumento das cargas de trabalho das máquinas de conformação; isto também é importante, pois uma carga elevada conduz a tensões elevadas no material trefilado, que podem provocar a sua fratura.

b - Redução do desgaste: a redução do desgaste da ferramenta reflete-se no custo da operação e nas tolerâncias dimensionais e nos acabamentos superficiais do produto; a presença do lubrificante, além de reduzir o contato metal/ferramenta, em alguns casos, atua como refrigerante.

c - Controle da deformação: na medida em que o lubrificante controla o atrito e, conseqüentemente, as tensões atuantes nos diversos pontos da peça de trabalho, ela condiciona também a distribuição das deformações no sentido de homogeneizar essas deformações e minimizar a aparecimento de defeitos.

A mais vantajosa condição de lubrificação é a hidrodinâmica, que ocorre quando um filme de fluido lubrificante se desenvolve entre duas superfícies em movimento relativo. Nesse caso, a resistência ao movimento das superfícies depende somente da viscosidade do fluido (HONDROS, 1971). Não há, teoricamente, desgaste, uma vez que as superfícies lubrificadas nunca entram em contato.

A separação total das superfícies atinge-se somente quando há interposição de uma espessura de camada de lubrificante de, no mínimo, três vezes o valor da soma das rugosidades superficiais dos tribo elementos tubo, matriz e/ou mandril/plugue.

A espessura da camada de lubrificante é fundamental para obtenção de uma lubrificação adequada, mas, para que espessuras ideais possam ser obtidas, é preciso considerar o aumento de velocidade, sua influência sobre a temperatura e, conseqüentemente, sobre a viscosidade e a continuidade do filme lubrificante.

Os agentes lubrificantes para a trefilação são geralmente compostos de produtos sólidos para a lubrificação a seco e de produtos líquidos ou sólidos emulsionáveis em água, para a lubrificação úmida.

Comumente empregam-se soluções de sabões, de óleos vegetais ou de graxas animais fracamente aciduladas, com temperaturas de trabalho entre 40° e 60°C. Em temperaturas menores, a viscosidade do fluido se altera a ponto de não acompanhar o tubo para dentro da matriz e, em temperaturas maiores, a emulsão perde a ação lubrificante e refrigerante (na região de contato onde a temperatura é maior) devido à evaporação da água e alteração química da emulsão (BUTTON, 2007).

Considerando os lubrificantes usualmente empregados no processo de trefilação os valores típicos do coeficiente de atrito (μ) são:

- trefilação de barras e tubos: 0,02 a 0,05 (LANGE, 1985).

3.3.5. Camada fosfatizada destinada à trefilação

O lubrificante mais utilizado no processo de trefilação de tubos é a fosfatização de zinco seguida de saponificação. A fosfatização é basicamente um tratamento de conversão do metal em um fosfato insolúvel do íon metálico que se deposita sobre o metal modificando suas propriedades superficiais.

A fosfatização aplicada para a finalidade de pré-tratamento para a conformação aumenta a ancoragem dos lubrificantes entre duas superfícies sob pressão (superfície da peça que está sendo deformada e a superfície das ferramentas de deformação). As camadas fosfatizadas raramente são utilizadas sozinhas. Para esta aplicação as camadas de fosfato de zinco são utilizadas (PANOSSIAN, 2003).

As camadas deste tipo, obtidas da grande maioria dos banhos utilizados na prática, são cristalinas e de coloração acinzentada (podendo variar de cinza claro até cinza escuro (METALS HANDBOOK, 1987). São formadas por fosfato tetra hidratado, a hopeíta ($Zn_3(PO_4)_2 \cdot 4H_2O$), fosfato duplo de ferro e zinco tetra hidratado, a fosfolita ($Zn_2Fe(PO_4)_2 \cdot 4H_2O$). A composição do banho e as condições de operação determinam a quantidade relativa de um ou outro composto (KUEHNER, 1985). A parte da camada mais próxima do substrato é rica em ferro e a mais externa é rica em zinco.

As camadas fosfatizadas destinadas à conformação são tratadas com compostos com propriedades lubrificantes. Os compostos mais utilizados para esta finalidade são emulsões, óleos, graxas e sabões. O sabão estearato de sódio é largamente utilizado como meio lubrificante. O pós-tratamento com estearato de sódio é indicado para componentes destinados à conformação mecânica e que foram fosfatizados em banhos a base de fosfato zinco.

Após a fosfatização é feita a lavagem com água com objetivo de retirar da superfície do metal resíduos da solução anterior e evitar a contaminação da solução subsequente. As camadas de fosfato são neutralizadas após a lavagem com soluções levemente alcalinas e, em seguida, é aplicado o sabão para a lubrificação. Isto pode ser feito por imersão em solução aquosa. Durante a imersão, a camada de fosfato de zinco reage com o sabão formando um estearato de zinco (PANOSSIAN, 2003).

O estearato de sódio é solúvel em água e o estearato de zinco não. Assim, à medida que a reação prossegue vai formando o estearato de zinco insolúvel que adere perfeitamente a superfície fosfatizada. A camada fosfatizada assim obtida terá a estrutura mostrada esquematicamente na figura 3.16 (FREEMAN, 1988).

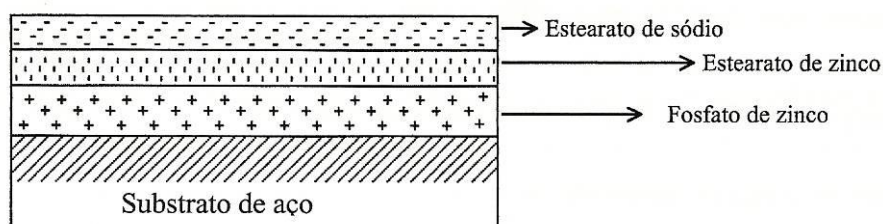


Figura 3:16: Ilustração esquemática de uma camada de fosfato de zinco tratada com estearato de sódio (FREEMAN, 1988).

Uma sequencia típica de aplicação de sabão é a seguinte: fosfatização, lavagem, neutralização, imersão em estearato e secagem (PANOSSIAN, 2003).

É consenso na literatura de que o desempenho do estearato é superior aos lubrificantes comuns, no que se diz a respeito ao desgaste de ferramentas.

Para a obtenção de qualquer camada de fosfato é necessário um substrato com a superfície perfeitamente limpa, livre de quaisquer impurezas como óxidos, óleos, graxas ou partículas sólidas. Materiais estranhos presentes na superfície do substrato podem agir como barreira e inibir a formação de cristais de fosfato e podem servir como locais preferenciais para nucleação e crescimento de cristais de fosfato. Em ambos os casos, as camadas obtidas serão não uniformes e apresentarão desempenho ruim (METALS HANDBOOK, 1987).

Assim, submetem-se as superfícies metálicas a um pré-tratamento de limpeza antes da fosfatização: a decapagem ou tratamento mecânico. A decapagem ou tratamento mecânico é o processo que consiste em remover da superfície metálica produtos da corrosão do substrato, tais como óxidos.

Os produtos da corrosão podem ter sido formados em temperatura ambiente durante o transporte e o armazenamento. Sua composição básica é uma mistura de óxidos e hidróxidos de ferro II e ferro III e sua coloração é avermelhada.

Os produtos de corrosão podem ter sido formados a temperaturas elevadas durante algum tratamento ou deformação a quente. Como os tubos trefilados analisados neste estudo são provenientes do processo de laminação à quente, é comum a presença destes produtos de corrosão.

Neste caso, os produtos de corrosão recebem o nome de carepas e normalmente são mais aderentes e de mais difícil remoção, tendo coloração azulada ou preta. A carepa, normalmente, é formada por diferentes camadas de óxidos. A composição e a espessura da carepa variam com muitos fatores, citando-se tempo e temperatura de exposição, composição do aço, composição da atmosfera e severidade da deformação. No entanto, de uma maneira geral, a composição da carepa é a seguinte: uma camada externa mais rica em oxigênio, relativamente fina, constituída principalmente de hematita (Fe_2O_3); uma camada intermediária mais grossa, constituída principalmente de magnetita (Fe_3O_4) e uma camada mais próxima ao substrato, ainda mais espessa, mais pobre em oxigênio, constituída basicamente de wustita (composição que se aproxima de FeO).

Se a carepa fosse uniforme e livre de quaisquer discontinuidades, ela seria uma excelente barreira contra a corrosão atmosférica dos metais ferrosos. No entanto, esta carepa apresenta muitas fissuras que alcançam a superfície metálica e, por esta razão, não são capazes de evitar a corrosão.

A decapagem química pode ser realizada em solução alcalina ou ácida enquanto que o tratamento mecânico pode ser feito por: jateamento com areia, lixamento, escovamento, esfregamento com abrasivos. Em ambos os casos, deve-se limpar a superfície com solventes orgânicos ou desengraxantes alcalinos para retirar eventuais contaminações com óleos e graxas. Caso contrário, poder-se-á ter problemas. No caso da decapagem química, a presença de óleos e graxas pode impedir o contato direto entre o decapante e os produtos de corrosão e no caso da limpeza mecânica poderá ocorrer o empastamento do abrasivo utilizado.

No caso de fosfatização, nem todos os tipos de carepas devem ser retiradas: se o tratamento térmico, responsável pela formação da carepa, for realizado em atmosfera

controlada e a carepa formada constituir-se de uma fina camada de coloração azul, não há necessidade de decapagem. Esta fina camada não interfere na formação da camada de fosfatização (METALS HANDBOOK, 1987).

Os ácidos utilizados na decapagem de metais ferrosos são o ácido clorídrico, o ácido sulfúrico e mais raramente o ácido fosfórico. A VMB utiliza na etapa de decapagem o ácido sulfúrico.

As vantagens do uso de camadas fosfatizadas são muitas, citando-se (FREEMAN, 1998; RAUSCH, 1990):

- a- Camadas fosfatizadas favorecem a retenção de lubrificantes: superfícies fosfatizadas apresentam uma capacidade de retenção de óleo muito maior do que as superfícies não fosfatizadas.
- b- Camadas fosfatizadas reduzem de maneira significativa o coeficiente de fricção. Aproximadamente 50% da energia necessária para uma determinada operação de conformação é gasta na fricção. A fosfatização mais a lubrificação reduzem muito o coeficiente de fricção e, portanto, este gasto de energia.
- c- Camadas fosfatizadas não sofrem destacamento mesmo sob deformação severa e não são desgastadas. As camadas fosfatizadas são altamente aderentes e esta aderência continua durante todo o processo de deformação. Os cristais de fosfato de zinco apresentam uma microdureza comparável ao do substrato de aço (1300 N/mm^2) e praticamente não são desgastadas durante a deformação. Acredita-se que no início das operações de deformação parte dos cristais de fosfatos são transformados em um pó finamente dividido. Este pó fino, juntamente com o lubrificante, forma uma pasta que adere sobre a camada remanescente de fosfato formando uma superfície vítrea. Após uma deformação de 15%, não se detecta mais a estrutura cristalina inicial da camada de fosfato quando se analisa por difração de raios-X. A superfície vítrea funciona como um excelente lubrificante facilitando ainda mais a deformação subsequente. Após este estágio inicial, não ocorre mais

desgaste da camada: o afinamento da camada de fosfato ocorre simplesmente devido a extensão da superfície do substrato.

- d- Camadas fosfatizadas evitam o contato metal/metal: quando se usa somente lubrificantes, durante a conformação a frio sempre se tem a possibilidade de ocorrer contato metal/metal entre a ferramenta e a superfície em deformação. Devido às altas pressões e altas temperaturas que podem ser atingidas durante a conformação, é possível a ocorrência de ruptura da camada lubrificante. Neste local, ocorre contato metal/metal com remoção de partículas de metal que ficam entre as duas superfícies acabando por danificar tanto a superfície em deformação quanto a superfície das ferramentas. Mesmo que se usem lubrificantes sólidos com partículas de grafite, mica ou dissulfeto de molibdênio, o fato descrito é dificultado, porém não eliminado totalmente. O uso de lubrificantes especiais, que contêm substâncias que reagem com o metal em deformação formando um filme mais difícil de ser rompido, é uma alternativa adequada para evitar este problema. Deve-se aplicar uma camada fosfatizada de espessura tal que, acabada a operação de deformação desejada, ainda tenha camada fosfatizada sobre as superfícies submetidas à deformação.
- e- Camadas fosfatizadas resistem a altas temperaturas: variando de 100 até 500°C.
- f- Camadas fosfatizadas permitem aumentar a velocidade de trefilação, aumentam a vida útil das matrizes ou das ferramentas e determinam a obtenção de superfícies com alto grau de acabamento superficial.
- g- Camadas fosfatizadas a base de zinco reagem com o sabão estearato de sódio formando o fosfato de zinco que se comporta como um fluido altamente viscoso nas condições de temperatura e pressão estabelecidas durante a deformação.

3.3.6. Escoamento do Material Trefilado

Como se trata de um processo de conformação plástica, o volume de material trabalhado permanece constante durante todo o processo, de modo que nesse exemplo pode-se estabelecer a seguinte relação entre os comprimentos da matéria-prima (L_i) e do produto trefilado (L_f):

$$L_f = L_i \frac{A_i}{A_f} \quad (3.3)$$

O escoamento plástico na trefilação deve-se principalmente à ação de esforços de compressão resultantes da reação do material metálico com as paredes internas da matriz e mandril/plugue. Esse comportamento determina que a trefilação seja classificada como um processo por compressão indireta.

Como em todos os processos de conformação plástica que ocorrem em temperatura ambiente, também na trefilação está presente o fenômeno mecânico-metalúrgico denominado encruamento, que é relacionado com o aumento da resistência mecânica devido à deformação plástica a frio.

Associado ao efeito benéfico do aumento de resistência mecânica pelo encruamento há, simultaneamente, os problemas causados pela distorção interna do material metálico representado pelo afinamento e alongamento dos grãos cristalinos. A figura 3.17 apresenta as microestruturas de um mesmo material como recozido (a) com grãos equiaxiais recristalizados e encruado (b) com grãos alongados e alinhados na direção de deformação.

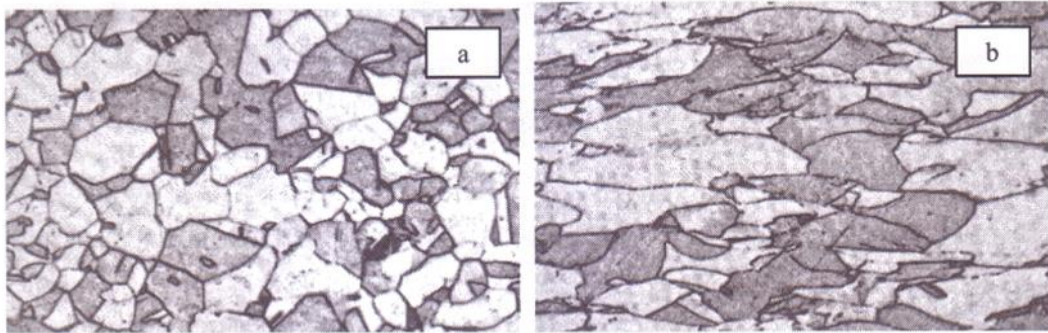


Figura 3:17: Microestruturas de uma liga metálica recozida (a) e encruada (b) (BUTTON, 2007).

O maior problema provocado pela modificação microestrutural causada pelo encruamento verifica-se no acúmulo de tensões internas, na perda da ductilidade e na queda da resistência à corrosão característica dos materiais encruados.

O processo de trefila pode ser conduzido em um ou vários passes sucessivos, dependendo das dimensões finais desejadas. Tratamentos térmicos podem ser realizados entre os passes, de forma a eliminar ou minimizar os possíveis efeitos do encruamento, reduzindo a tensão de escoamento e aumentando a ductilidade (CORRÊA, 2004).

O limite de conformação possível no processo é definido pela maior deformação suportada pelo material antes que seja necessária uma etapa intermediária de recozimento para recuperar suas propriedades iniciais e permitir novas etapas de trefilação a frio.

A fim de minimizar os efeitos de encruamento, reduzindo as tensões internas do produto trefilado e a necessidade de etapas de recozimento, prefere-se sempre o uso de passes sucessivos de trefilação com pequenas reduções de área por passe.

O aumento da resistência mecânica à deformação plástica pode ser determinado com o uso de curvas de escoamento obtidas experimentalmente. Essas curvas apresentam um comportamento potencial e são representadas pela seguinte expressão:

$$\sigma_e = k\varepsilon^n \quad (3.4)$$

em que σ_e é a tensão de escoamento para uma dada deformação plástica ε , k é o coeficiente de resistência, ε a deformação logarítmica e n representa o coeficiente de encruamento.

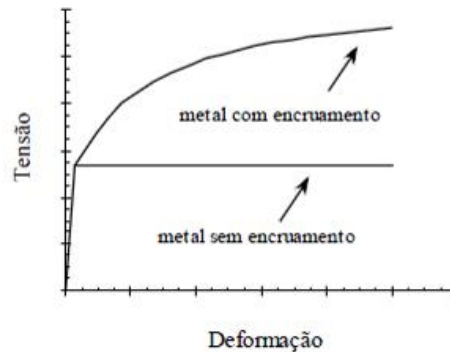


Figura 3:18: Representação esquemática da curva tensão-deformação para materiais sem encruamento e com encruamento (MEYERS, 1982).

Na trefilação, a redução pode ser entendida como a redução de área (RA) ou a redução em diâmetro (RD). A redução em área na trefilação de tubos é calculada como:

$$RA = \frac{A_o - A_f}{A_o} \quad (3.5)$$

onde:

$$A_o = \pi \cdot (R_o^2 - R_i^2) \quad e \quad A_f = \pi \cdot (R_{of}^2 - R_{if}^2) \quad (3.6)$$

A redução de área máxima possível depende do atrito e do ângulo da matriz, bem como do comportamento mecânico do material. Quando a tensão máxima de trefilação é igual à tensão de escoamento do material do tubo no momento em que este deixa a matriz, atinge-se o limite de redução possível (NEVES, 2003).

3.3.7. Deformação Plástica no Processo de Trefilação

A deformação plástica na trefilação é o resultado da combinação de esforços de tração, de origem externa, e de compressão, exercidos pelas paredes da matriz e do mandril/plugue sobre o material.

A deformação responsável pelo estiramento é denominada deformação homogênea, enquanto a deformação que causa o cisalhamento é denominada de redundante. O cisalhamento em nada contribui para as mudanças dimensionais, apenas distorcendo o elemento (figura 3.19). A deformação redundante será maior para grandes semiângulos de trefilação e pequena redução de área. O atrito, conforme análises experimentais, não influencia significativamente o valor da deformação redundante (HELMAN; CETLIN, 1993).

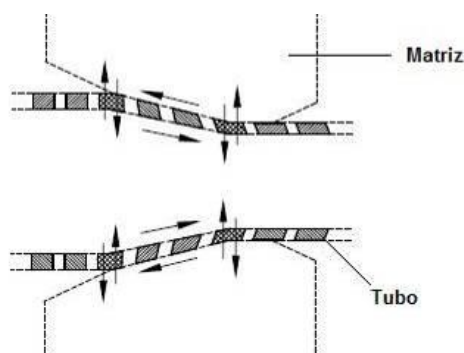


Figura 3:19: Representação esquemática da deformação durante a trefilação (ALVES, 2002).

Verifica-se também a influência do semiângulo da matriz e da redução de área nos resultados, considerados como os parâmetros principais no estudo da deformação na trefilação. A importância da análise da deformação na trefilação, sua relação com os parâmetros do processo e com as características do metal utilizado, está associada à influência da mesma nas propriedades finais do produto e na possibilidade de maior compreensão e otimização da própria operação de fabricação (CORRÊA, 2004).

3.3.8. Tensão e Esforços Aplicados na Trefilação

Podem-se definir três tensões atuantes na região de trabalho durante a trefilação: a tensão trativa devido ao tracionamento do tubo; as tensões radiais compressivas devido à reação da parede cônica da matriz e do mandril ou plugue ao movimento axial do tubo e as tensões tangenciais devido ao atrito causado pelo movimento do tubo em contato com a matriz e com o mandril ou plugue.

A tensão trativa define a tensão de trefilação (σ_{tref}) e multiplicada pela área da secção transversal do produto trefilado fornecerá a força de trefilação (F_{tref}) que definirá juntamente com a velocidade (v), qual será a potência necessária (P_{tref}) para a banca trefiladora.

$$F_{tref} = A_f \sigma_{tref} \quad e \quad P_{tref} = F_{tref} v \quad (3.7)$$

A intensidade das tensões compressivas é determinada pela conicidade do ângulo de trabalho (2α) e pelo coeficiente de atrito (μ) entre o material trefilado, a matriz e o mandril ou plugue (BUTTON, 2007).

O trabalho redundante surge da necessidade de cisalhamento do material nos contornos da entrada e saída, tão como para mudar a direção do fluxo do material na entrada e saída da matriz. O trabalho redundante é uma função da geometria da matriz (SCHEY, 1972).

Assim como o trabalho relativo ao processo, a tensão total de trefilação pode ser considerada como a soma de tensões parciais, correspondentes aos esforços necessários para realizar as deformações homogênea e redundante e para vencer a resistência ao atrito associado à interface metal/ferramenta. Dessa forma, verifica-se que diversos fatores deverão afetar os valores da mesma, tais como: geometria do mandril ou plugue e da matriz (semiângulo, redução e comprimento da região cilíndrica), coeficiente de atrito, velocidade de deformação e características do próprio metal, cujos efeitos poderão contribuir em uma ou mais parcelas da tensão total no processo.

3.3.9. Análise da Tensão de Trefilação

Diversos trabalhos foram desenvolvidos com o objetivo de estimar a tensão de trefilação. As diferenças entre os resultados obtidos através das diversas técnicas estariam associadas à abordagem e às hipóteses consideradas nos mesmos, ou seja, à escolha das variáveis a serem utilizadas: ocorrência das forças de fricção (coeficiente de atrito), encruamento do material (tensão de escoamento não é constante) e deformação redundante (fator de trabalho redundante) (CORRÊA, 2004).

Os métodos desenvolvidos para o cálculo de tensões e de deformações nos processos de trefilação são muito úteis, pois permitem avaliar as seguintes variáveis: distribuição de tensões internas no produto trefilado, deformação e encruamento acumulados por passes sucessivos, esforços de trefilação, potência da banca de trefila e dimensionamento das ferramentas. Esses métodos podem ser agrupados em métodos teóricos e métodos experimentais. Os métodos teóricos ainda podem ser agrupados em métodos analíticos e métodos numéricos.

Os métodos experimentais apresentam a vantagem de fornecerem resultados mais próximos dos observados na prática industrial, mas apresentam os inconvenientes de exigirem a execução de um grande número de experimentos e serem restritos a algumas condições de processamento (geometria dos produtos, materiais trefilados, redução de seção) (BUTTON, 2007). Neste caso, um instrumento de medição (por exemplo, uma célula de carga) é acoplada ao equipamento de tração. Os resultados experimentais são, em geral, utilizados para validar modelos matemáticos, analíticos e numéricos, de modo a, posteriormente, poder-se dispensar o método experimental (NEVES, 2003).

Os métodos teóricos apresentam resultados mais precisos quanto mais complexos. Para fins de aproximação dos resultados esperados, os métodos teóricos são suficientes para a escolha dos equipamentos de trefilação e para o dimensionamento das ferramentas. Dentre os métodos teóricos destaca-se o método dos elementos finitos que apresenta grande dificuldade de desenvolvimento e implantação, mas por outro lado, apresenta resultados com elevada precisão. Comercialmente têm-se os seguintes softwares de

elementos finitos para cálculo em trefilação: *Ansys, Marc, Deform, Abaqus*, dentre outros (BUTTON, 2007).

Métodos analíticos para a obtenção da tensão de trefilação foram, e ainda são largamente utilizados. Esses métodos são mais ou menos poderosos, conforme é necessário assumir-se hipóteses simplificadoras para a resolução das expressões matemáticas que traduzem o modelo adotado. Neste sentido são menos poderosos o Método da Deformação Homogênea, o Método de Energia Uniforme – já que não considera o atrito e o trabalho redundante – e o Método dos Blocos ou Divisão em Elementos, que não considera o trabalho redundante (AVITZUR, 1983; ROWE, 1986). Mais valioso é o Método do Limite Superior, cujos resultados apresentam muito boa concordância com os dados experimentais (AVITZUR, 1964; UM E LEE, 1997).

A seguir estão listados os principais métodos para a obtenção da tensão de trefilação utilizando plugue fixo uma vez que será a situação estudada neste trabalho.

3.3.9.1. *Método da deformação homogênea*

O método da deformação homogênea admite que o metal se deforme uniformemente na zona de deformação.

A figura 3.20 mostra o diagrama esquemático do processo de trefilação de tubos com um mandril cônico. A operação consiste em trefilar o tubo de raio externo R_o , raio interno R_i e comprimento L através de uma matriz cônica gerando, então, um novo tubo trefilado de raio externo R_{of} , raio interno R_{if} e comprimento l .

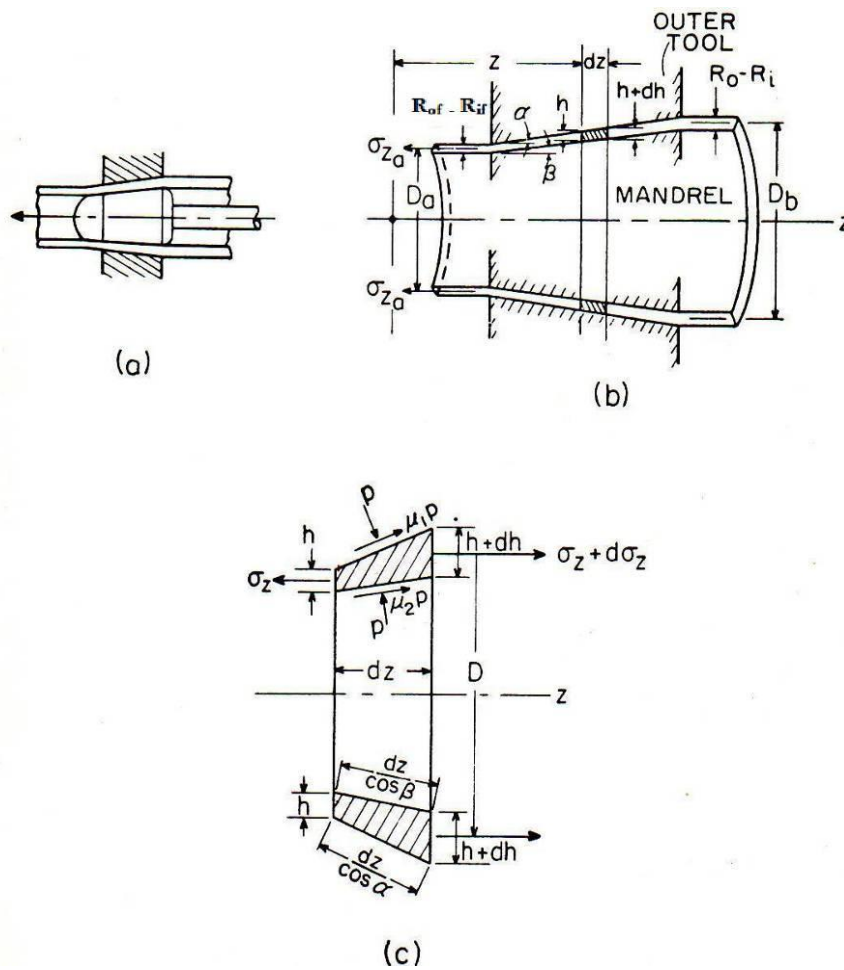


Figura 3:20: Desenho do tubo com plugue cônico e a matriz.

(a) Diagrama esquemático do processo. (b) Seção através do tubo durante a trefilação.

(c) Tensões consideradas atuantes em uma parede do tubo (THOMSEN, 1965).

De um modo similar a trefilação de arames e as tensões na trefilação de tubos podem ser expressas pelo trabalho da deformação uniforme como sugerido por SIEBEL E WEBER (1935):

$$\sigma_z = \int \bar{\sigma} d\bar{\epsilon} \quad (3.8)$$

Assumindo uma tensão de fluxo constante e deformação:

$$\bar{\sigma} = cte, \quad \bar{\epsilon} = (2/\sqrt{3}) \cdot \epsilon_z \quad (3.9)$$

A deformação principal na direção axial (a) é dada por:

$$\bar{\varepsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln\left(\frac{l}{L}\right) = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln\left(\frac{R_o^2 - R_i^2}{R_{of}^2 - R_{if}^2}\right) \quad (3.10)$$

Substituindo as equações 3.10 na equação 3.8 tem-se a tensão de trefilação (THOMSEN, 1965):

$$(\sigma_z)_a = \bar{\sigma} \frac{2}{\sqrt{3}} \ln\left(\frac{R_o^2 - R_i^2}{R_{of}^2 - R_{if}^2}\right) \quad (3.11)$$

Esta equação não só despreza o atrito como também a influência das tensões transversais e da deformação (cisalhante) redundante (DIETER, 1988).

O cálculo da tensão de trefilação pode ser melhorado se um termo relativo à fricção (atrito) é adicionado à equação 3.11. Assumindo um mandril fixo, a força de atrito (F_z) é resultante da fricção da superfície interna e externa do tubo, é oposta em sentido a direção da força de trefilação e é dada por:

$$F_z = \mu p \cos \beta \left(\frac{R_i^2 - R_{if}^2}{\text{sen } \beta} \right) \pi + \mu p \cos \beta \left(\frac{R_o^2 - R_{of}^2}{\text{sen } \alpha} \right) \pi \quad (3.12)$$

Dividindo (F_z) pela área da secção transversal do tubo e adicionado-a na equação $(\sigma_z)_a$ se obtém a tensão de trefilação:

$$\sigma_z = \bar{\sigma} \frac{2}{\sqrt{3}} \ln\left(\frac{R_o^2 - R_i^2}{R_{of}^2 - R_{if}^2}\right) + \frac{\mu p}{(R_{of}^2 - R_{if}^2)} [\cot \beta (R_i^2 - R_{if}^2) + \cot \alpha (R_o^2 - R_{of}^2)] \quad (3.13)$$

Onde μ é assumido como constante.

A relação entre $(\sigma_z)_a$ e p da equação 3.13 pode ser estabelecida pela condição de escoamento, na qual no estado plano é dada por:

$$\sigma_z + p = \frac{2}{\sqrt{3}} \bar{\sigma} = \bar{\sigma}. \quad (3.14)$$

A análise acima, descrita por THOMSEN (1965), é restrita ao processo de trefilação de tubos com matrizes cônicas e as paredes dos tubos são assumidas como finas. Isto permite negligenciar o efeito da curvatura e da variação de tensões na parede do tubo. Isto também permite as simplificações do problema ao estado plano de deformação.

3.3.9.2. Método dos blocos

O método dos blocos ou divisão em elemento consiste em isolar um elemento diferencial na zona de deformação e estabelecer o equilíbrio de forças na região. Este método admite que metal se deforme uniformemente na zona de deformação (DIETER, 1988).

De um modo este método adota as seguintes hipóteses (BRESCIANI, 1991):

- 1- O corpo é dividido em elementos infinitesimais orientados segundo uma direção coincidente com o eixo de simetria da peça em formação;
- 2- As direções principais para todo o volume do corpo são as direções coincidentes com os eixos de simetria e perpendicular a eles;
- 3- As tensões principais são constantes dentro de um elemento e somente dependem da posição do eixo de simetria;
- 4- As forças aplicadas no elemento são, em parte, resultante das tensões principais e em parte resultante da tensão de cisalhamento criada pelo atrito entre a peça e as ferramentas;
- 5- O material é isotrópico;
- 6- Admite-se que a pressão da matriz é igual à pressão do plugue.

A partir destas hipóteses, estabelecem-se as equações de equilíbrio das forças atuantes no elemento, levando em consideração o componente devido ao atrito peça/ferramentas. Estabelecem-se, então, as relações entre as tensões principais usando o critério de

escoamento e, finalmente, aplica-se a lei de escoamento plástico que estabelece as relações entre a tensão e deformação. (NEVES, 2003; ROWE, 1977).

O estado geral de tensões para a operação de trefilação de tubos usando um mandril fixo é mostrado na figura 3.20. O estado de equilíbrio requer que a somatória das forças na direção axial do elemento cônico do tubo seja igual a zero, que é dado por (THOMSEN, 1965):

$$(\sigma_z dh + hd \sigma_z) \pi D + p \pi D dz (tg \alpha - tg \beta) + (\mu_1 + \mu_2) p \pi D dz = 0 \quad (3.15)$$

Simplificando a equação 3.15 para eliminar os termos de segunda ordem e introduzindo a constante:

$$B = \frac{\mu_1 + \mu_2}{tg \alpha - tg \beta} \quad (3.16)$$

Obtém-se:

$$\sigma_z dh + hd \sigma_z + p dh [1 + B] = 0 \quad (3.17)$$

Para a integração é necessário eliminar p da equação 3.17 pela introdução da condição de escoamento e assumir $\bar{\sigma} = cte$. Então, separando as variáveis, a equação na forma integral:

$$\frac{d\sigma_z}{B \sigma_z - \bar{\sigma}(1 + B)} = \frac{dh}{h} \quad (3.18)$$

Integrando a equação 3.18 e avaliando a integração constante pelo uso da condição de contorno, tensão de ré nula, que é $\sigma_z = 0$ e $h = R_o - R_i$, tem-se:

$$\frac{B \sigma_z - \bar{\sigma}(1 + B)}{\bar{\sigma}'(1 + B)} = \left(\frac{h}{R_o - R_i} \right)^B \quad (3.19)$$

A tensão de trefilação em qualquer secção é dada por:

$$\sigma_z = \bar{\sigma}' \left(\frac{1+B}{B} \right) \left[1 - \left(\frac{h}{R_o - R_i} \right)^B \right] \quad (3.20)$$

A tensão de trefilação na secção de saída é dada por:

$$(\sigma_z)_a = \bar{\sigma}' \left(\frac{1+B}{B} \right) \left[1 - \left(\frac{R_{of} - R_{if}}{R_o - R_i} \right)^B \right] \quad (3.21)$$

A constante B é determinada pelo tipo específico de processo de trefilação:

a) Plugue estacionário:

$$B = \frac{2\mu}{\tan \alpha - \tan \beta} \quad (3.22)$$

b) Plugue estacionário com forma cilíndrica, $\beta = 0$, então:

$$B = \frac{2\mu}{\tan \alpha} \quad (3.23)$$

c) Para trefilação sem atrito:

$$\mu_1 = \mu_2 = 0 \text{ e } B = 0$$

Em qualquer secção:

$$(\sigma_z)_a = \bar{\sigma}' \ln \left(\frac{R_o - R_i}{R_{of} - R_{if}} \right) \quad (3.24)$$

Na secção de saída é dada por:

$$(\sigma_z)_a = \frac{2}{\sqrt{3}} \bar{\sigma}' \ln \left(\frac{R_o - R_i}{R_{of} - R_{if}} \right) \quad (3.25)$$

3.3.9.3. Método do limite superior

O método do limite superior (MLS) baseia-se no teorema do limite superior que afirma que o trabalho das forças internas do corpo é, no máximo, igual ao trabalho das forças externas que atuam sobre ele. O MLS permite a inclusão, além das parcelas devidas ao atrito e a deformação homogênea, do trabalho redundante, sendo este último o trabalho executado para alterar-se o módulo e a direção da velocidade de um ponto em particular quando este ingressa ou deixa a zona de deformação.

Para o cálculo do trabalho das forças é necessário (BRESCIANI, 1991):

- Estabelecer um campo de velocidades cinematicamente admissível para descrever o escoamento de um elemento incompressível e que se aproxime do escoamento real;
- Calcular o trabalho nos pontos de velocidade contínua;
- Calcular o trabalho gasto nas superfícies de descontinuidade;
- Calcular o trabalho dissipado no atrito entre as ferramentas e a peça.

Admite-se que o corpo seja incompressível e isotrópico. O campo de velocidades cinematicamente admissível proposto é descrito na figura 3.21 que apresenta o tubo dividido em três zonas:

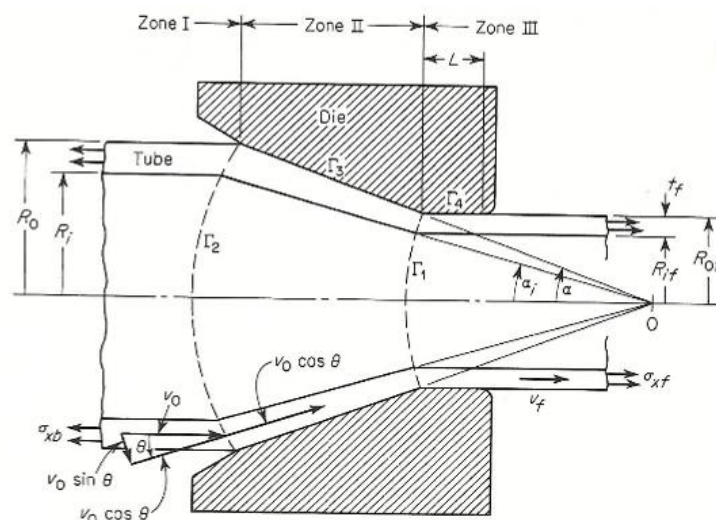


Figura 3:21: Modelo cinemático da trefilação de tubos com plugue (AVITZUR, 1968).

Zona I: A velocidade é uniforme e tem somente uma componente (v_0)

Zona II: Ao atravessar a superfície Γ_2 , a direção de velocidade aponta para o ápice imaginário (O) do cone. A velocidade pode ser decomposta em duas componentes $v_o \cdot \cos(\theta)$ e $v_o \cdot \sin(\theta)$. Devido à constância de volume:

$$v_o = v_f \left(\frac{R_f}{R_i}\right)^2 \quad (3.26)$$

A zona II é delimitada por duas superfícies cônicas com o ápice em O. A 90° destas superfícies a zona II é delimitada por duas superfícies esféricas Γ_1 e Γ_2 , de raios r_i e r_o com o centro em O. Nesta região os componentes da velocidade são representados pelo sistema de coordenadas esféricas (r, θ, φ) :

$$\dot{U}_r = v = -v_f r_f^2 \frac{\cos \theta}{r^2} \quad (3.27)$$

$$\dot{U}_\theta = \dot{U}_\varphi = 0 \quad (3.28)$$

Os eixos do sistema de coordenadas esféricas são a direção radial r e as posições angular θ e φ . Os componentes da velocidade são \dot{U}_i ($\dot{U}_r, \dot{U}_\theta, \dot{U}_\varphi$) e o componente da taxa de deformação $\dot{\epsilon}_{ij}$ adquire a subscrição r, θ e φ . As taxas de deformação em função dos componentes de velocidade estão descritos nas equações abaixo:

$$\epsilon_{rr}^{\dot{}} = \frac{\partial \dot{U}_r}{\partial r} \quad \epsilon_{\theta\theta}^{\dot{}} = \frac{1}{r} \frac{\partial \dot{U}_\theta}{\partial \theta} + \frac{\partial \dot{U}_r}{\partial r} \quad (3.29)$$

$$\epsilon_{\varphi\varphi}^{\dot{}} = \frac{1}{r \sin \theta} \frac{\partial \dot{U}_\varphi}{\partial \varphi} + \frac{\partial \dot{U}_r}{\partial r} + \frac{\partial \dot{U}_\theta}{r} \cot \theta \quad (3.30)$$

$$\epsilon_{r\theta}^{\dot{}} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \dot{U}_\theta}{r} - \frac{\partial \dot{U}_r}{r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \dot{U}_r}{\partial \theta} \right) \quad (3.31)$$

$$\epsilon_{\dot{\theta}\varphi} = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{r \operatorname{sen} \theta} \frac{\partial \dot{U}_\theta}{\partial \varphi} + \frac{1}{r} \frac{\partial \dot{U}_\varphi}{\partial \theta} - \frac{\cot \theta}{r} \dot{U}_\varphi \right) \quad (3.32)$$

$$\epsilon_{\dot{\varphi}r} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \dot{U}_\varphi}{r} - \frac{\partial \dot{U}_r}{r} + \frac{1}{r \operatorname{sen} \theta} \frac{\partial \dot{U}_r}{\partial \varphi} \right) \quad (3.33)$$

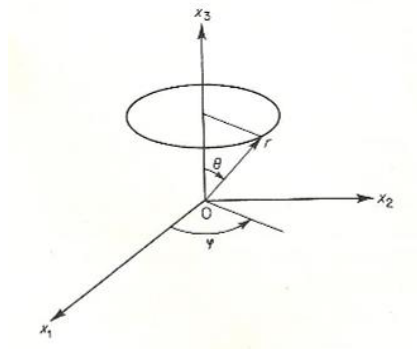


Figura 3:22: Sistema de coordenada esférica (AVITZUR, 1968).

Através das superfícies Γ_i , as componentes normais da velocidade são constantes. A velocidade é descontínua e paralela a estas superfícies. A magnitude da descontinuidade da velocidade está apresentada nas equações a seguir:

Ao longo de Γ_1 :

$$\Delta v = v_f \operatorname{sen} \theta \quad (3.34)$$

Ao longo de Γ_2 :

$$\Delta v = v_o \operatorname{sen} \theta \quad (3.35)$$

Ao longo de Γ_3 :

$$\Delta v = v_f r_f^2 \frac{\cos \alpha}{r^2} \quad (3.36)$$

Ao longo de Γ_4 :

$$\Delta v = v_f \quad (3.37)$$

Zona III: Ao atravessar a superfície Γ_1 a velocidade volta a ser uniforme com uma só componente (v_f).

De acordo com o teorema do limite superior:

$$J^* = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_o \int v \sqrt{\frac{1}{2} \epsilon_{ij}^i \epsilon_{ij}^i} dV + \int_{s\Gamma_i} \tau \Delta v ds - \int_{s\Gamma_i} T_i v_i ds \quad (3.38)$$

Para tensão de ré nula tem-se:

$$\int_{s\Gamma_i} T_i v_i ds = 0 \quad (3.39)$$

a) Trabalho de deformação homogênea:

$$\dot{W} = 2 \pi \sigma_o v_f r_f^2 f(\alpha, \alpha_i) \ln \frac{r_i}{r_f} \quad (3.40)$$

$$f(\alpha, \alpha_i) = \frac{1}{\text{sen}^2 \alpha}.$$

$$\left[\cos \alpha_i \sqrt{1 - \frac{1}{12} \text{sen}^2 \alpha_i} - \cos \alpha \sqrt{1 - \frac{1}{12} \text{sen}^2 \alpha} + \frac{1}{\sqrt{132}} \ln \left(\frac{\sqrt{\frac{11}{12}} \cos \alpha_i + \sqrt{1 - \frac{11}{12} \text{sen}^2 \alpha_i}}{\sqrt{\frac{11}{12}} \cos \alpha + \sqrt{1 - \frac{11}{12} \text{sen}^2 \alpha}} \right) \right] \quad (3.41)$$

Sendo:

$$\frac{r_i}{r_f} = \frac{R_o}{R_{of}} \quad (3.42)$$

$$\dot{W} = 2 \pi \sigma_o \frac{v_f r_f^2}{\text{sen}^2 \alpha} f(\alpha, \alpha_i) \ln \frac{R_o}{R_{of}} \quad (3.43)$$

b) Trabalho da deformação redundante:

Ao longo das superfícies Γ_1 e Γ_2 , a energia consumida é:

$$W_{s12} \dot{=} \int_{s\Gamma_{12}} f \Delta v^* ds \quad (3.44)$$

$$W_{s12} \dot{=} 2 \pi r_f^2 v_f \tau_o [\alpha - (\text{sen } \theta \cos \alpha)] \quad (3.45)$$

$$2 \pi r_f^2 v_f \tau_o \left[\left[\frac{\alpha}{\text{sen}^2 \alpha} - \text{cotg } \alpha \right] - \left[\frac{\beta}{\text{sen}^2 \alpha_i} - \text{cotg } \alpha_i \right] \right] \quad (3.46)$$

c) Trabalho devido ao atrito:

O atrito ocorre ao longo das superfícies Γ_3 , Γ_4 e Γ_5 . Na superfície Γ_3 a energia consumida será:

$$W_{s3} \dot{=} \int_{s\Gamma_3} f \Delta v^* ds \quad (3.47)$$

Admitindo-se que τ_i é independente de r, obtém-se:

$$W_{s3} \dot{=} 2 \pi r_f^2 v_f \tau_i \text{cotg } (\alpha) \ln \frac{R_o}{R_{of}} \quad (3.48)$$

De forma semelhante, para a superfície Γ_4 , obtém-se:

$$W_{s4} \dot{=} \int_{s\Gamma_4} f \Delta v^* ds \quad (3.49)$$

Admitindo-se que τ_{ii} é independente de r, obtém-se:

$$W_{s4} \dot{=} 2 \pi r_f^2 v_f \tau_{ii} \text{cotg } (\beta) \ln \frac{R_o}{R_{of}} \quad (3.50)$$

A energia consumida na superfície de calibração é:

$$W_{s5} \dot{=} \int_{s\Gamma_5} f \Delta v^* ds = 2 \pi R_f v_f \tau_c L \quad (3.51)$$

d) Trabalho externo:

$$J^* = \pi r_f^2 v_f \sigma_{tref} \quad (3.52)$$

Finalmente, igualando-se o trabalho das forças internas ao trabalho das forças externas, obtém-se:

$$J^* = \sum_i^5 W_{si} \quad (3.53)$$

$$\pi r_f^2 v_f \sigma_{tref} =$$

$$2 \pi \sigma_o f(\alpha, \alpha_i) v_f R_r^2 \ln \frac{R_o}{R_{of}} + 2 \pi r_f^2 v_f \tau_o \left\{ \left[\frac{\alpha}{\text{sen}^2 \alpha} - \text{cotg } \alpha \right] - \left[\frac{\alpha_i}{\text{sen}^2 \alpha_i} - \text{cotg } \alpha_i \right] \right\} +$$

$$2 \pi r_f^2 v_f \tau_i \text{cotg } (\alpha) \ln \frac{R_o}{R_{of}} + 2 \pi r_f^2 v_f \tau_{ii} \text{cotg } (\alpha_i) \ln \frac{R_o}{R_{of}} + 2 \pi R_f v_f \tau_c L \quad (3.54)$$

Dividindo tudo por $\pi r_f^2 v_f$, obtém-se:

$$\sigma_{tref} = 2 \sigma_o f(\alpha, \alpha_i) \ln \frac{R_o}{R_{of}} + 2 \tau_o \left\{ \left[\frac{\alpha}{\text{sen}^2 \alpha} - \text{cotg } \alpha \right] - \left[\frac{\alpha_i}{\text{sen}^2 \alpha_i} - \text{cotg } \alpha_i \right] \right\} +$$

$$2 \tau_i \text{cotg } (\alpha) \ln \frac{R_o}{R_{of}} + 2 \tau_{ii} \text{cotg } (\alpha_i) \ln \frac{R_o}{R_{of}} + 2 \tau_c \frac{L}{R_f} \quad (3.55)$$

Nas superfícies de descontinuidade Γ_1 e Γ_2 tem-se o cisalhamento puro, e, portanto:

$$\tau_o = \frac{\sigma_o}{\sqrt{3}} \quad (3.56)$$

Substituindo, obtém-se:

$$\sigma_{tref} = 2 \sigma_o f(\alpha, \alpha_i) \ln \frac{R_o}{R_{of}} + 2 \frac{\sigma_o}{\sqrt{3}} \left\{ \left[\frac{\alpha}{\text{sen}^2 \alpha} - \text{cotg } \alpha \right] - \left[\frac{\alpha_i}{\text{sen}^2 \alpha_i} - \text{cotg } \alpha_i \right] \right\} +$$

$$2 \tau_i \text{cotg } (\alpha) \ln \frac{R_o}{R_{of}} + 2 \tau_{ii} \text{cotg } (\alpha_i) \ln \frac{R_o}{R_{of}} + 2 \tau_c \frac{L}{R_{of}} \quad (3.57)$$

Para as superfícies cilíndricas, a solução de Sachs para a trefilação sem atrito é:

$$\sigma_o = c + \sigma_o(1 - \ln r^2) \quad (3.58)$$

$$c = \sigma_{xb} + \sigma_o \ln r^2 \quad (3.59)$$

O critério de Tresca para trefilação é:

$$\sigma_\theta = \sigma_{xf} - \sigma_o \quad (3.60)$$

Para determinar o atrito nas superfícies cônicas, adota-se o modelo de Coulomb, que é dado por:

$$\tau = \mu \sigma_\theta \rightarrow c - \sigma_o(1 - \ln(r_i r_f)) \quad (3.61)$$

Substituindo-se τ_i e τ_{ii} e fazendo as devidas adaptações para os raios, obtém-se:

$$\begin{aligned} \sigma_{tref} = & 2 \sigma_o f(\alpha, \beta) \ln \frac{R_o}{R_{of}} + 2 \frac{\sigma_o}{\sqrt{3}} \left\{ \left| \frac{\alpha}{\text{sen}^2 \alpha} - \text{cotg } \alpha \right| - \left| \frac{\alpha_i}{\text{sen}^2 \alpha_i} - \text{cotg } \alpha_i \right| \right\} + \\ & 2 [c - \sigma_o(1 - \ln(r_i r_f))] \text{cotg}(\alpha) \ln \frac{R_o}{R_{of}} + 2 [c - \sigma_o(1 - \ln(r_i r_f))] \text{cotg}(\alpha_i) \\ & \ln \frac{R_o}{R_{of}} + 2 \tau_c \frac{L}{R_{of}} \end{aligned} \quad (3.62)$$

Na zona cilíndrica:

$$\tau_c = \mu \sigma_\theta = \mu (\sigma_{xf} - \sigma_o) \quad (3.63)$$

Portanto, fazendo as devidas substituições e rearranjando, obtém-se (AVITZUR, 1968):

$$\begin{aligned} \sigma_{tref} = & \\ \sigma_o \frac{f(\gamma) \ln \frac{R_o}{R_{of}} + \frac{2}{\sqrt{3}} \left\{ \left| \frac{\alpha}{\text{sen}^2 \alpha} - \text{cotg } \alpha \right| - \left| \frac{\alpha_i}{\text{sen}^2 \alpha_i} - \text{cotg } \alpha_i \right| \right\} + B \left(1 - \ln \frac{R_o}{R_{of}} \right) + 2\mu_1 \frac{L}{R_{of}}}{1 + 2\mu_1 \frac{L}{R_{of}}} \end{aligned} \quad (3.64)$$

Onde:

$$B = 2\{\mu_1 \cotg(\alpha) + \mu_2 \cotg(\alpha_i)\} \quad (3.65)$$

E:

$$f(\gamma) = f(\alpha, \alpha_i) = \frac{1}{\text{sen}^2 \alpha} \cdot \left[\cos \alpha_i \sqrt{1 - \frac{1}{12} \text{sen}^2 \alpha_i} - \cos \alpha \sqrt{1 - \frac{1}{12} \text{sen}^2 \alpha} + \frac{1}{\sqrt{132}} \ln \left(\frac{\sqrt{\frac{11}{12}} \cos \alpha_i + \sqrt{1 - \frac{11}{12} \text{sen}^2 \alpha_i}}{\sqrt{\frac{11}{12}} \cos \alpha + \sqrt{1 - \frac{11}{12} \text{sen}^2 \alpha}} \right) \right] \quad (3.66)$$

3.3.9.4. Método numérico - Método dos Elementos Finitos

A última linha de estudo da deformação na trefilação compreende os chamados métodos numéricos, cujo desenvolvimento, assim como os modelos analíticos, é associado à modelagem matemática do processo. Dentre as diversas técnicas, a mais utilizada atualmente em operações de conformação mecânica é o método dos elementos finitos (*finite element method*), cuja aplicação em outras áreas pode ser considerada consolidada (AVITZUR, 1987).

O Método dos Elementos Finitos (MEF) é um procedimento numérico para solução de equações diferenciais, típicas de problemas de engenharia (SEGERLIND, 1984). O FEM consiste na divisão da estrutura (ou domínio) em uma rede de pequenos elementos (subdomínios), conectados uns com os outros em nós, com graus finitos de liberdade, permitindo a elaboração de equações que associam os esforços aplicados à mudança de posição dos mesmos (especificamente no caso da análise de processos de deformação plástica) (DIETER, 1988; KOBAYASHI, 1989). A figura 3.23 mostra um elemento plano quadrilateral dotado de quatro nós nos vértices, identificados pelos subíndices i, j, k e m e sua respectiva função de forma para interpolação dos valores nodais.

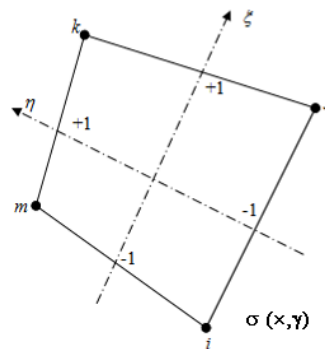


Figura 3:23: Esquema de um elemento quadrilateral (ANTUNES, 2003).

A solução do problema envolve a utilização e o cálculo de matrizes de rigidez para cada elemento da peça em estudo que, por sua vez, são unidos em uma matriz de rigidez geral da estrutura. As principais vantagens dessa técnica estão associadas à capacidade de obtenção de informações detalhadas (ROWE, 1977) e à possibilidade e facilidade de alterações nas características do material ou nos parâmetros considerados para o processo (KOBAYASHI, 1989). Por outro lado, a escolha da geometria e o tamanho dos elementos, dos próprios parâmetros de entrada da operação (por exemplo, o coeficiente de atrito), da curva de escoamento do metal (utilização de dados provenientes de testes monotônicos em processos que compreendem esforços diversos), e do modo de ajuste do modelo podem levar a discrepâncias entre os resultados observados e o comportamento real do material.

O FEM permite a análise estacionária ou transiente de corpos e/ou fluidos submetidos a carregamentos térmicos, mecânicos, eletromagnéticos. O domínio de análise pode apresentar geometrias complexas, ser compostos por diferentes materiais, estes com comportamento linear ou não, sujeitos a condições de contorno diversas. Problemas dessa natureza raramente possuem solução analítica.

SEGERLIND (1984) define três grupos básicos de procedimentos para solução numérica de equações diferenciais: o método de diferenças finitas, que aproxima as derivadas da equação de governo do fenômeno por equações de diferenças (extensamente usado nos trabalhos citados na revisão bibliográfica com bons resultados); o método variacional, que busca uma função que minimize o valor numérico da integral de dada equação diferencial (funcional). A função que satisfaz a

esta condição é a solução aproximada do problema, porém, não se aplica a problemas que possuam termos com derivadas de primeira ordem; e por fim, o método dos resíduos ponderados. Este adota uma solução aproximada $T^* = f(r,\theta,t)$ que, quando substituída na equação diferencial original, produz um resíduo $R(r,\theta,t)$. O método requer que a integral do produto do resíduo pré-multiplicado por uma função peso $W_i(r,\theta,t)$ seja nula. O índice i corresponde ao elemento, ou seja, dada uma função de aproximação, cada elemento da região discretizada possui uma equação de resíduo correspondente.

$$\int_A W_i(r,\theta,t)R(r,\theta,t)\partial A = 0 \quad (3.67)$$

4. METODOLOGIA

4.1. Descrição Geral do Trabalho

Neste trabalho foram estudados modelos de previsão da força de trefilação de aço. Para isso foram comparados os resultados obtidos através de métodos teóricos e experimentais.

O trabalho realizado foi dividido em cinco fases: (a) seleção dos principais métodos teóricos de previsão da força de trefilação; (b) simulação numérica e simulação através dos modelos analíticos existentes; (c) planejamento e execução dos experimentos em linha de produção; (d) análise e discussão dos resultados e (e) conclusão final.

A figura 4.1 apresenta o fluxograma geral do procedimento experimental do trabalho.

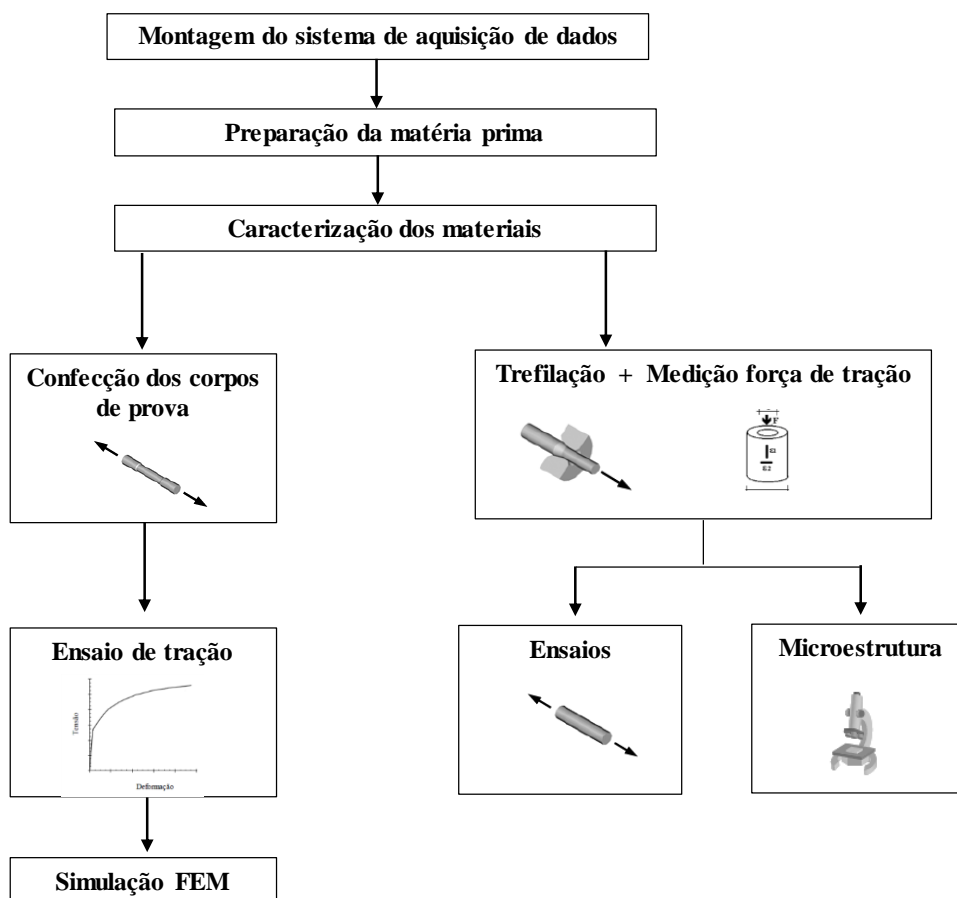


Figura 4.1: Representação geral do procedimento experimental do trabalho.

A medição da força de trefilação experimentalmente foi realizada na linha de produção da VMB. Os experimentos foram realizados na linha de produtos hidráulicos denominados Galpão B (PVH/B) da Trefilaria da VMB.

4.2. Materiais

4.2.1. Escolha das qualidades de aço

A qualidade do aço da matéria prima foi escolhida visando uma representatividade adequada dos principais produtos produzidos no Galpão B da Trefilaria da VMB no que diz respeito não só quanto à qualidade dos aços, como também quanto às bitolas das lupas e aos níveis de redução empregados. Os tubos sem costuras laminados utilizados como matéria prima para a trefilação são denominados lupas.

Deste modo foram escolhidas as seguintes qualidades de aços:

- DIN St 52 (aço ao manganês)
- SAE 1010 (aço baixo carbono)

4.2.2. Preparação da matéria prima - dimensão e estado de fornecimento

A lupa apresenta uma variação de parede ao longo do comprimento e para que esta variação não interfira na medição da força de tração durante a trefilação, foram utilizados tubos trefilados como matéria - prima nos experimentos. A dimensão do tubo trefilado selecionado foi:

- Bitola (diâmetro externo x parede): 33,4 x 5,0mm

A figura 4.2 apresenta as etapas de processamento da matéria prima para os experimentos.

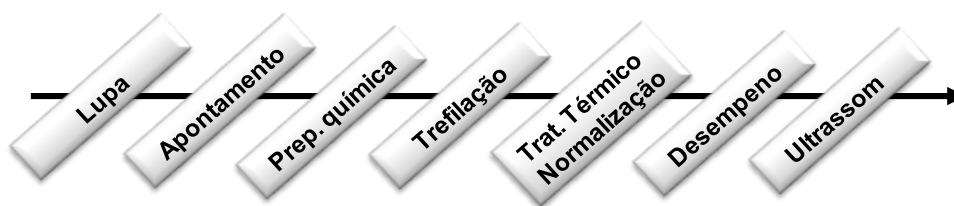


Figura 4:2: Etapas de processamento da matéria prima.

Após a trefilação da lupa foi realizado o tratamento térmico final de normalização para a obtenção de uma microestrutura homogênea e propriedades mecânicas características de material normalizado. Também foi realizado o ensaio não destrutivo de ultrassom (US) em 100% dos materiais com o objetivo de selecionar para os experimentos apenas tubos dentro da dimensão especificada e isentos de defeitos.

O US é um método de ensaio não destrutivo que tem por objetivo a detecção de defeitos ou descontinuidades, presentes nos mais variados tipos ou formas, além da garantia dimensional.

No final do processo, após o desempenho, foram retiradas amostras para a realização dos ensaios de caracterização.

4.2.3. Caracterização da matéria prima

Os procedimentos realizados para a caracterização da matéria prima consistiram em análise química, ensaio de dureza *Brinell* longitudinal, ensaio de tração longitudinal e ensaios metalográficos. Todos os ensaios citados foram realizados no Laboratório de Ensaio Mecânicos e Metalográficos da VMB.

A análise química foi realizada via espectrometria de emissão ótica, utilizando o ARL 4460. O método utilizado seguiu as normas ASTM E 415-08 e ASTM E 1329. Os resultados foram comparados à especificação técnica dos mesmos.

O ensaio de dureza *Brinell* foi realizado conforme a norma ASTM E 10-10. Os testes foram conduzidos com carga = 10kgf, tempo de aplicação = 20s e número de indentações = 3.

O ensaio de tração foi realizado seguindo a Norma ASTM A370-07a para corpos de prova (CP) de aço com forma tubular. O tipo de CP utilizado para o ensaio de tração longitudinal foi o CP em fita que foi obtido a partir de tiras cortadas do produto tubular como mostrado na figura 4.3 e usinado para as dimensões mostradas na figura 4.4.

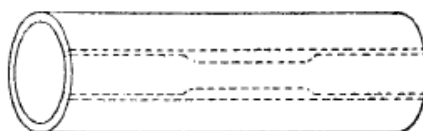


Figura 4:3: Obtenção do CP de aço em forma tubular (Norma ASTM A370-07a).

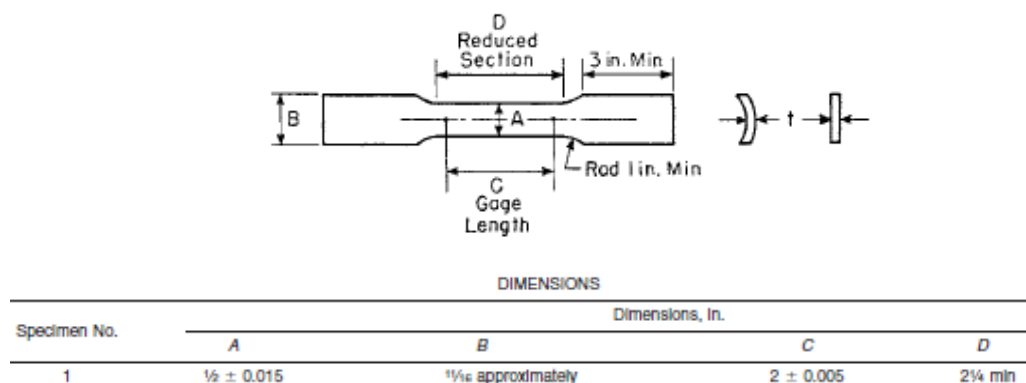


Figura 4:4: Dimensão do CP (Norma ASTM A370-07^a).

O ensaio de tração longitudinal é importante não somente para a determinação das propriedades mecânicas dos materiais, como também para a determinação das curvas tensão-deformação completas que serão utilizadas como dados de entrada para a simulação por elementos finitos. Nesse caso, fez-se necessário a utilização de “clip-gages” no CP até o início da estricção.

4.2.4. Preparação para os experimentos – apontamento e lubrificação

Após a obtenção dos tubos trefilados na bitola 33,4 x 5,00mm, todo o material foi encaminhado para o PVT, departamento responsável pelo apontamento e preparação química. Estas são etapas essenciais para a realização do processo de trefilação.

Para que o carro de tração possa puxar o tubo, é necessário fazer o apontamento de uma das extremidades do tubo. O apontamento pode ser realizado a quente ou a frio. O apontamento do material do experimento foi realizado a quente, utilizando o martelo AVS63.

O apontamento a quente é realizado através do martelo de forjar que aplica golpes de impacto rápidos sobre a superfície da peça aquecida criando uma região com diâmetro menor que o diâmetro do tubo, o que permite que este tubo passe pela matriz de trefilação. A figura 4.5 apresenta uma foto do martelo AVS63.



Figura 4:5: Apontamento no martelo AVS63.

O lubrificante utilizado foi a fosfatização de zinco seguido de saponificação. Para a obtenção da camada de fosfato é necessário um substrato com a superfície perfeitamente limpa, livre de quaisquer impurezas como óxidos, óleos, graxas ou partículas sólidas. Por este motivo os materiais foram submetidos a um pré-tratamento de limpeza antes da fosfatização: a decapagem. A decapagem foi realizada utilizando soluções (banhos) de ácido sulfúrico.

Após os tubos serem decapados, eles passaram por uma lavagem para retirar o excesso de ácido sulfúrico, carepas e limpar o tubo para o processo de fosfatização. A fosfatização foi realizada por imersão. A figura 4.6 apresenta a foto de um dos tanques da preparação química.



Figura 4:6: Tanque de preparação química.

Após a fosfatização os tubos foram imersos em tanques contendo sabão. Assim, uma parte da camada de fosfato de zinco é transformada em estearato de zinco. O estearato de zinco formado distribui-se finamente dividido sobre os cristais de fosfato de zinco. A figura 4.7 apresenta a superfície de uma amostra de tubo totalmente coberta de cristais de fosfatos.

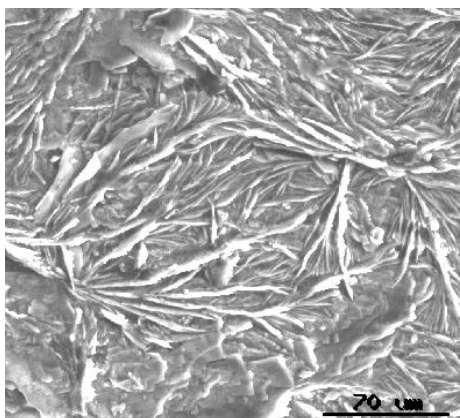


Figura 4:7: Foto da superfície do tubo totalmente coberta de cristais de fosfato.

4.3. Equipamentos

4.3.1. Sistema de Medição da Força

A figura 4.8 apresenta um desenho esquemático 2D e axissimétrico com a representação da configuração das forças durante o processo de trefilação de tubos com plugue fixo. A força de trefilação resulta do somatório das forças na matriz e no plugue.

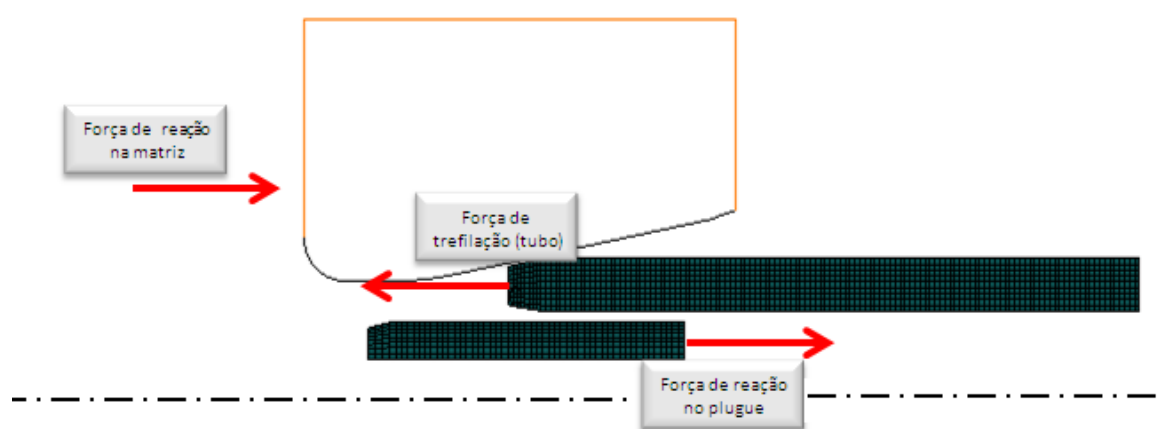


Figura 4:8: Forças na trefilação.

Para a medição da força de trefilação foi desenvolvido um dispositivo de medição de cargas. Este dispositivo foi composto por células de carga e um sistema de aquisição de dados.

A célula de carga é um transdutor de carga construído com extensômetros. Transdutor é qualquer dispositivo capaz de transformar um tipo de sinal em outro para permitir o controle de processos físicos, ou realizar uma medição, etc. O transdutor que utiliza o extensômetro elétrico de resistência como elemento sensor é um instrumento que transforma uma grandeza física qualquer (esforço, peso, deslocamento, torque, aceleração, pressão) em uma grandeza elétrica.

Ele é constituído basicamente de: elemento elástico; extensômetros e circuitos compensadores; invólucro externo. O elemento elástico é a peça que irá sofrer a deformação devido ao esforço aplicado. Os extensômetros que são colados no elemento

elástico apresentam uma variação relativa de resistência elétrica proporcional à deformação ocorrida. O invólucro externo funciona como uma proteção aos extensômetros e as ligações, contra poeira, umidade e danos mecânicos.

Os transdutores de carga normalmente utilizam quatro extensômetros ligados em circuito de ponte de *Wheatstone*, conforme é mostrado na figura 4.9. A montagem mais usual é: quatro extensômetros, dois transversais e dois longitudinais, deslocados de 90 graus ao longo da superfície externa do dispositivo.

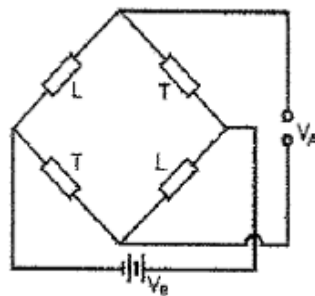


Figura 4:9: Ponte de Wheatstone.

Quando a carga P é aplicada no instrumento as deformações longitudinais (ε_L) e transversais (ε_T) são relacionadas com a carga pela seguinte expressão:

$$\varepsilon_L = \frac{P}{AE} \quad (4.1)$$

$$\varepsilon_T = \frac{\nu P}{AE} \quad (4.2)$$

Onde:

A = área carregada da secção transversal do instrumento

E = Módulo de Elasticidade do material do instrumento

ν = Módulo de Poisson do material do instrumento

A resposta dos extensômetros é:

$$\frac{\Delta R_1}{R_1} = \frac{\Delta R_3}{R_3} = k\varepsilon_L = \frac{kP}{AE} \quad (4.3)$$

$$\frac{\Delta R_2}{R_2} = \frac{\Delta R_4}{R_4} = k\varepsilon_T = \frac{kP}{AE} \quad (4.4)$$

A saída da ponte é dada por:

$$V_A = \frac{V_e k}{4} (\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 + \varepsilon_4) \quad (4.5)$$

Sendo que:

$$\varepsilon_2 = \nu\varepsilon_1 \quad e \quad \varepsilon_3 = \nu\varepsilon_4 \quad (4.6)$$

Portanto:

$$V_A = \frac{V_e k \varepsilon F}{2 A E} (1 + \nu) \quad (4.7)$$

Antes da realização dos experimentos foram realizadas as calibrações dos instrumentos de medição com o objetivo de avaliar se eles estão fornecendo medidas corretas. A calibração realiza o levantamento dos erros e estimativa das incertezas em instrumentos de medição. Os testes verificaram se os resultados das medições feitas pelo equipamento estão condizentes com o padrão de referência, avaliando a margem de erro existente entre as medições do instrumento e aquelas fornecidas pelos padrões.

A calibração foi realizada no laboratório Isaac Newton do setor de testes físicos da Fundação Centro Tecnológico de Minas Gerais (CETEC). O laboratório Isaac Newton pertence à rede brasileira de calibração e tem seu laboratório acreditado pela CGCRE/INMETRO.

4.4. Sistema de aquisição de dados

Para a aquisição dos dados foi necessária a montagem de um sistema para a captação e registro dos sinais das células de carga, do acelerômetro e da velocidade de trefilação.

Este sistema foi constituído de um módulo de aquisição de dados analógicos e digitais, condicionadores e conversores de sinais, além das fontes de alimentação.

Durante os experimentos, todos os sinais das células de carga, do acelerômetro e da velocidade de trefilação foram registrados no módulo de aquisição de dados. A figura 4.10 apresenta o desenho esquemático do sistema de aquisição de dados.

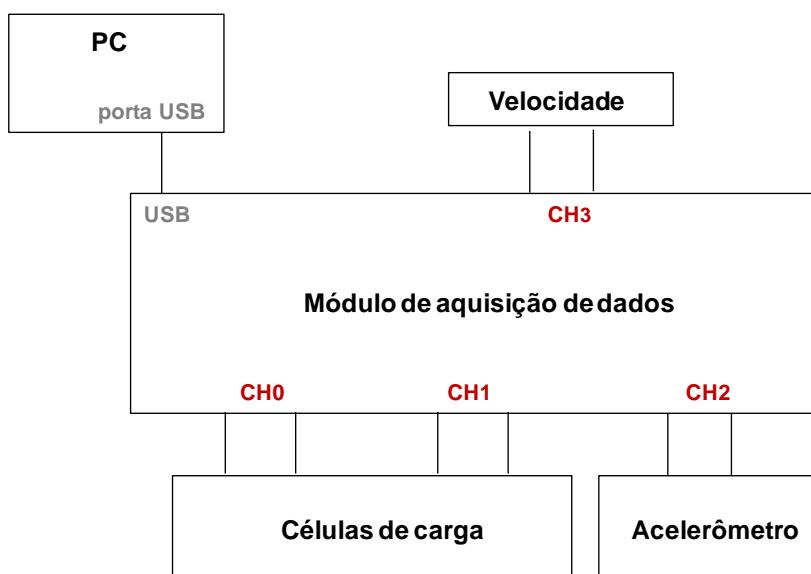


Figura 4:10: Desenho esquemático do sistema de aquisição de dados.

O acelerômetro foi utilizado para medir a vibração do porta matriz e, conseqüentemente, avaliar o desempenho da preparação química.

O acelerômetro é um instrumento capaz de medir a aceleração sobre objetos. Em estudos prévios foi verificado que a intensidade de vibração, medida em unidades de aceleração apresenta significativa correlação com o fenômeno de trepidação (ANTUNES, 2005). Com isso, este sinal pôde ser utilizado para se avaliar quantitativamente a qualidade da preparação química.

Todos os passes de trefilação foram realizados utilizando a velocidade máxima. Os dados foram coletados com uma taxa de aquisição de 120 amostras/s.

Durante os experimentos também foi realizada a medição da temperatura da célula de compressão para garantir que este equipamento não ultrapassasse a faixa de compensação térmica, uma vez que, durante a conformação mecânica, há a transferência de calor do material para os equipamentos.

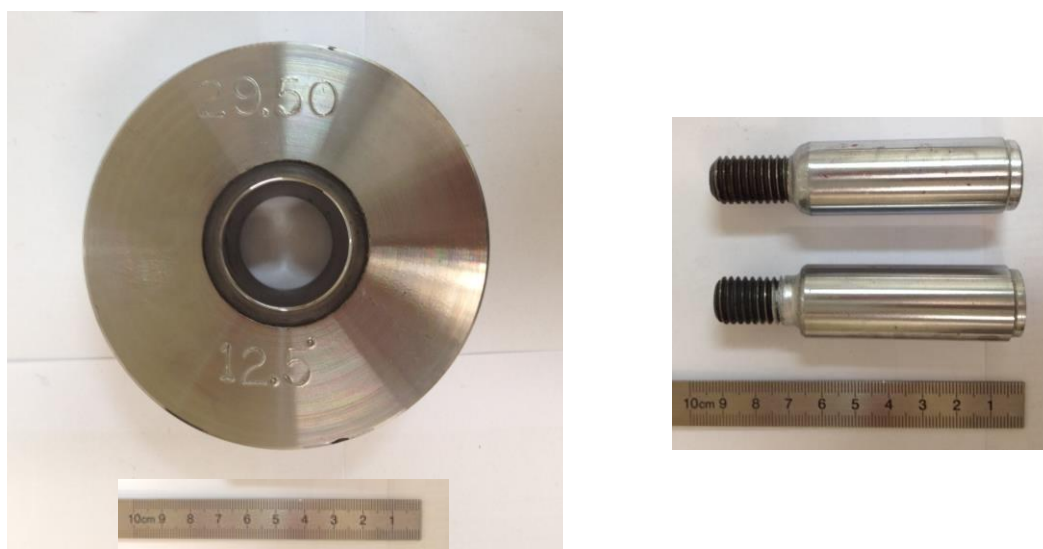
O controle desta temperatura é bastante importante, pois se considerando que a temperatura gera deformações em corpos sólidos e que estas poderiam ser confundidas com a provocada pela ação da força a ser medida, ocorre a necessidade de se “compensar” os efeitos de temperatura através de introdução no circuito de *Wheatstone* de resistências especiais que variem com o calor de forma inversa a dos extensímetros. Por isso, os ensaios realizados na faixa de compensação do equipamento permitem medições confiáveis.

4.5. Caracterização das ferramentas de trefilação

Para que os experimentos representassem a real condição de produção da V & M foram selecionadas ferramentas de uso comum da produção do Galpão B.

Foram utilizadas nove matrizes, todas constituídas de um núcleo de metal duro encarcado em outro material menos nobre.

Os plugues utilizados foram do tipo estacionário cromados com forma cilíndrica. A figura 4.11 apresenta algumas das ferramentas utilizadas.



a) Matriz de metal duro.

b) Plugue cromado.

Figura 4:11: Ferramentas de trefilação.

A caracterização dimensional das matrizes foi realizada no Laboratório de Metrologia do SENAI-MG (RBC 0154). Para a medição foi utilizada a máquina de medição por coordenadas LM-011, calibrada em 18/06/12, conforme certificado de calibração nº1440/12. O relatório de medição emitido pelo SENAI-MG atende aos requisitos de acreditação do CGCRE/INMETRO.

4.6. Procedimento experimental

4.6.1. Níveis de redução empregados

Os tubos de aço SAE 1010 de bitola 33,4 x 5,0mm foram submetidos a níveis de redução que variaram de 6,5% a 42,6%. Já os tubos de aço DIN St 52 de bitola 33,4 x 5,0mm foram submetidos a níveis de redução que variaram de 6,5% a 32,6%. Foram realizadas reduções de um passe de trefila para cada redução especificada totalizando nove trefilações para cada aço SAE 1010 e oito para o DIN St 52.

Estas reduções foram selecionadas com base na força de trefilação prevista pelo modelo matemático do sistema atualmente utilizado pela VMB. As reduções foram determinadas de tal modo que se obtenha detalhadamente a força de tração de 1 a 10t.

Nas tabelas IV.2 e IV.3 estão descritas as bitolas finais das reduções programadas para os aços SAE 1010 e DIN St 52, respectivamente. Todos os experimentos foram realizados em um passe de trefila partindo sempre da bitola 33,4 x 5,00mm.

Tabela IV.1: Trefilações programadas para o aço SAE 1010.

Aço SAE 1010 33,4 x 5,0 mm			
Experimentos	Øext	Parede	Redução %
1	32,4	4,9	6,5
2	31,8	4,8	8,8
3	31,5	4,7	11,3
4	31,0	4,5	16,0
5	30,5	4,3	20,7
6	30,0	4,1	25,2
7	29,5	3,8	31,2
8	29,0	3,6	35,6
9	28,0	3,3	42,6

Tabela IV.2: Trefilações programadas para o aço DIN St 52.

Aço ST 52 33,4 x 5,0 mm			
Experimentos	Øext	Parede	Redução %
1	32,4	4,9	5,1
2	31,8	4,8	8,8
3	31,5	4,7	11,3
4	31,0	4,5	16,0
5	30,5	4,4	19,2
6	30,0	4,2	23,7
7	29,5	4,0	28,2
8	29,0	3,8	32,6

Após a realização de cada experimento foram retiradas amostras para realização dos ensaios de tração longitudinal, dureza longitudinal *Brinell* e microestrutura.

4.6.2. Número de experimentos

Para a realização dos experimentos utilizando o aço SAE 1010 foram selecionados 135 tubos trefilados de bitola 33,4 x 5,00mm e para os experimentos utilizando o aço DIN St 52 120 tubos trefilados de mesma dimensão.

Foram trefilados 15 tubos para cada redução apresentada nas tabelas IV.1 (experimentos 1 a 9) e IV.2 (experimentos 1 a 8). Durante todos os experimentos o sistema de aquisição de dados registrou as medições da força nas células de carga, a vibração do acelerômetro e os valores da velocidade alcançados.

4.6.3. Tratamento dos dados coletados

Conforme descrito anteriormente, os sinais coletados das células, do acelerômetro e da velocidade do carro foram registrados no software TracerDAQ, em extensões .sch .csv e .txt. A figura 4.12 apresenta a interface do programa.

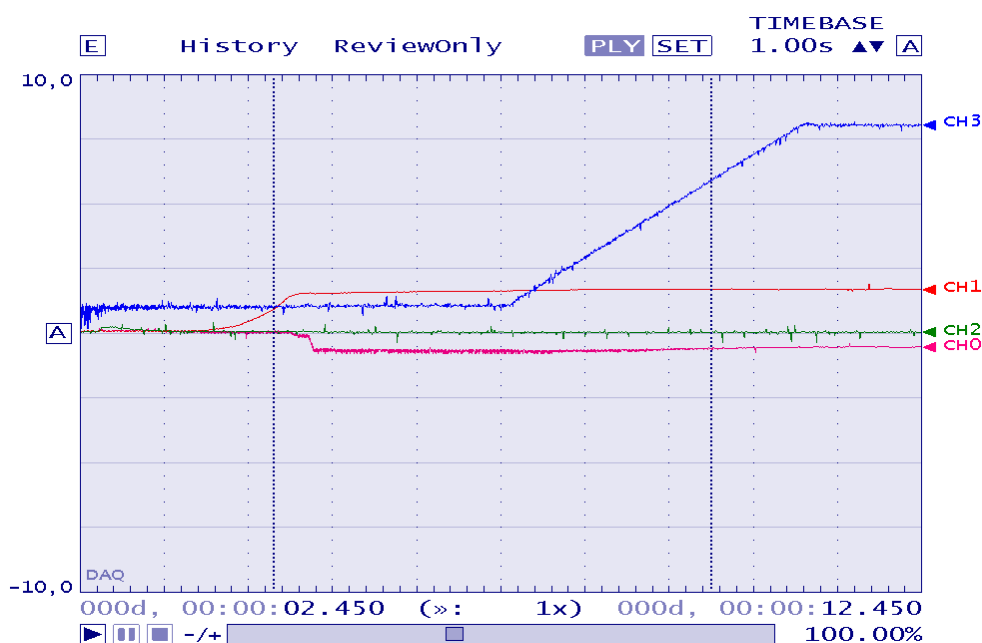


Figura 4:12: Interface do TracerDAQ.

Os canais CH0 e CH1 se referem aos sinais das células de carga, o canal CH2 ao acelerômetro e o CH3 à velocidade de trefilação. Os sinais de saída de todos os componentes citados foram dados em mV. Observa-se que a trefilação começa com uma velocidade baixa (linha azul) e vai aumentando gradualmente até atingir a velocidade máxima.

A figura 4.13 apresenta uma aquisição de dados completa.

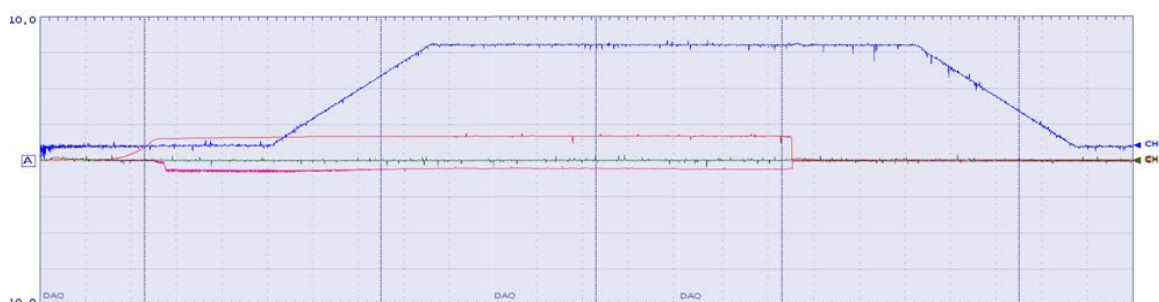


Figura 4:13: Dados registrados de uma trefilação completa.

Os sinais de saída das células de carga (mV) foram convertidos em toneladas utilizando as equações fornecidas através do certificado de calibração.

Apenas os dados das células de carga na região onde a velocidade permanece constante foram utilizados para comparação com os modelos analíticos, a simulação por elementos finitos e a equação de previsão da força de trefilação utilizada atualmente pela VMB.

Para cada redução proposta foram trefilados 15 tubos. Portanto, o tratamento dos dados de cada conjunto de 15 tubos consistiu em: análise do sinal do acelerômetro e descarte de dados quando necessária seguida da seleção da região na qual a velocidade permanecera constante e cálculo da média da força dos 15 tubos na região selecionada.

A média destes resultados foi comparada aos resultados das simulações através de elementos finitos e dos modelos matemáticos.

4.7. Simulação numérica: Método dos Elementos Finitos

O software utilizado nas simulações através do Método dos Elementos Finitos (MEF) foi o MSC.Marc® v2005r1.

Foram simulados todos os passes de trefilação realizados nos experimentos de cada material. Nas simulações as matrizes e plugues foram modelados conforme as ferramentas utilizadas nos testes em linha. As simulações foram realizadas com o objetivo de obter resultados comparáveis com os experimentos e conseqüentemente a estimativa do coeficiente de atrito.

A seguir, apresentam-se os aspectos do método de elementos finitos utilizados na formulação do modelo aplicado a trefilação de tubos utilizando como aplicativo o MSC.Marc.

4.7.1. Modelagem do tubo

a) Comportamento mecânico (modelo constitutivo)

Para a modelagem do comportamento mecânico do tubo foram utilizadas as curvas de tensão e deformação obtidas no ensaio de tração de cada material.

A curva obtida no ensaio de tração é a curva de tensão deformação de engenharia. A tensão de engenharia (σ) é definida pela relação onde F é a carga instantânea aplicada em uma direção perpendicular à seção reta da amostra e A_0 representa a área da seção original antes da aplicação de qualquer carga (CALLISTER, 2002).

$$\sigma = \frac{F}{A_0} \quad (4.8)$$

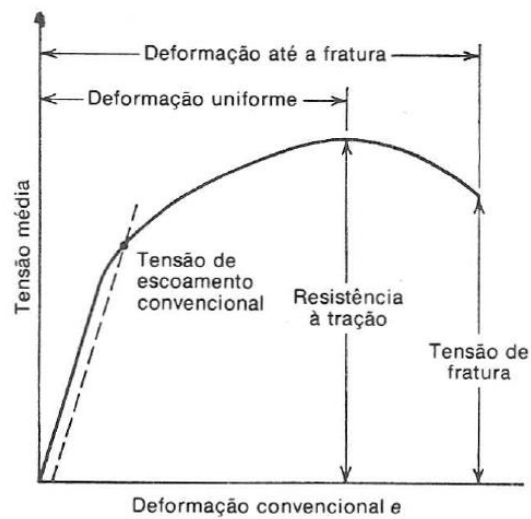


Figura 4:14: Curva tensão deformação de engenharia (DIETER, 1988).

Na região elástica (região anterior ao limite de escoamento), o material segue a lei de *Hooke*:

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (4.9)$$

Onde E é o modulo de elasticidade ou módulo de *Young*.

Na região plástica a curva tensão x deformação mostrada pode ser aproximada adotando-se vários modelos (ROWE, 1977). A figura 4.15 exemplifica algumas possibilidades de aproximação da curva real tensão x deformação.

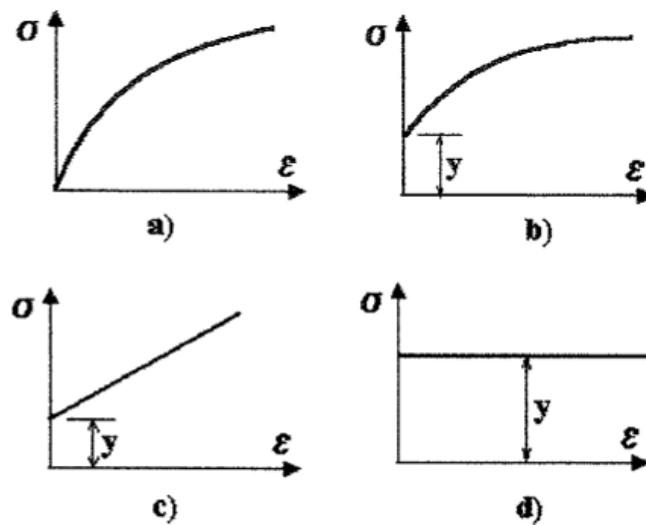


Figura 4:15: Aproximações da curva tensão x deformação verdadeira (ROWE, 1977).

A curva representada na figura 4.15a é aproximada da forma exponencial. A expressão mais comumente usada nesta aproximação é a chamada equação de *Holloman*:

$$\sigma = K \varepsilon^n \quad (4.10)$$

Onde K é o coeficiente de resistência e o n o coeficiente de encruamento.

Para alguns metais a curva melhor é ajustada empregando-se a equação de *Ludwick* (figura 4.15b):

$$\sigma = y + K \varepsilon^n \quad (4.11)$$

Onde y é correspondente ao limite de escoamento.

A figura 4.15c é um modelo que adota um encruamento linear na região plástica. A expressão neste caso é:

$$\sigma = B \varepsilon \quad (4.12)$$

Onde B é a constante plástica.

No modelo da figura 4.23d supõe-se não haver encruamento, sendo considerado rígido idealmente plástico:

$$\sigma = y \quad (4.13)$$

O modelo adotado neste trabalho foi o modelo não linear elasto-plástico isotrópico, obtido pela discretização da curva da figura 4.15. Para a obtenção do modelo, foi obtida a curva de tensão-deformação no ensaio de tração do material real.

A seguir, estão descritas as etapas realizadas para a transformação da curva do teste de tração em curva de tensão versus deformação verdadeira. Considerando que, plasticamente os metais conservam seu volume e que, até o limite de resistência a deformação é homogênea, pode utilizar a equação 4.7 para o cálculo da tensão de escoamento verdadeira σ a partir dos valores da tensão convencional σ_c e da deformação linear convencional e (valores obtidos no teste de tração).

$$\sigma = \sigma_c (1 + e) \quad (4.14)$$

Considerando a relação existente entre as deformações convencional e logarítmica: $\varepsilon = \ln(1+e)$, resulta que a deformação plástica verdadeira ε_p pode ser expressa como:

$$\varepsilon_p = \ln \left(1 + e - \frac{\sigma_p}{E} \right) \quad (4.15)$$

Após o limite de resistência as deformações deixam de serem homogêneas, conseqüentemente as equações acima não têm validade. Para contornar a situação existem três métodos para definir, após o início da estrição, a curva tensão x deformação verdadeira.

O método mais simples considera que, após o início da estrição a curva é uma semirreta cuja inclinação é igual a derivada da curva no ponto onde se atinge o limite de resistência.

Um dos métodos mais utilizados para representar a curva após o início da estrição é considerar uma semirreta que partindo do ponto onde se atinge o limite de resistência e passa pelo ponto correspondente à ruptura do corpo de prova.

O terceiro método se baseia na chamada correções de *Bridgman*. Este método requer certos aprimoramentos experimentais para medir os raios R e r instantâneos em vários

pontos da curva na região em que precisamente há instabilidade mecânica. Por isso, resulta em um método muito demorado que o torna inviável em termos industriais (CACCIOPOLI, 1983).

Neste trabalho utilizou-se o segundo método apresentado. Além disso, como o processo real ocorre a frio, o material foi modelado como sendo de tensão independente da temperatura, bem como independente da taxa de deformação.

b) Modelo geométrico

Foi construído um modelo geométrico bidimensional axissimétrico da secção transversal do tubo, com comprimento em torno de 70mm.

O diâmetro externo inicial do tubo foi de 33,4mm e espessura de parede de 5,00mm em todas as simulações. A bitola de saída variou de acordo com os experimentos realizados na linha de produção (tabelas IV.2 e IV.3).

4.7.2. Modelagem das ferramentas

A geometria da matriz foi modelada de acordo com as medições realizadas no SENAI-MG. Foi necessário modelar as ferramentas a cada simulação, uma vez que as matrizes utilizadas nos experimentos não eram completamente idênticas. Os parâmetros necessários para a modelagem geométrica foram: ângulo de entrada, ângulo de saída, comprimento da zona de calibração e raio de entrada da matriz.

O plugue modelado foi do tipo cilíndrico, portanto o parâmetro necessário foi o raio do plugue. Os plugues selecionados também foram os mesmos utilizados nos experimentos de linha.

Para a matriz foi adotado o modelo perfeitamente rígido e para o plugue um modelo elástico com aço ferramenta AISI H13, $E = 210 \text{ GPa}$ e $\nu = 0,3$ para coeficiente de Poisson.

4.7.3. Modelagem das interfaces tubo/ferramentas

Na interface tubo/ferramentas foi adotado o modelo de atrito de Coulomb. O coeficiente de atrito foi adotado de tal forma que o resultado da força de trefilação de cada passe igualasse ao resultado obtido experimentalmente.

4.7.4. Simulação do processo

O modelo utilizado foi bidimensional axissimétrico em torno do eixo X. Neste modelo foram empregados elementos isoparamétricos de quatro nós.

A matriz e o plugue permaneceram fixos durante todo o processo. Para aplicar o movimento do tubo de modo a forçá-lo a passar através das ferramentas, foi criado um dispositivo MPC (*multi point constraint*). Essa ferramenta matemática agrupa um determinado número de nós em uma configuração rígida, de forma que toda solicitação imposta ao nó mestre é diretamente transferida para os nós escravos. Assim, no movimento do tubo, ao nó mestre foi imposto um deslocamento adequado para cada deformação, enquanto os nós escravos estavam distribuídos na ponta do tubo.

O mesmo dispositivo foi utilizado para fixar o plugue na posição correta. Posteriormente, a força imposta á biela foi medida através da força imposta ao nó mestre referente ao plugue.

5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1. Caracterização dos materiais

Os procedimentos realizados para a caracterização da matéria prima, tubos trefilados de bitola 33,4 x 5,0mm em aço SAE 1010 e DIN St 52, consistiram na análise química, ensaio de tração longitudinal, ensaio de dureza *Brinell* longitudinal e ensaios metalográficos. Todos os ensaios citados foram realizados no Laboratório de Ensaio Mecânicos e Metalográficos da VMB.

5.1.1. Análise Química

A análise química foi realizada no laboratório químico da VMB via espectrometria de emissão ótica. Os resultados foram comparados às especificações técnicas (DIN-2391, 1994 e SAE J403, 2009) dos mesmos e com a média das corridas do aço SAE 1010 e DIN St 52 produzidas pela VMB no período de 2011 a 2012. Esta última comparação teve como objetivo verificar se a matéria prima utilizada representa o universo de corridas destes aços da VMB.

Os resultados da análise química das amostras de SAE 1010 estão de acordo com a especificação técnica do material. As amostras podem ser consideradas representativas das corridas do aço SAE 1010 produzidas pela VMB, uma vez que todos os elementos apresentam valores compatíveis com média histórica.

Os resultados da análise química das amostras de DIN St 52 também estão de acordo com a especificação técnica do material. Além disso, as amostras podem ser consideradas representativas das corridas do aço DIN St 52 produzidas pela VMB, uma vez que todos os elementos se encontram bem próximos da média histórica.

5.1.2. Propriedade Mecânica

5.1.2.1. Tração Longitudinal

O ensaio de tração foi realizado seguindo a Norma ASTM A370 para corpos de prova (CP) de aço com forma tubular. O tipo de CP utilizado para o ensaio de tração longitudinal foi o CP em fita. A figura 5.1 apresenta uma foto do CP em fita.

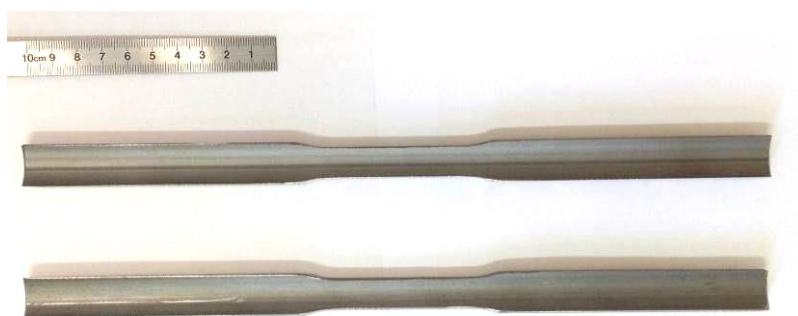
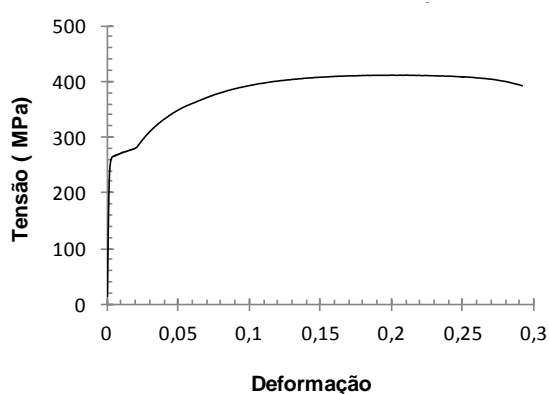
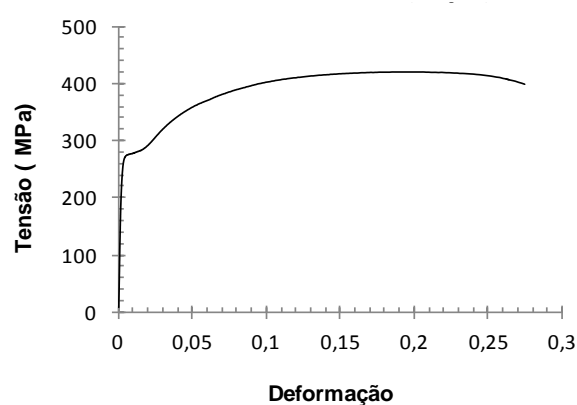


Figura 5:1: Corpo de prova em fita.

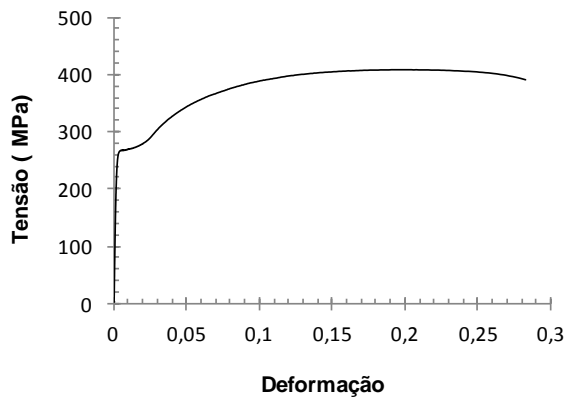
Foram realizados cinco ensaios de tração em cinco amostras diferentes de cada qualidade de aço. As figuras 5.2 e 5.3 apresentam, respectivamente, as curvas de escoamento à tração dos aços SAE 1010 e DIN St 52 obtidos neste ensaio.



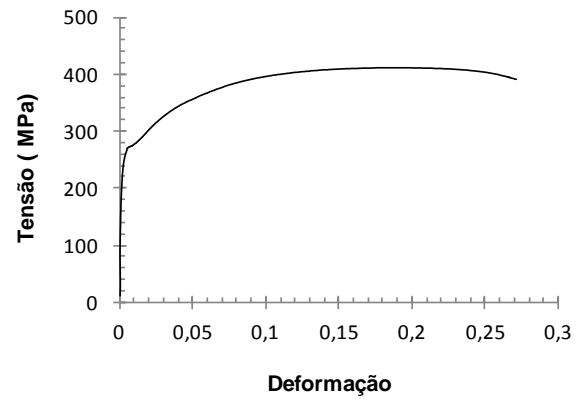
a) Amostra 1



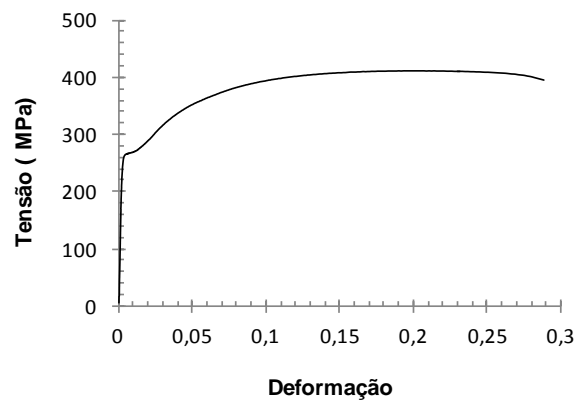
b) Amostra 2



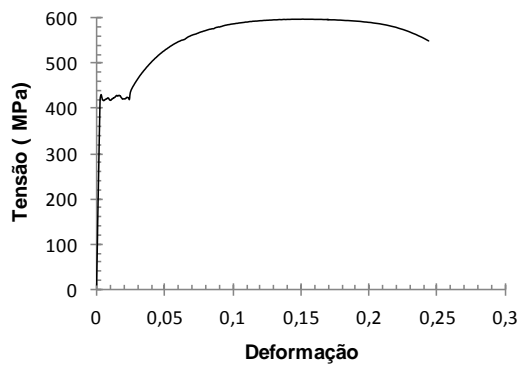
c) Amostra 3



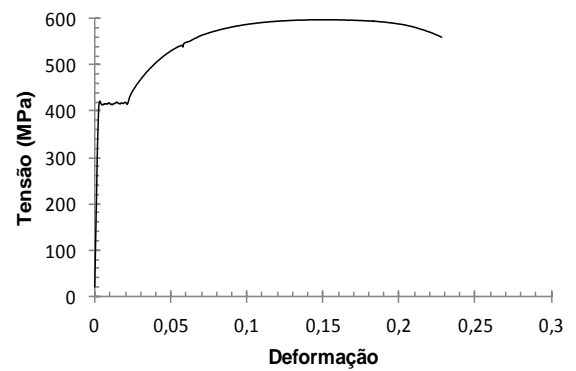
d) Amostra 4



e) Amostra 5

Figura 5:2: Curvas de escoamento obtidas no ensaio de tração do aço SAE 1010.

a) Amostra 1



b) Amostra 2

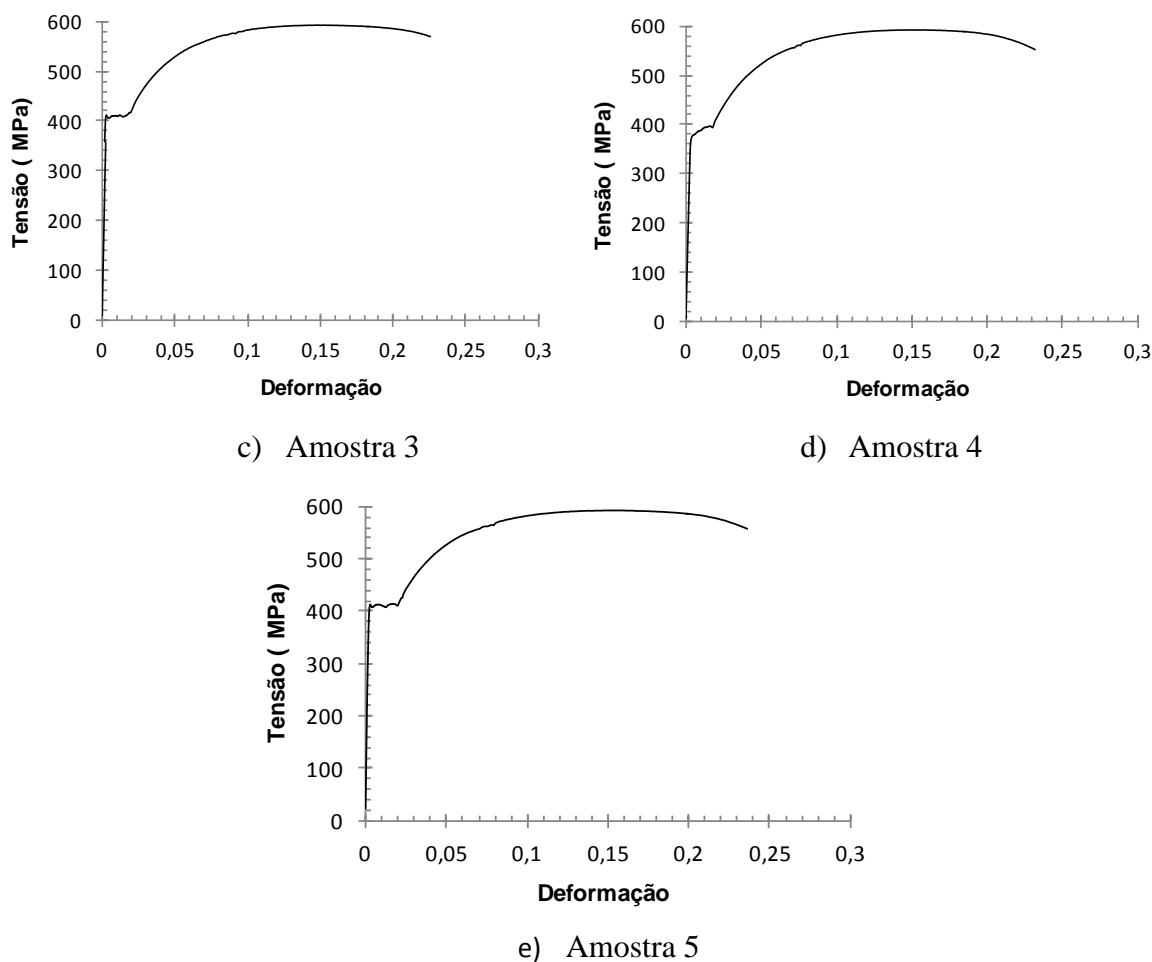


Figura 5:3: Curvas de escoamento obtidas no ensaio de tração do aço DIN St 52.

Observa-se que a curva de tensão deformação do aço DIN St 52 apresenta após o limite de elástico o fenômeno chamado patamar de escoamento, no qual a deformação aumenta enquanto a tensão oscila.

Este fenômeno está associado ao aparecimento de Bandas de Lüders (regiões superficiais com riscos, aproximadamente a 45° em relação ao eixo do corpo de prova). Estas bandas estão associadas aos movimentos de deslocções em planos de máximas tensões cisalhantes que, quando atingem a superfície, criam “degraus” no material, modificando localmente o brilho da superfície. Nesse instante, a tensão aumenta até que se liberem deslocções em outro plano (também aproximadamente 45°). Após a liberação, a tensão para movimentá-las é menor (então a tensão cai), gerando assim as oscilações observadas na tensão. Este processo continua até que sejam movimentadas

todas as deslocações (e a superfície do corpo de prova fique integralmente coberta pelas bandas de Lüders, manifestando-se como uma superfície opaca contínua).

Podem-se definir os seguintes parâmetros na curva: limite superior de escoamento (máxima tensão na faixa do patamar de escoamento) e limite inferior de escoamento (mínima tensão na faixa do patamar de escoamento). Entretanto, para fins práticos, utiliza-se o valor médio da tensão observada durante a ocorrência do patamar de escoamento.

Para os materiais que não apresentam patamar de escoamento, a determinação do ponto correspondente à tensão de escoamento (a partir do qual se iniciariam as deformações plásticas) é de difícil determinação experimental. Ainda que se admita que as deformações elásticas sejam unicamente lineares, a determinação do ponto onde este comportamento termina (ou seja, onde o segmento de uma reta se transforma em uma curva) é muito imprecisa. Neste caso procede-se da seguinte forma: é adotada uma deformação residual permanente (0,2% ou 0,5%, definida por norma, de acordo com o material a ser testado) (CACCIOPPOLI, 1983).

Nas tabelas V.1 e V.2 estão apresentadas as propriedades mecânicas das amostras do aço SAE 1010 e do DIN St 52: limite de escoamento a 0,2% (LE), limite de resistência ou resistência a tração (RT) e alongamento percentual (AL%).

Tabela V.1: Resultado do ensaio de tração longitudinal - SAE 1010.

Amostras	LE [MPa]	RT [MPa]	AL [%]
1	267	412	35
2	274	421	32
3	268	409	34
4	270	411	32
5	265	412	36
Média	269	413	34
DesvPad	3	5	2

Tabela V.2: Resultado do ensaio de tração longitudinal – DIN St 52.

Amostras	LE [MPa]	RT [MPa]	AL [%]
1	416	596	30
2	413	596	28
3	405	591	28
4	380	594	26
5	410	594	28
Média	405	594	28
DesvPad	14	2	1

Os resultados obtidos no ensaio de tração uniaxial tanto para o aço SAE 1010 quanto para o aço DIN St 52 mostraram uma excelente concordância entre as cinco amostras.

Para a utilização das curvas de escoamento na simulação numérica foi realizada a transformação da curva do teste tração em curva de tensão x deformação verdadeira. Para tal foi selecionado uma curva de cada aço obtida no ensaio de tração. As curvas escolhidas foram referentes à amostra cinco do SAE 1010 e amostra um do DIN St 52.

As figuras 5.4 e 5.5 apresentam as curvas do aço SAE 1010 e DIN St 52 verdadeiras.

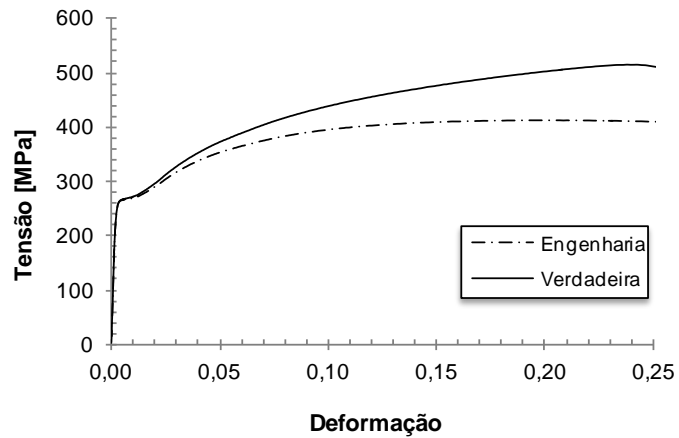


Figura 5:4: Curva tensão x deformação do aço SAE 1010.

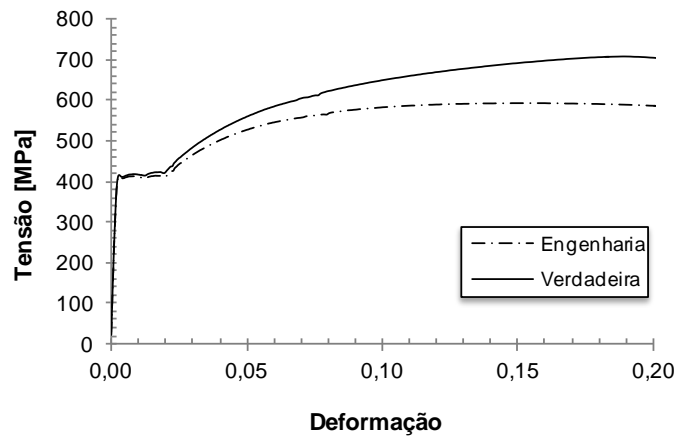


Figura 5:5: Curva tensão x deformação do aço DIN St 52.

Conforme descrito na metodologia, após o início da estrição foi realizada uma extrapolação da curva de *Holloman*. Também foram determinados os valores dos coeficientes K [MPa] e n [adimensional] que melhor ajustem a equação de *Holloman* para cada aço.

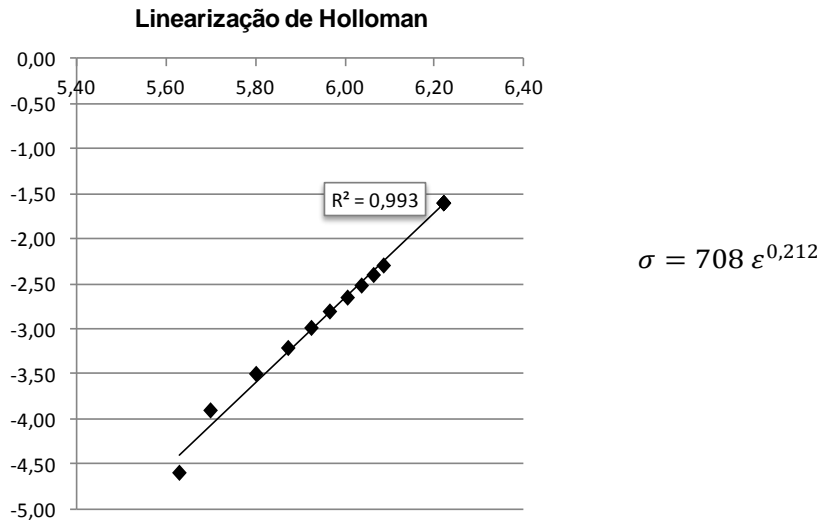


Figura 5:6: Determinação da equação de Holloman para o aço SAE 1010.

A equação de Holloman encontrada para o aço SAE 1010 apresentou uma excelente concordância com os valores encontrados na literatura. Um valor típico para estes parâmetros são: $K = 700 \text{ MPa}$ e $n = 0,20$ (CACCIOPOLI, 1983).

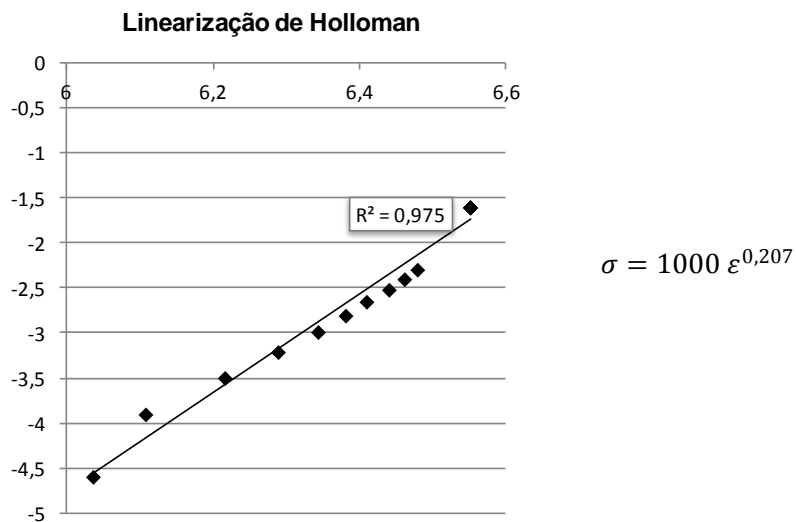


Figura 5:7: Determinação da equação de Holloman para o aço DIN St 52.

Não foram encontrados valores destes parâmetros na literatura para o aço DIN St 52.

5.1.2.2. Dureza Longitudinal Brinell

O ensaio de dureza *Brinell* foi realizado conforme a norma ASTM E 10. A figura 5.8 apresenta uma foto do corpo de prova para esse ensaio.

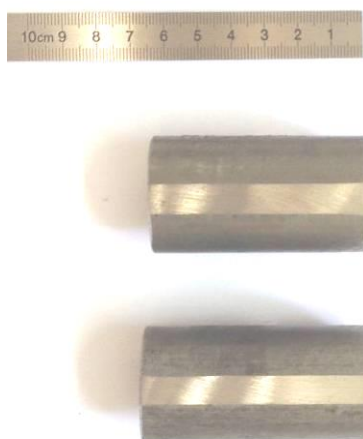


Figura 5:8: Corpo de prova para ensaio de dureza longitudinal.

O ensaio de dureza *Brinell* foi realizado em cinco amostras de tubos diferentes de cada qualidade de aço. Os resultados encontram-se nas tabelas V.3 e V.4.

Tabela V.3: Resultado ensaio de dureza - SAE 1010.

Dureza longitudinal HB - SAE 1010				
Amostras	Ponto 1	Ponto 2	Ponto 3	Média
1	117	115	121	118
2	115	114	115	115
3	118	122	121	120
4	117	119	116	117
5	115	119	119	118
Média Geral				118
DesvPad				2

Tabela V.4: Resultado ensaio de dureza – DIN St 52.

Dureza longitudinal HB - ST 52				
Amostras	Ponto 1	Ponto 2	Ponto 3	Média
1	165	163	162	163
2	167	171	166	168
3	164	167	165	165
4	166	167	171	168
5	170	166	171	169
Média Geral				167
DesvPad				2

5.1.3. Análise Metalográfica

5.1.3.1. Microestrutura

Os aspectos microestruturais do aço SAE 1010 e do DIN St 52 foram observados através de microscopia óptica. Nas figuras 5.9 e 5.10 estão exibidas as micrografias realizadas na seção transversal de uma das amostras de cada tipo de aço.

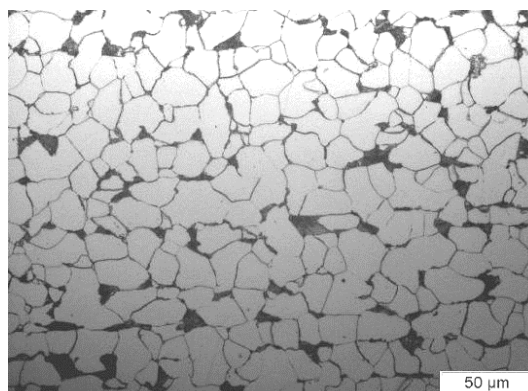


Figura 5:9: Micrografia da seção transversal das amostras aço SAE 1010 normalizado.

Ataque: Nital 5%.

As amostras de SAE 1010 apresentam uma microestrutura homogênea, grãos equiaxiais e refinados característicos de material normalizado. É constituída de ferrita e perlita.

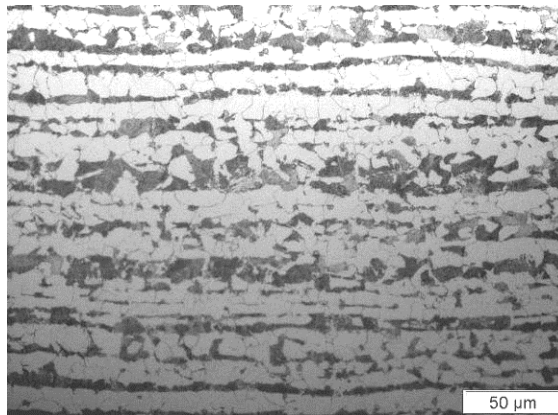


Figura 5:10: Micrografia da seção transversal das amostras de aço DIN St 52 normalizado.

Ataque: Nital 5%.

As amostras do aço DIN St 52 apresentam uma estrutura bandada constituída de “bandas” alternadas de ferrita e perlita.

O mecanismo de formação do bandeamento está ligado à segregação dos elementos substitucionais. Quando o aço é austenitizado, a segregação dos substitucionais não é eliminada, devido à baixa difusividade destes elementos. Assim, diferentes regiões do aço (“bandas”) têm diferentes composições químicas e, conseqüentemente, diferentes comportamento na transformação de decomposição da austenita. Assim, a decomposição da austenita se inicia nas regiões mais pobres em elementos de liga que estabilizam esta fase (ou, alternativamente, mais ricas em elementos que estabilizam a ferrita). Se o aço é resfriado com velocidade suficientemente lenta para permitir a difusão do carbono, este elemento é rejeitado pelas regiões que se transformam para ferrita inicialmente (em vista da baixa solubilidade nesta fase) e se concentra nas regiões que permanecem austeníticas. Quando estas regiões se transformam, estão suficientemente ricas em carbono para formar constituintes bastante diferentes do que seria a estrutura “média” do aço. É comum que se transformem em perlita em aços ligados ao manganês de médio carbono normalizados ou resfriados ao ar após a laminação a quente (COLPAERT, 2008).

5.2. Resultados das simulações analíticas

5.2.1. Simulação pelo Método dos Blocos

Os resultados das simulações empregando-se o método dos blocos são discutidos a seguir. As figuras 5.11 e 5.12 mostram as curvas da força de trefilação em função das reduções de área realizadas nos experimentos para valores do coeficiente de atrito variando entre 0,02 a 0,05 entre a matriz/tubo (μ_1) e plugue/tubo (μ_2) para os aços SAE 1010 e DIN St 52. Esta faixa de coeficiente de atrito foi selecionada em função da literatura que especifica para o processo de trefilação os valores típicos do coeficiente de atrito (μ) de 0,02 a 0,05 (LANGE, 1985).

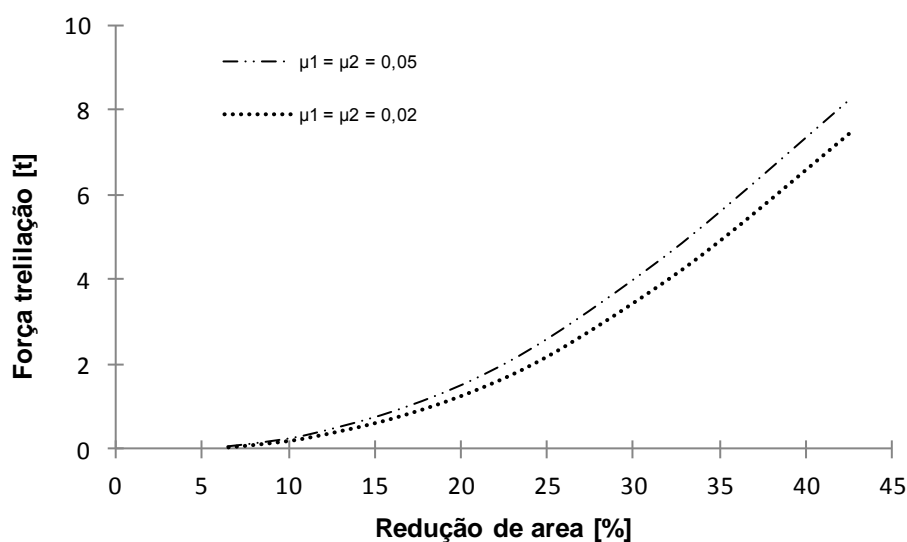


Figura 5:11: Curva força de trefilação x Redução de área para o aço SAE 1010.

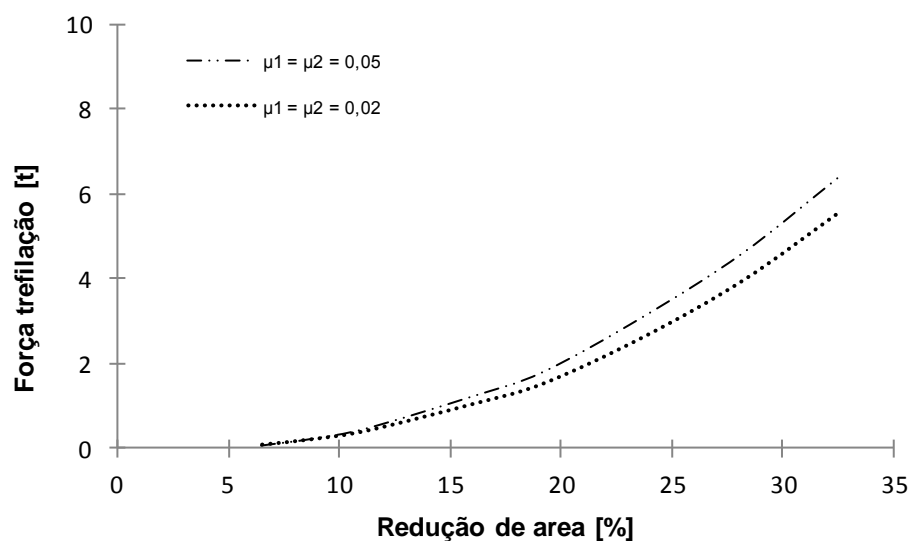


Figura 5:12: Curva força de trefilação x Redução de área para o aço DIN St 52.

Estas curvas mostram que o modelo prevê o aumento da força de trefilação com o aumento do coeficiente de atrito. Para a obtenção destas curvas foram utilizados os semiângulos das matrizes utilizadas nos experimentos.

5.2.2. Simulação pelo Método do Limite Superior

A simulação com o método do limite superior também foi empregada para todos os passes de trefilação realizados experimentalmente para cada qualidade de aço selecionada.

As figuras 5.13 e 5.14 apresentam as curvas de força de trefilação em função das reduções de área para valores do coeficiente de atrito variando entre 0,02 a 0,05 entre a matriz/tubo (μ_1) e plugue/tubo (μ_2) para os aços SAE 1010 e DIN St 52.

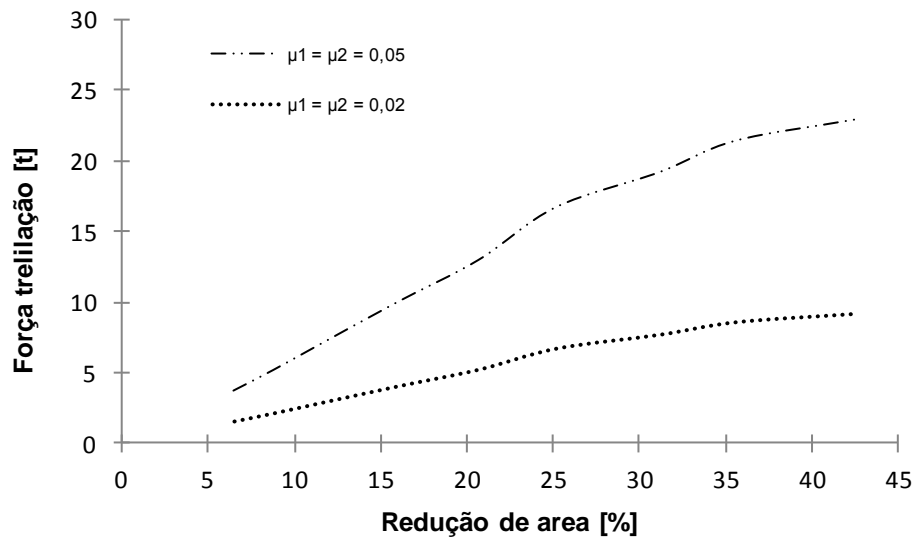


Figura 5:13: Curva força de trefilação x Redução de área para o aço SAE 1010.

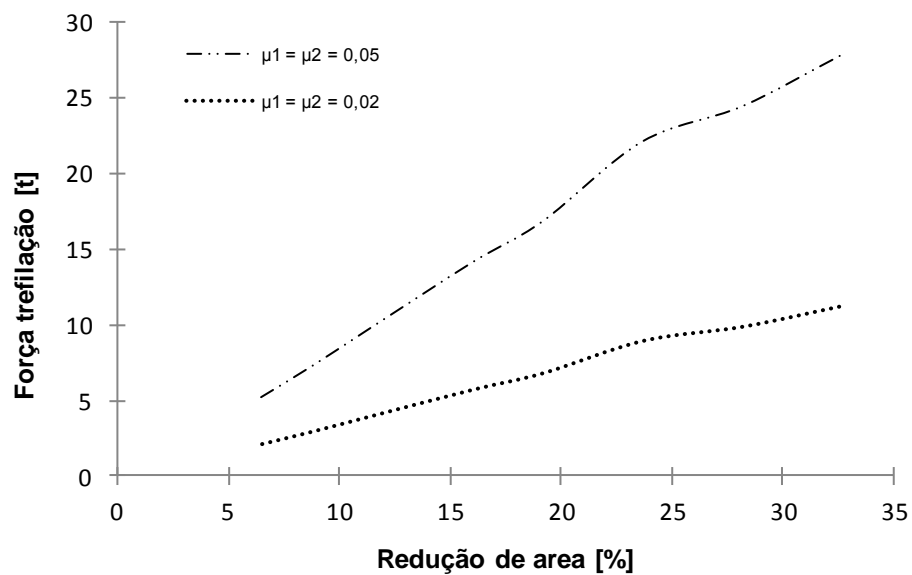


Figura 5:14: Curva força de trefilação x Redução de área para o aço DIN St 52.

A força de trefilação é maior para maiores valores de coeficiente de atrito. Os valores encontrados para a força de trefilação são maiores do que aqueles obtidos pelo método dos blocos, uma vez que, o MLS leva em consideração também o trabalho redundante, diferentemente do método dos blocos.

Para a obtenção destas curvas também foram utilizados os semiângulos e o comprimento de calibração das matrizes utilizadas nos experimentos.

5.3. Simulação pelo Método dos Elementos Finitos

5.3.1. Simulações iniciais

Conforme descrito na metodologia, as ferramentas da simulação, matriz e plugue, foram desenhadas com as dimensões idênticas às ferramentas utilizadas nos experimentos. As ferramentas que foram selecionadas apresentaram algumas variações no semi-ângulo da matriz (α). Como este parâmetro influencia diretamente a força de trefilação, a primeira simulação através do MEF foi realizada com o objetivo de verificar a influência deste fator. O raio não foi medido e considerado constante, conforme especificado no desenho técnico das ferramentas.

As matrizes dos experimentos apresentaram uma variação do semiângulo de $1^{\circ} 25'$. Para verificar a influência da variação do semiângulo da matriz foi simulada a força de trefilação para uma mesma redução variando apenas o semiângulo.

A seguir serão apresentados os resultados obtidos da força de trefilação para uma mesma redução utilizando ferramentas de ângulos diferentes; o maior e o menor ângulo utilizado nos experimentos. A figura 5.15 refere-se a uma redução de área de 25,2% do aço SAE 1010.

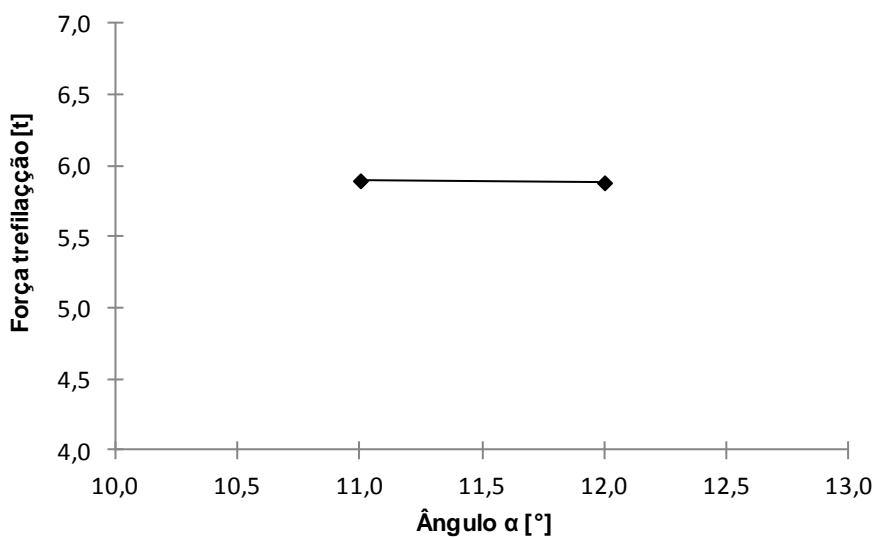


Figura 5:15: Força trefilação x semi-ângulo da matriz (α) para redução de área de 25,2% do aço SAE 1010.

A figura 5.16 refere-se a uma redução de área de 23,7% do aço DIN St 52.

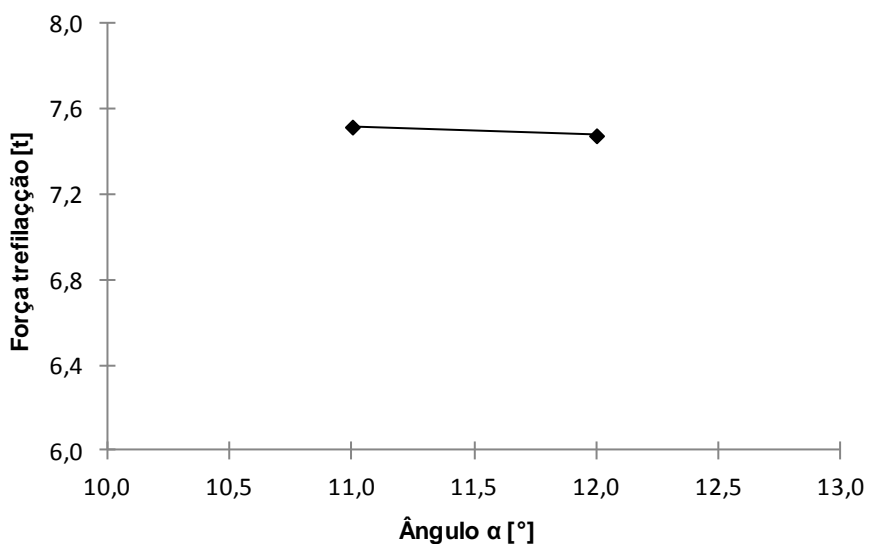


Figura 5:16: Força trefilação x semi-ângulo da matriz (α) para redução de área de 23,7% do aço DIN St 52.

Observa-se que a variação da força de trefilação em função da variação encontrada nas matrizes é pequena, da ordem de 0,2% para SAE 1010 e de 0,5% para DIN St 52.

A simulação através do método dos elementos finitos foi realizada para todos os passes de trefilação realizados experimentalmente. A figura 5.17 apresenta o gráfico da força de trefilação (FT) durante a simulação por elementos finitos para o experimento 1 do aço SAE 1010.

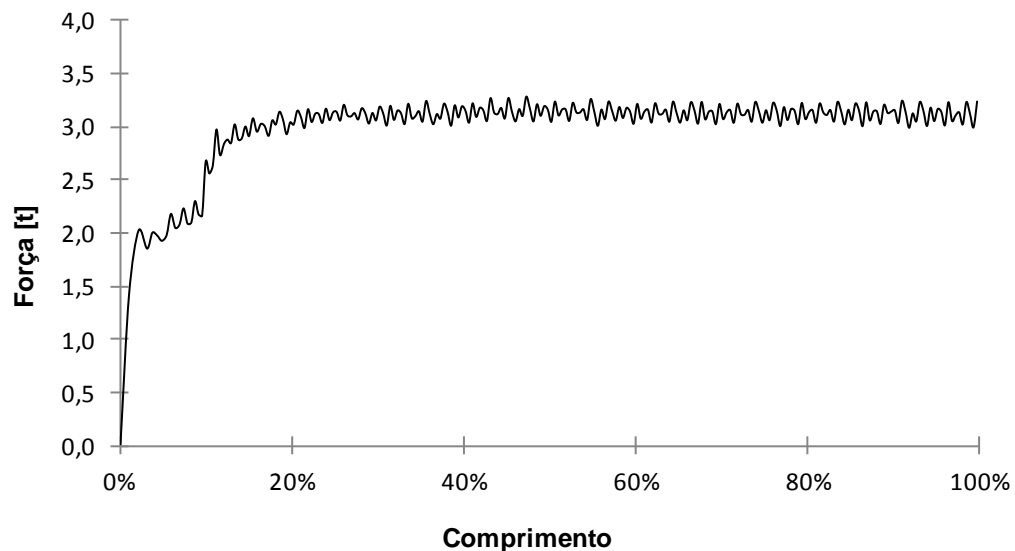


Figura 5:17: Curva da simulação por elemento finitos do experimento 1 aço SAE 1010.

Para a simulação de cada passe, os coeficientes de atrito entre o tubo/matriz e a tubo/plugue foram ajustados de tal forma que os resultados da simulação e dos experimentos apresentassem a melhor concordância entre si.

Esta abordagem do coeficiente de atrito é bastante simplificada, uma vez que, para o estudo deste parâmetro é preciso realizar uma análise mais detalhada levando em consideração todo o sistema tribológico. Neste trabalho, o coeficiente de atrito foi utilizado como um coeficiente de ajuste entre os dados experimentais e a simulação.

Segundo LANGE (1985), o coeficiente de atrito para trefilação de barras e tubos se encontra na faixa de 0,02 a 0,05. A comparação dos valores encontrados com os valores da literatura não pode ser realizada de forma simplista, uma vez que não se conhece detalhadamente as condições de testes nos quais foram obtidas a faixa de 0,02 a 0,05.

Diversos fatores podem influenciar nos resultados, como tipo de lubrificação, a topografia das superfícies, tipos de materiais em contato, entre outros, e devem ser levados em consideração para a realização da comparação. Por exemplo, neste experimento foram utilizados como matéria- prima tubos trefilados que apresentam uma superfície mais lisa do que tubos laminados.

Os valores encontrados na simulação foram inferiores a esta faixa para o DIN St 52. Fatores como a qualidade superficial dos tubos trefilados e a condição de lubrificação podem ter contribuído para os valores encontrados do coeficiente de atrito para o aço DIN St 52. O mesmo comportamento não foi encontrado para o aço SAE 1010, os coeficientes ficaram dentro da faixa encontrada na literatura.

As etapas da preparação química envolvem diversos parâmetros, desde a concentração, tempo de imersão e temperatura do banho de ácido na decapagem, concentração, tempo e temperatura do fosfato, neutralizantes e sabão dentre outros. Estes fatores influenciam diretamente a qualidade da lubrificação, além de haver uma preparação mais adequada para cada tipo de aço. Apesar da VMB utilizar condições de preparação globais que atendem satisfatoriamente à maioria dos aços produzidos, a diferença na faixa do coeficiente de atrito encontrada entre os aços SAE 1010 e DIN St 52 pode significar que as condições utilizadas na preparação química dos tubos destes experimentos favoreceram o DIN St 52.

5.3.2. Simulações finais

A seguir serão apresentados os resultados da simulação pelo MEF para todos os experimentos realizados. Todas as simulações foram realizadas com ferramentas desenhadas com as dimensões idênticas às ferramentas utilizadas nos experimentos e a posição do plugue com 100% de avanço.

A figura 5.18 apresenta a curva força de trefilação versus a redução de área através do MEF para aço SAE 1010.

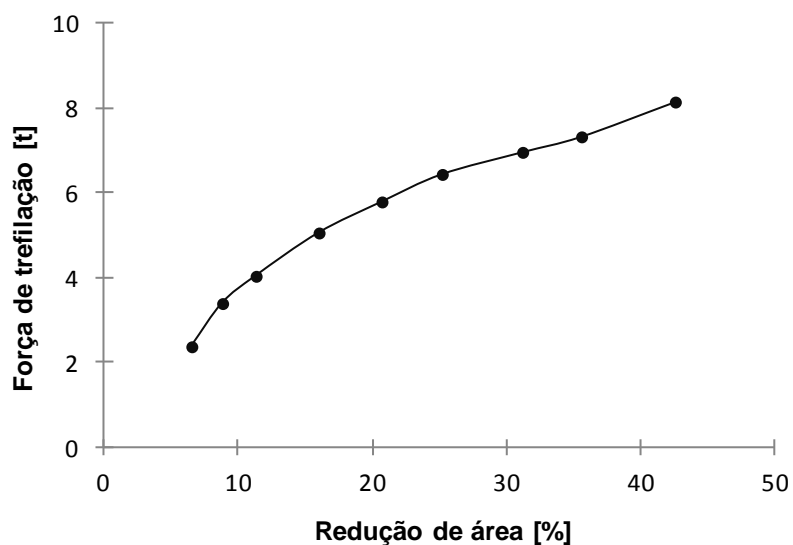


Figura 5:18: Curva força de trefilação x redução de área através MEF aço SAE 1010.

A figura 5.19 apresenta a curva força de trefilação versus a redução de área através do MEF para aço DIN St 52.

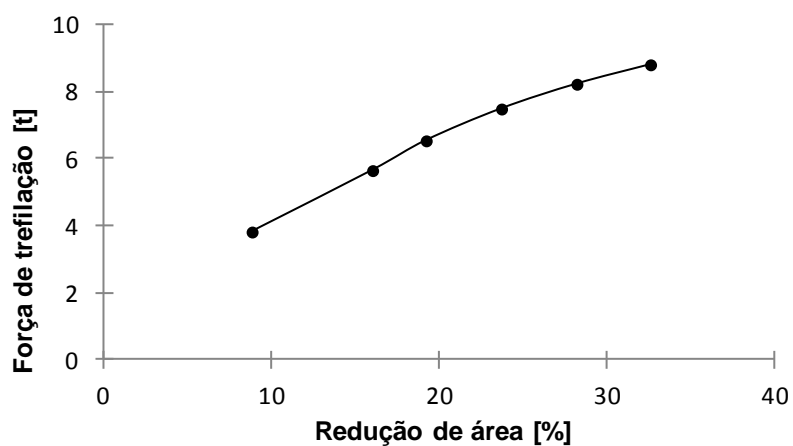
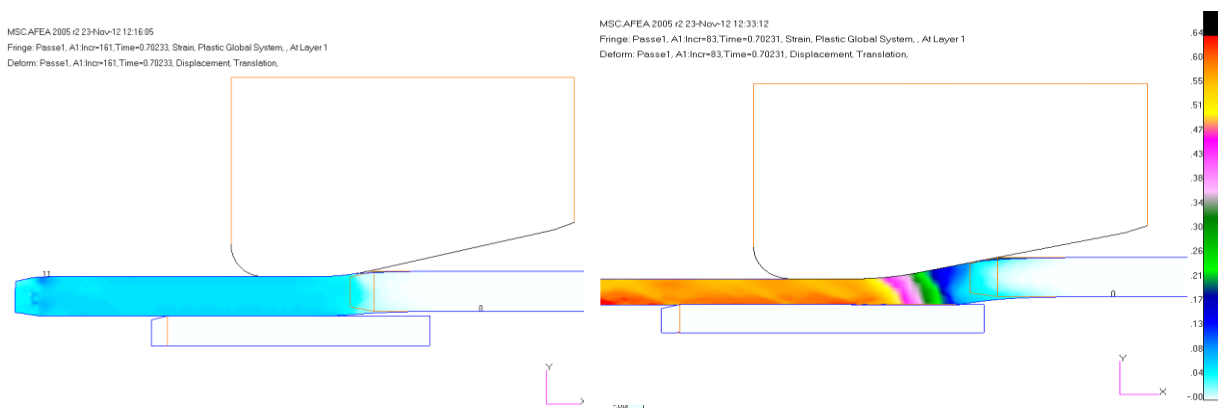


Figura 5:19: Curva força de trefilação x redução de área através MEF aço DIN St 52.

As figuras 5.20 e 5.21 mostram as imagens obtidas na simulação com o MEF para as deformações do aço SAE 1010 com reduções de área de 6,5% e 42,6% e do aço DIN St 52 com reduções de 8,8% e 32,6%, respectivamente.

Como a relação de parede e diâmetro entre todos os passes de trefilação realizados para cada qualidade de aço é bastante similar, os materiais apresentaram o mesmo perfil de

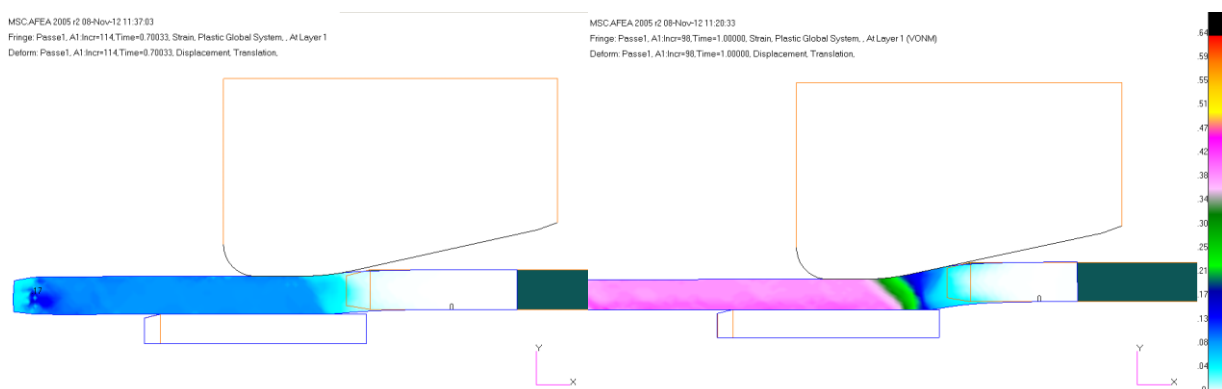
tensão e deformação durante a simulação. Devido a esta semelhança serão apresentados apenas os gráficos para a redução mais leve e a mais severa realizada para cada aço.



a) Redução de área 6,5%.

b) Redução de área 42,6%.

Figura 5:20: Deformação equivalente aço SAE 1010.



a) Redução de área 8,8%.

b) Redução de área 32,6%.

Figura 5:21: Deformação equivalente aço DIN St 52.

Observa-se em todas as imagens que a deformação é homogênea em toda a superfície do tubo sendo mais acentuada na condição de maior redução de área.

5.4. Resultados dos experimentos

Os experimentos foram executados conforme planejado nas tabelas IV.2 e IV.3. Conforme já relatado, foram realizadas 15 repetições de cada passe de trefilação proposto. Portanto, foram obtidas 15 medições da força de trefilação para cada passe e qualidade de aço e a média destas medidas será apresentada a seguir.

5.4.1. Resultados experimentais para o aço SAE 1010

A tabela V.5 apresenta os resultados das medições realizadas experimentalmente para o aço SAE 1010.

Tabela V.5: Resultados das medições experimentais para o aço SAE 1010.

Experimento	Redução de área [%]	FT total [t]	
		Média	DesvPad
1	6,5	3,22	0,11
2	8,8	3,76	0,19
3	11,3	4,57	0,27
4	16,0	4,77	0,28
5	20,7	5,40	0,20
6	25,2	5,85	0,24
7	31,2	7,16	0,33
8	35,6	7,19	0,19
9	42,6	8,00	0,22

A figura 5.22 mostra as curvas referentes à tabela V.5: a força total de trefilação para cada redução de área realizada.

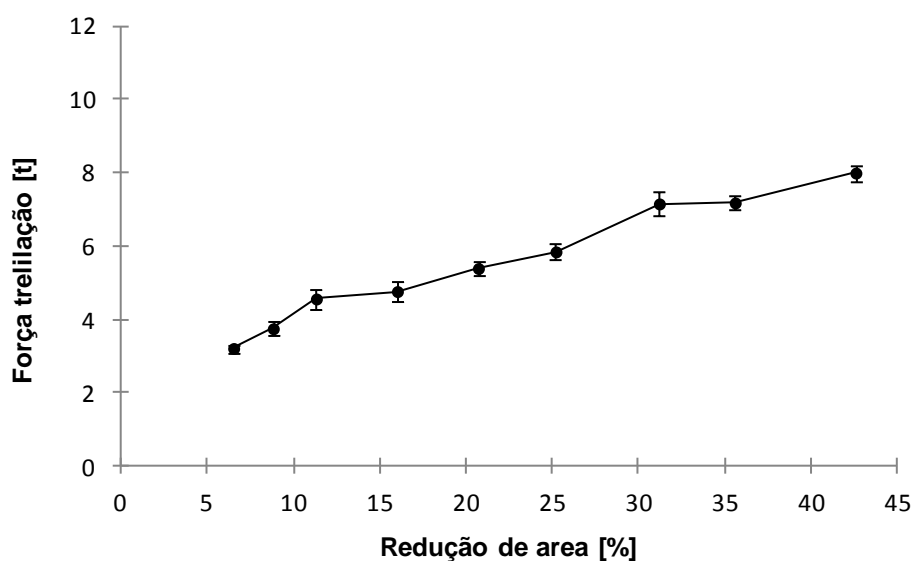


Figura 5.5:22: Força total x redução de área, SAE 1010.

5.4.2. Resultados experimentais para o aço DIN ST 52

A tabela V.6 apresenta os resultados das medições realizadas experimentalmente para o aço DIN St 52.

Tabela V.6: Resultados das medições experimentais para o aço DIN St 52.

Experimento	Redução de área [%]	FT total [t]	
		Média	DesvPad
2	8,8	3,91	0,16
4	16,0	5,67	0,16
5	19,2	6,53	0,12
6	23,7	7,18	0,16
7	28,2	8,17	0,28
8	32,6	9,11	0,21

Os experimentos 1 e 3 para o aço DIN St 52 foram descartados, pois o cabo de uma das células foi danificado durante os testes invalidando os dados coletados.

A pequena dispersão dos resultados evidencia não só uma boa qualidade na coleta dos sinais, como também a seleção de uma matéria prima homogênea em relação à qualidade superficial (lubrificação) e ao dimensional.

A figura 5.23 mostra a curva referente à tabela 5.6: força total de trefilação para cada redução de área realizada.

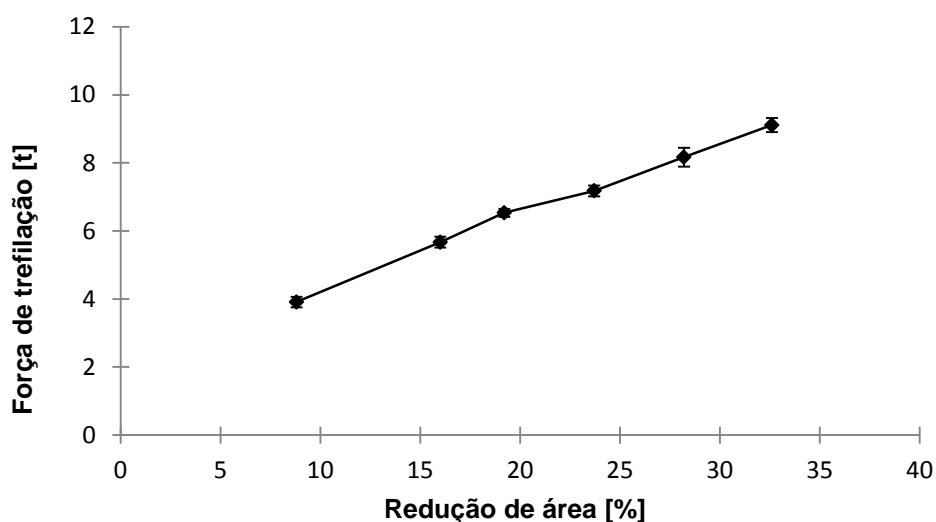


Figura 5:23: Força tração total x redução de área, DIN St 52.

5.4.1. Caracterização dos tubos trefilados

Após a realização de cada experimento foram retiradas amostras para a realização dos ensaios de tração longitudinal, dureza longitudinal *Brinell* e microestrutura. Os resultados destes ensaios para cada qualidade de aço estão apresentados a seguir.

5.4.1.1. Propriedade mecânica

Nas figuras 5.24 e 5.25 estão apresentadas as curvas de limite de escoamento (LE), resistência à tração (RT) e alongamento percentual (AL) em função da redução de área para cada qualidade de aço.

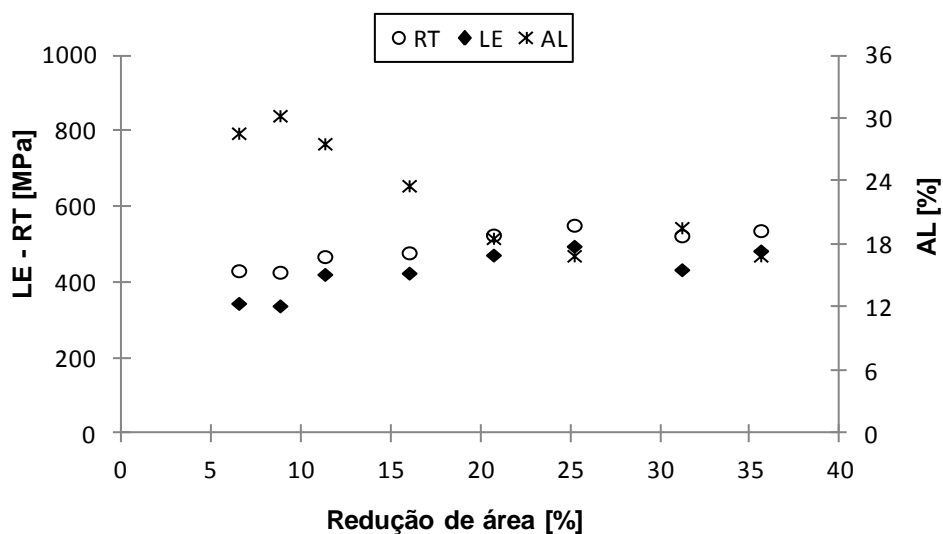


Figura 5:24: Propriedade mecânica em função da redução de área aço SAE 1010.

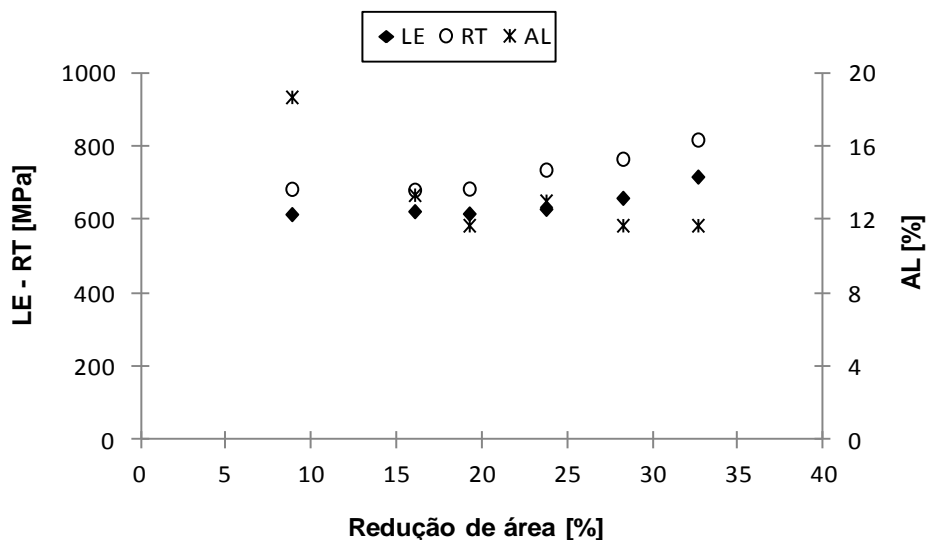


Figura 5:25: Propriedade mecânica em função da redução de área aço DIN St 52.

Observa-se nas figuras acima o aumento do limite de escoamento e da resistência à tração e a diminuição do alongamento percentual com o aumento da redução de área, conforme esperado. O fenômeno mecânico-metalúrgico denominado encruamento é responsável pelo aumento da resistência mecânica e pela perda da ductilidade devido à deformação plástica a frio.

A figura 5.26 mostra o resultado de dureza em relação à redução de área de cada aço.

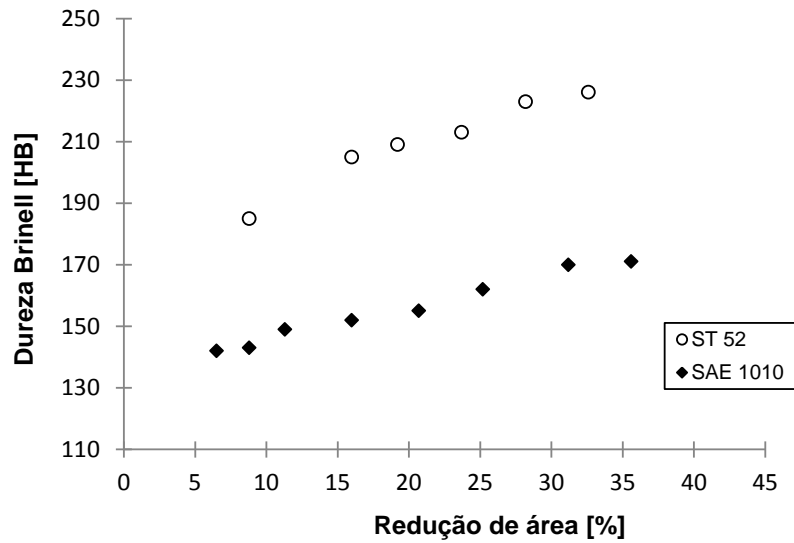
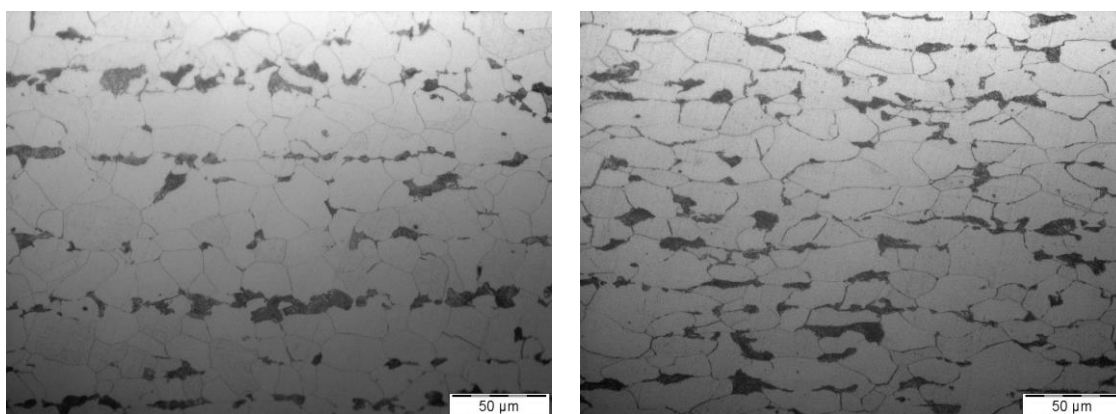


Figura 5:26: Dureza Brinell em função da redução área.

Observa-se na figura apresentada acima o aumento da dureza com o aumento da redução de área, conforme esperado.

5.4.1.2. Análise metalográfica

As figuras 5.27 e 5.28 apresentam as microestruturas após o processo de trefilação dos tubos de aço SAE 1010 e DIN St 52 respectivamente. A primeira foto refere-se à menor redução de área realizada e a segunda foto a redução mais severa para cada qualidade de aço.

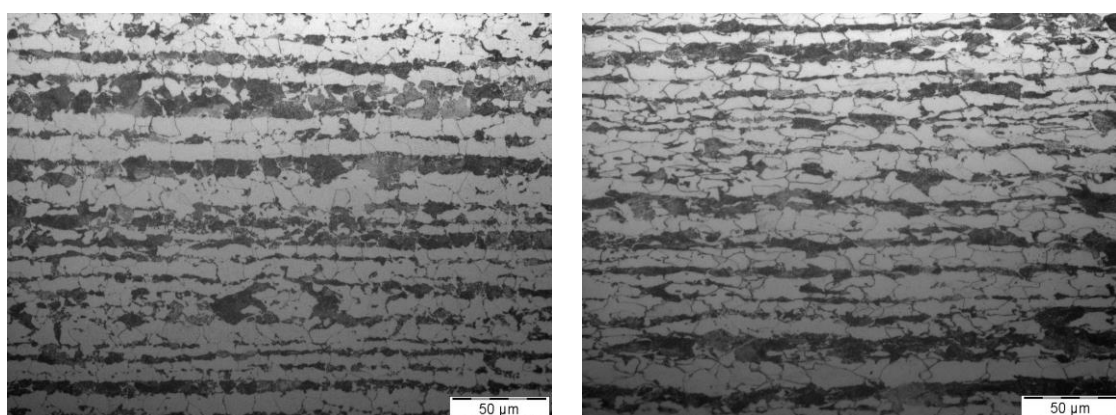


a) Micrografia - Experimento 1.

b) Micrografia - Experimento 9.

Figura 5:27: Micrografia da seção transversal das amostras aço SAE 1010 trefilado.

Ataque: Nital 5%.



a) Micrografia - Experimento 1.

b) Micrografia - Experimento 8.

Figura 5:28: Micrografia da seção transversal das amostras aço DIN St 52 trefilado.

Ataque: Nital 5%.

As figuras acima apresentam as microestruturas características de um mesmo material encruado. Observa-se que com o aumento da redução de área os grãos se tornam cada vez mais alongados e alinhados na direção de deformação, conforme relatado por BUTTON (2007).

5.5. Comparação das forças de trefilação obtidas

A figura 5.29 apresenta a curva da força de trefilação em função da redução de áreas obtida através dos métodos experimentais e analíticos para o aço SAE 1010. Neste gráfico também está exibida a força de tração exibida no painel da banca, ou seja, a força medida através da corrente do motor da banca de trefilação e a curva gerada pelo modelo de previsão da força de trefilação utilizado atualmente pela VMB.

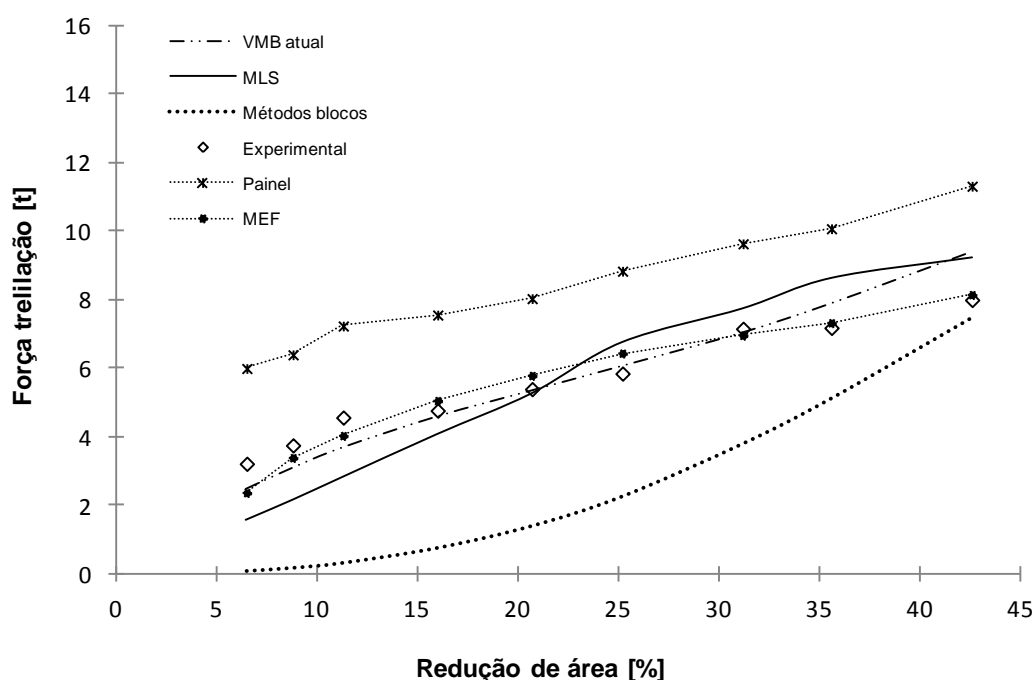


Figura 5:29: Comparação da força de trefilação obtida por diferentes métodos para o aço SAE 1010.

Observa-se no gráfico acima que os resultados obtidos pelos métodos dos blocos são menores que os resultados obtidos pelo MLS. Dentre estes dois métodos o MLS se aproxima mais dos dados experimentais, sendo que para reduções de área abaixo de 20% este método apresenta valores abaixo dos valores experimentais (em média 30% menor), e acima apresenta valores superiores (em média 15% maior).

O MEF apresentou para reduções de área acima de 8,8% desvios no máximo de 10% dos dados experimentais. Para valores reduções de área maior que 31,2% este desvio cai para 3%.

Houve uma boa concordância entre os dados experimentais e a curva utilizada atualmente pela VMB para o aço SAE 1010 na faixa de 15 a 30% de redução de área, porém, para reduções acima de 30%, esta concordância diminui e o modelo passa a superestimar os valores experimentais. Já a força exibida pelo painel superestima a força de trefilação em média 54% acima do valor experimental durante todo o intervalo testado.

A figura 5.30 apresenta a curva da força de trefilação em função da redução de área obtida através dos métodos experimentais e analíticos para o aço DIN St 52, além da força de tração exibida no painel da banca e a curva gerada pelo modelo de previsão da força de trefilação utilizado atualmente pela VMB.

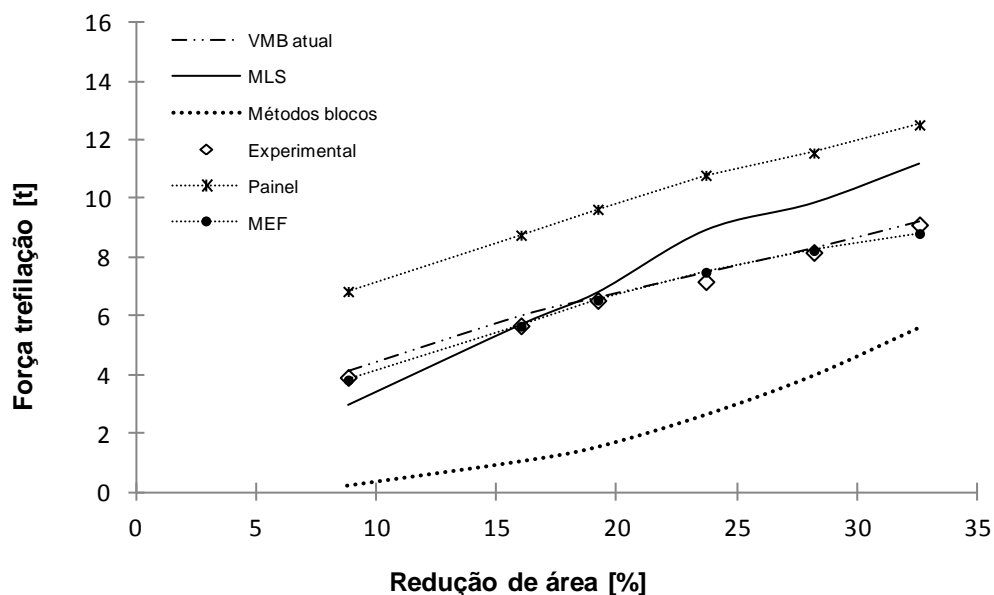


Figura 5:30: Comparação da força de trefilação obtida por diferentes métodos para o aço DIN St 52.

Observa-se no gráfico acima que os resultados obtidos pelos métodos dos blocos são menores que os resultados obtidos pelo MLS. Dentre estes dois métodos o MLS se aproxima mais dos dados experimentais, apresentando uma melhor concordância para reduções de área menores que 20%. Acima deste valor o MLS superestima os valores da força de trefilação, em média 22% acima do valor experimental durante todo o intervalo testado. O MEF apresentou desvios no máximo de 4% dos dados experimentais.

Houve uma boa concordância entre os dados experimentais e a curva utilizada atualmente pela VMB para o aço DIN St 52 em todo o intervalo testado. Já a força exibida pelo painel superestima a força de trefilação em média 51% acima do valor experimental durante todo o intervalo testado.

Foi realizada a análise de regressão para os dados obtidos nos experimentos do aço SAE 1010, pois não houve uma boa concordância entre os dados experimentais e o modelo utilizado atualmente pela VMB em todo o intervalo testado para este aço. A análise estatística foi realizada utilizando o software Minitab e se encontra no anexo A.

6. CONCLUSÃO

O objetivo principal deste trabalho foi desenvolver um modelo de previsão da força de trefilação adequado às condições de processo reais da VMB. Para verificar a real necessidade da proposição de um novo modelo foi realizada a medição experimental da força de trefilação através de células de carga instaladas na banca de trefilação.

Outro objetivo decorrente foi avaliar os modelos de previsão da força de trefilação existentes na literatura para posterior comparação com o modelo utilizado pela VMB. Buscou-se ainda comparar a medição experimental da força de trefilação obtida através das células de carga e a medição através da corrente do motor da banca de trefilação e também através da simulação do método de elementos finitos.

- O modelo desenvolvido pelo método dos blocos apresentou resultados para a força de trefilação bastante inferiores aos obtidos pelos outros métodos de simulação numérica, analítica e experimental.
- O modelo desenvolvido pelo método do limite superior apresentou resultados mais próximos dos obtidos nos experimentos em relação ao método dos blocos. Apesar disso, ainda apresentou desvios representativos dos dados experimentais para o aço SAE 1010 de até 30% e para o aço DIN St 52 de até 22%.
- O modelo desenvolvido pelo método dos elementos finitos, com o software MSC.Marc® v2005r1, apresentou bons resultados. Os desvios em relação aos dados experimentais são no máximo de 10% para todas as simulações do aço SAE 1010 e 4% para o aço DIN St 52.
- Foi realizada a validação do sistema de medição da força de trefilação. Este dispositivo foi composto por células de carga e um sistema de aquisição de dados. O conjunto permitiu realizar a medição experimental da força de trefilação durante a conformação mecânica.

- Houve uma boa concordância entre os dados experimentais e a equação de previsão da força de trefilação utilizada atualmente pela VMB para o aço DIN St 52 em todo o intervalo testado.
- Houve uma boa concordância entre os dados experimentais e a curva utilizada atualmente pela VMB para o aço SAE 1010 na faixa de 15 a 30% de redução de área, porém, para reduções abaixo de 15% e acima de 30%, esta concordância diminui. Para valores de redução de área inferiores a 15%, os valores previstos pela equação utilizada pela VMB são menores que os valores experimentais (em média 20% menor). E para valores acima de 30% de redução de área os valores previstos pela equação utilizada pela VMB são maiores que os valores experimentais (em média 15% maior).
- Não há implicações quando a equação utilizada pela VMB prevê valores de força de trefilação inferiores aos dados experimentais para redução de área menor do que 15%. Já o desvio detectado para reduções de área acima de 35% impacta diretamente em perda de produtividade.
- A força de trefilação medida através da corrente do motor da banca superestima a força de trefilação, em média 50% acima do valor experimental durante todo o intervalo testado para as duas qualidades de aço.

Conclui-se que a equação de previsão da força de trefilação utilizada atualmente está bem adequada para as simulações do aço DIN St 52 no estado normalizado. O mesmo não ocorre para o aço SAE 1010. Através do modelo estatístico de regressão linear foi proposta uma equação para previsão da força de trefilação para o aço SAE 1010 no estado normalizado, no qual, 98% das variações da força de trefilação são explicadas pela variação de redução de área.

Em relação aos modelos analisados conclui-se que o modelo desenvolvido pelo método dos elementos finitos, com o software MSC.Marc® v2005r1, é uma ferramenta superior aos métodos analíticos, uma vez que permite o acompanhamento do esforço da

trefilação ao longo do processo, fornecendo resultados às cargas de trefilação e às deformações localizadas.

7. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A partir das conclusões apresentadas podem-se sugerir os seguintes trabalhos futuros:

- Dar continuidade ao estudo realizado, abrangendo outras qualidades de aço e também outras bancas de trefilação da VMB.
- Realização de ensaios experimentais para passes consecutivos de trefilação, com o objetivo de estudar as consequências do encruamento sobre a força de trefilação e sobre os coeficientes de atrito.
- Estudo detalhado do tribo-sistema tubo/matriz e tubo/plugue, para conhecimento dos mecanismos que estão atuando no conjunto e para melhor entendimento sobre atrito, desgaste e lubrificação.

8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALVES, A. J. *Análise do desempenho de ferramentas de trefilação de tubos, utilizando o método de elementos finitos*. 2002. 141 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Metalúrgica) - Escola de Engenharia Industrial Metalúrgica de Volta Redonda, Universidade Federal Fluminense, Rio de Janeiro, 2002.

ANTUNES, R. F. *Análise térmica dos cilindros de trabalho de um laminador de tiras a quente reversível*. 2003. 104 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Escola de Engenharia da UFMG, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2003.

ANTUNES, R. F., FONSECA, A. S. M., MARQUES, M., VINICIUS, P. *Avaliação traves do método Taguchi da influência dos parâmetros da preparação superficial no processo de trefilação*. Relatório Técnico PVD n° 001/2005-VMB n° 001/2005.

AVITZUR, B. Analysis of wire drawing and extrusion through conical converging dies. *J. Eng. Industry*. [S.l.], p. 305-316, 1964.

AVITZUR, B. *Handbook of Metal-Forming Process*. N. York: John Wiley & Sons, 1983.

BONZEL, M. *Steel wire: manufacture and properties*. New York: Eng. Book Shop, 1935. p. 04-114.

BRESCIANI, F. O. E. *Conformação Plástica dos Metais*. Campinas: Unicamp, 1991. 385 p.

BUTTON, S. T. *Trefilação*. São Paulo: Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, 2007. 63p.

CALLISTER, W. D. *Ciência e Engenharia de Materiais: Uma Introdução*. Rio de Janeiro: LTC, 2002. 589 p.

CACCIOPPOLI, J. M. R. *Mecânica dos materiais: Conceitos Teóricos*. Belo Horizonte: UFMG, 1983. [Apostila].

COCKCROFT, M. G. Lubrification in metal working. *Lubrification and Lubrificants*, [S.l.], p. 472-553, 1967.

CORRÊA, E. C. S. *Aspectos do Encruamento de Metais Previamente Deformados a Frio*. 2004. 232 f. Tese (Doutorado em Engenharia Metalúrgica e de Minas) - Escola de Engenharia da UFMG, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2004.

DIETER, G. E. *Mechanical Metallurgy*. 2. ed. London: SI Metric, 1988. 751 p.

DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG e.V., Berlim. *DIN-2391 Part 2*; Technical delivery conditions. Berlim, 1994. 8p.

FRASCIO, A. *Il filo metalico*. Italia: Hoepli, 1970. 508p.

FREEMAN, D. B. *Phosphating and metal pre-treatment*. New York: Industrial Press, 1988. 229p.

HELMAN, H.; CETLIN, P. R. *Fundamentos da Conformação Mecânica dos Metais*. 2. ed. Belo Horizonte: Fundação Christiano Ottoni, 1993.

HONDROS, E. D. *Tribology*. London: Mills & Boon, 1971. 70p.

JOUN, M. S.; HWANG, S. M. Optimal process design in steady-state metal-forming by finite-element method: Application to die profile design in extrusion. *Int. Journal of Machine Tools & Manufacture*, [S.l.], p. 63-70, 1993.

KUEHNER, M. A. Phosphate conversion coatings. *Metal Finishing*, v. 83, n. 8, p. 15-18, Aug. 1985.

KOBAYASHI, S.; OH, S.; ALTAN, T. *Metal Forming and the Finite-Element Method*. Oxford: Oxford University Press, 1989. 377p.

LANGE, K. *Handbook of metal forming*. Michigan: Society of Manufacturing Engineers, 1985. p. 6.1-6.26.

MARTINEZ, G. A. S., *Comportamento da Lubrificação no Tribo-sistema de Trefilação a Altas Velocidades*. São Paulo: UNICAMP, 1998.

MAZUR, V. L.; GONCHAROV, Y. V. Special features of the development of surface microrelief on a metal during drawing. *Izvestiya Akademii Nauk SSSR Metally*, [S.l.], n.6, p. 59-66, 1991.

METALS HANDBOOK. *Properties and Selection: Irons and Steels*. 9. ed. Metals Park: American Society for Metals, v. 1, 1978.

METALS HANDBOOK. *Surface cleaning, finishing and coating*. 9. ed. Metals Park: American Society for Metals, v. 5, 1987. 715 p.

MEYERS, M. A.; CHAWLA, K. K. *Princípios de Metalurgia Mecânica*. São Paulo: Edgard Blucher Ltda., 1982.

MONTGOMERY, D. C.; RUNGER, G. C. *Estatística Aplicada e Probabilidade para Engenheiros*. 2. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2003. 463p.

NEVES, F. O. *Análise das tensões residuais em tubos trefilados de aço inox ABNT 304*. 2003. Tese (Doutorado em Engenharia de Materiais) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2003.

PANOSSIAN, Z. *Fosfatização dos metais ferrosos*. São Paulo: Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, 2003.

RAUSCH, W. *The phosphating of metals*. Great Britain: Redwood Press, 1990. 416 p.

ROWE, G.W. *Principles of Industrial Metal Working Processes*. 4. ed. London: Edward Arnold, 1977. 407 p.

SARGENT, L. B.; TSAO, Y. H. Surface roughness considerations in metalworking. *Lubrication Engineering*, v. 23, n. 1, p. 70-76, 1980.

SCHEY, J. A. *Metal deformation processes*. 2.ed. New York: Marcel Dreckker Inc., 1972. p. 37-47.

SCHEY, J. A. Surface roughness effects in metalworking lubrication. *Lubrication Engineering*, v. 39, p. 376-382, 1983.

SEGERLIND, L. J. *Applied Finite Element Analysis*. 2. ed. East Lansing, Michigan: John Wiley and Sons, 1984. 427p.

SOCIETY OF AUTOMOTIVE ENGINEERS, EUA. *SAE J403*; Chemical composition of SAE Carbon Steels. EUA, 2009. 10p

TECNOVO SPA. Preparing wide rod prior to drawing. *Wire Industry*, [S.l.], p. 43-44, Jan. 1992.

THOMSEN, E. G.; YANG, C.T.; KOBAYASHI, S. *Mechanics of Plastic Deformation in Metal Processing*. New York: The Macmillan Company, 1965. 486 p.

UM, K. K.; LEE, D. N. An upper bound solution of tube drawing. *J. Mat. Tech.*, v. 63, p. 43-48, 1997.

WILSON, W. R. D. Friction and lubrication in bulk metal: forming processes. *J. of App. Metalworking*, v. 1, n. 1, p. 7-9, 1979.

ANEXO A - Análise estatística dos resultados experimentais para o aço SAE 1010

Modelo de regressão linear

A análise de regressão é uma técnica estatística para modelar e investigar a relação entre duas ou mais variáveis. O caso da regressão linear simples considera um único regressor ou preditor x e uma variável dependente ou variável de resposta Y . O valor esperado de Y para cada valor de x é:

$$Y = \beta_0 + \beta_1 x + \varepsilon \quad (8.1)$$

Sendo β_0 e β_1 coeficientes desconhecidos da regressão e ε é um erro aleatório. O método utilizado para estimar os coeficientes de regressão é o método dos mínimos quadrados (MONTGOMERY, 2003).

A regressão explica de forma geral e teoricamente a relação entre x e Y . Isto significa que os valores observados de x' e Y' nem sempre serão iguais aos valores de estimados x e Y pela reta de regressão. O resíduo descreve o erro do ajuste do modelo. O processo de regressão significa, portanto, que os pontos plotados no gráfico são definidos, modelados ou regredidos, a uma reta que corresponde à menor distância possível entre cada ponto plotado e a reta. Em outras palavras, busca-se reduzir ao mínimo possível os somatórios dos desvios entre Y e Y' .

Uma importante parte da verificação da adequação de um modelo linear é a realização de um teste estatístico de hipóteses em relação aos parâmetros do modelo e a construção de intervalos de confiança. Para testar as hipóteses sobre a inclinação e intersecção do modelo de regressão, faz-se a suposição adicional de que a componente de erro do modelo seja distribuída normalmente (MONTGOMERY, 2003).

A análise estatística foi realizada utilizando o software Minitab. Para testar a significância da regressão foi utilizada a análise de variância. A análise de variância para testar $H_0: \beta_1=0$ está resumida abaixo na saída do Minitab.

Regression Analysis: Força de trefilação (FT) versus Redução de área

The regression equation is
 $FT = 3,392 + 0,1610 \text{ Redução}$

S = 0,342332 R-Sq = 97,6% R-Sq(adj) = 97,2%

Analysis of Variance

Source	DF	SS	MS	F	P
Regression	1	32,9451	32,9451	281,12	0,000
Error	7	0,8203	0,1172		
Total	8	33,7654			

A estatística do teste $f_o = 281,12$, para o qual encontra-se o valor p de 0,000 (valor-p $\leq \alpha = 0,05$), logo conclui-se que $\beta_1 (0,1610)$ não é zero.

O coeficiente de determinação (R^2) é frequentemente utilizado para julgar a adequação de um modelo de regressão. Normalmente se refere a R^2 como a quantidade de variabilidade nos dados explicada ou considerada pelo modelo. Para este caso, o modelo explica 97,6% da variabilidade dos dados.

Para avaliar se as suposições do modelo que explica a força de trefilação em função da redução de área são satisfeitas é preciso realizar a análise dos resíduos conforme a figura A.1.

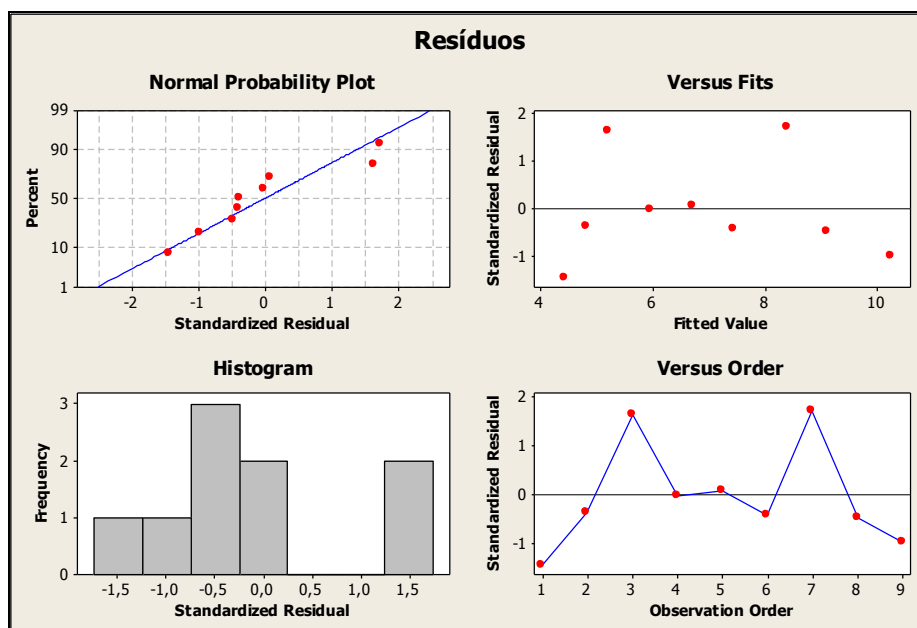


Figura 8:1: Análise dos resíduos.

Através do primeiro gráfico da figura A.1 a distribuição dos resíduos parece normal e no segundo gráfico os resíduos possuem variância constante.

A figura A.2 apresenta o teste de normalidade dos resíduos. O valor-p do teste confirma a normalidade dos resíduos.

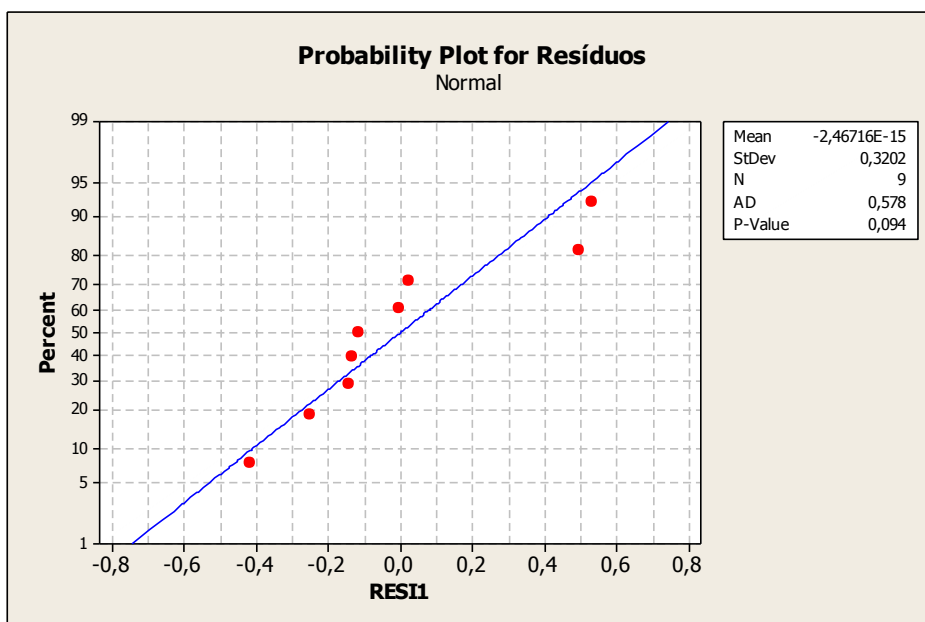


Figura 8:2: Teste normalidade dos resíduos.

A figura A.3 apresenta o modelo de regressão linear dos dados experimentais aço SAE 1010 e o intervalo de confiança de 95% em torno da linha da regressão. Também está indicado neste gráfico o intervalo de previsão para observações futuras também com 95% de confiança.

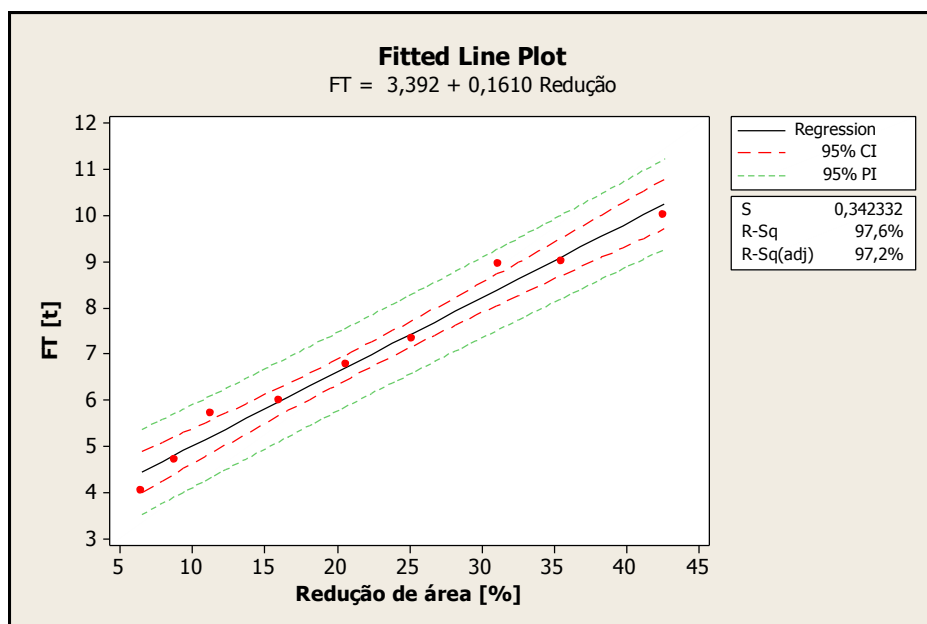


Figura A.8:3: Modelo de regressão linear dados experimentais aço SAE 1010.