

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS**  
Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas

Dissertação de Mestrado

“Efeito do ângulo da fieira na  
geometria e propriedades mecânicas  
de barras trefiladas”

Autor: Gustavo de Alvarenga Couto  
Orientador: Prof. Paulo Roberto Cetlin

Março/2011

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS  
Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas

Gustavo de Alvarenga Couto

EFEITO DO ÂNGULO DA FIEIRA NA  
GEOMETRIA E PROPRIEDADES MECÂNICAS  
DE BARRAS TREFILADAS

Dissertação de Mestrado apresentada ao Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas da Universidade Federal de Minas Gerais

Área de concentração: Metalurgia de Transformação  
Orientador: Prof. Paulo Roberto Cetlin

Belo Horizonte  
Escola de Engenharia da UFMG  
2011

**AGRADECIMENTOS:**

A todos aqueles que, direta ou indiretamente, colaboraram na preparação deste trabalho e que sem os mesmos este projeto não seria possível, em particular:

A toda minha família, pelo apoio e paciência em todos os momentos.

Ao Aylton Benício Lima, gerente da ArcelorMittal Sabará, pelo apoio e incentivo na conclusão do projeto.

Ao meu orientador Paulo Roberto Cetlin, pelo suporte técnico e pelo interesse em relação ao assunto abordado.

A toda a equipe de produção da ArcelorMittal Sabará, em especial ao João Fenelon e ao Ivair Basílio, pelas discussões técnicas e tempo de máquina disponibilizado para os testes. Também ao pessoal da sala de fieiras, Ronan Gomes e Luiz Reis, pela preparação das fieiras e interesse pelos resultados dos testes e também ao Jesuíno Siqueira e todo pessoal do laboratório, pelo apoio nas medições realizadas nas barras trefiladas.

A toda a equipe de manutenção da ArcelorMittal Sabará, em especial ao Artur Muller e Carlos Alberto, pelas discussões técnicas e pelas idéias criativas na construção do porta fieiras duplo.

A toda a equipe da Belgo Bekaert Arames, em especial ao Ivo de Oliveira Ramos pela fabricação e medição das fieiras, ao José Vilas Boas pelos ensaios de microdureza e ao Wilson Luiz de Faria pelos ensaios mecânicos.

A toda a equipe administrativa da ArcelorMittal Sabará, em especial ao Eduardo Lopes, Fernando Muradas e Maurício Tetsuo, pelo suporte na formatação do trabalho e pelo acompanhamento durante os testes práticos no fabricante de amortecedores, além do Sérgio Tanaka, pelos ensaios de laboratório junto ao pessoal da Belgo Bekaert Arames.

**SUMÁRIO:**

1. INTRODUÇÃO -----	01
2. OBJETIVOS -----	03
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA -----	04
3.1 A FABRICAÇÃO DE BARRAS TREFILADAS -----	04
3.2 AMORTECEDORES AUTOMOBILÍSTICOS -----	15
3.3 TENSÕES RESIDUAIS EM BARRAS TREFILADAS -----	19
4. METODOLOGIA -----	25
5. RESULTADOS E DISCUSSÃO -----	31
5.1 ANÁLISE QUÍMICA -----	31
5.2 CARACTERIZAÇÃO METALOGRÁFICA -----	31
5.3 GEOMETRIA -----	33
5.3.1 RESULTADOS DE RETILINEIDADE APÓS TREFILAÇÃO -----	34
5.3.2 RESULTADOS DE EMPENAMENTO APÓS TÊMPERA -----	36
5.3.3 RESULTADOS DIMENSIONAIS -----	37
5.4 PROPRIEDADES MECÂNICAS -----	39
5.4.1 RESULTADOS DOS ENSAIOS FÍSICOS -----	39
5.4.2 RESULTADOS DE MICRODUREZA -----	40
6. CONCLUSÕES -----	44
7. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS -----	45
8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS -----	46

## LISTA DE FIGURAS:

<b>Figura 3.1</b>	Fluxo de processo de uma usina siderúrgica integrada para produção de fio máquina -----	04
<b>Figura 3.2</b>	Fio máquina com embalagem protetiva sendo movimentado -----	05
<b>Figura 3.3</b>	Fio máquina com embalagem protetiva no estoque -----	05
<b>Figura 3.4</b>	Carreta adaptada para transporte de fio máquina em “berços” individualizados -----	05
<b>Figura 3.5</b>	Empilhadeira com lanças protegidas para movimentação de fio máquina -----	05
<b>Figura 3.6</b>	Fluxo de processo de uma trefilação combinada para produção de barras para hastes de amortecedores -----	06
<b>Figura 3.7</b>	Sistema de pré-endireitamento horizontal e vertical -----	06
<b>Figura 3.8</b>	Decapadora para jateamento de granalha -----	07
<b>Figura 3.9</b>	Decapadora para jateamento de granalha -----	07
<b>Figura 3.10</b>	Bloco tracionador -----	08
<b>Figura 3.11</b>	Exemplo de fieira e suas 04 regiões principais -----	09
<b>Figura 3.12</b>	Variação das parcelas de energia em função do ângulo da fieira -----	10
<b>Figura 3.13</b>	Deformação sofrida por uma barra sendo trefilada -----	11
<b>Figura 3.14</b>	Sistema de inspeção automática de defeitos superficiais por corrente parasita -----	12
<b>Figura 3.15</b>	Sistema de corte por cisalhamento -----	12
<b>Figura 3.16</b>	Sistema de corte por cisalhamento -----	12
<b>Figura 3.17</b>	Polimento/endireitamento por rolos hiperbólicos -----	13
<b>Figura 3.18</b>	Influência da pressão e ângulo dos rolos hiperbólicos -----	13
<b>Figura 3.19</b>	Feixes de barras trefiladas em estoque -----	14
<b>Figura 3.20</b>	Amortecedor Estrutural -----	15
<b>Figura 3.21</b>	Amortecedor Convencional -----	15
<b>Figura 3.22</b>	Amortecedor em corte e principais componentes internos -----	16
<b>Figura 3.23</b>	Amortecedor em corte e principais componentes internos -----	16
<b>Figura 3.24</b>	Medição da retilineidade das hastes de amortecedor -----	17
<b>Figura 3.25</b>	Fieira com duas porções cônicas consecutivas -----	20
<b>Figura 3.26</b>	Fieira tipo “R” ou tipo “C” (circular) -----	20

<b>Figura 3.27</b>	Fieira tipo “A” (angular) -----	22
<b>Figura 4.1</b>	Medição da retilineidade das barras trefiladas -----	26
<b>Figura 4.2</b>	Mapa do ensaio de microdureza Vickers -----	26
<b>Figura 4.3</b>	Perfil de Fieira gerado por Traçador de Perfil-----	30
<b>Figura 5.1</b>	Microestrutura presente nas barras trefiladas -----	32
<b>Figura 5.2</b>	Retilineidade das barras e retilineidade das hastes -----	37
<b>Figura 5.3</b>	Microdureza x Distância da Superfície-----	41
<b>Figura 5.4</b>	Microdureza x Posição-----	42

**LISTA DE TABELAS:**

<b>Tabela 4.1</b>	Planejamento dos Experimentos -----	30
<b>Tabela 5.1</b>	Análise Química do aço SAE 1045 -----	31
<b>Tabela 5.2</b>	Dimensões das Fieiras após Medição -----	33
<b>Tabela 5.3</b>	Resultados de Retilidade -----	35
<b>Tabela 5.4</b>	Resultados do Empeno após Têmpera -----	36
<b>Tabela 5.5</b>	Resultados Dimensionais -----	39
<b>Tabela 5.6</b>	Propriedades Mecânicas -----	40
<b>Tabela 5.7</b>	Resultados dos ensaios de microdureza Vickers -----	43

**LISTA DE NOTAÇÕES:**

CNC	Comando Numérico Computadorizado
$d_0$	Diâmetro do material base
$d_1$	Diâmetro final da barra
$H_p$	Campo magnético primário
$H_s$	Campo magnético secundário
HV	Dureza Vickers
L	Comprimento do paralelo da fieira
l	Comprimento de contato da fieira com o material base
LE	Limite de Escoamento
LR	Limite de Resistência
MPa	Mega Pascal
PTN	Polimento e Endireitamento por rolos cruzados
R	Raio entre a saída da zona de entrada da fieira e o início do paralelo
RA	Redução de área
$W_A$	Energia de atrito relativa à interação entre as superfícies do material e fieira
$W_R$	Energia redundante relacionada às mudanças na direção de escoamento do material durante sua deformação
$W_U$	Energia uniforme ou de deformação homogênea, relacionada com a modificação das formas e/ou dimensões do material
$\emptyset$	Diâmetro



## RESUMO

Na trefilação a frio de barras metálicas a maior parte da deformação plástica é atribuída às tensões de compressão impostas ao material, devido ao contato entre a barra e a fieira. Devido às características do processo esta deformação não é homogênea ao longo da seção transversal da barra e seu nível é influenciado pela geometria da fieira. Esta deformação não homogênea gera tensões residuais nas barras trefiladas, as quais podem produzir uma mudança nas dimensões e retilidade das mesmas, durante processos de corte, retífica e tratamento térmico ulteriores. Neste trabalho foi realizada uma análise da influência do ângulo e comprimento do paralelo da fieira, além do número de passes de trefilação, na geometria final e nas propriedades mecânicas das barras trefiladas de aço SAE 1045. Foram realizados oito experimentos, com ângulos de fieira de 12°, 18°, 30° e 40°, com comprimentos de paralelo de 3,51mm a 7,09mm, com 01 e 02 passes de trefilação. Para as barras trefiladas de cada experimento foram realizadas medições de retilidade, diâmetro e ovalização, além de ensaios de microdureza e ensaios de tração completos. Também foram realizadas medições de retilidade de hastes de amortecedor após o processo de têmpera superficial por indução. Com este trabalho foi possível verificar que o ângulo da fieira exerce forte influência na geometria final das barras trefiladas, sendo que fieiras com maior ângulo de entrada (30° e 40°) resultaram em melhores valores de retilidade em comparação às fieiras com ângulos menores (12° e 18°). Fieiras com maior ângulo de entrada também resultaram em menor variação entre o diâmetro do paralelo e o diâmetro final da barra. Também foi observada uma forte relação entre a retilidade das barras trefiladas e a retilidade das hastes de amortecedor após o processo de têmpera superficial por indução, sendo que melhor retilidade das barras trefiladas implicou em melhor retilidade das hastes de amortecedor após o processo de têmpera.

Palavras chave: trefilação, fieira, deformação não homogênea, tensões residuais, retilidade, têmpera superficial por indução.

## **ABSTRACT**

In cold drawing of metallic bars most of the plastic flow is caused by compressive forces which arise from the reaction of the metal to the die. Due to the characteristics of the process this flow is not homogeneous along the cross section of the bar and is influenced by the die geometry. This inhomogeneous deformation generates residual stresses in the bars, which can produce a change in size and straightness during subsequent processes of cutting, grinding and heat treatment. This work presents an analysis of the influence of the die geometry and number of drawing passes on the final geometry and mechanical properties of drawn bars of SAE 1045 steel. Eight experiments were performed, with die angles of 12°, 18°, 30° and 40°, bearing lengths from 3,51mm to 7,09mm, and 01 or 02 passes of drawing. Measurements of straightness, roundness and diameter, microhardness and tensile tests were performed on the bars. Also were made measurements of straightness of shock absorbers rods after the induction hardening process. This study has shown that the die angle has a strong influence on the final geometry of the drawn bars; dies with high entry angle (30° and 40°) resulted in better values of straightness than dies with smaller angles (12° and 18°). Dies with high entry angle also resulted in less variation between the bearing diameter and the final diameter of the bar. It was also observed a strong relation between the straightness of the drawn bars and the straightness of the shock absorbers rods after the induction hardening process, where drawn bars with better straightness resulted in a better straightness of the shock absorbers rods after the induction hardening process.

Key words: drawing, die, inhomogeneous deformation, residual stresses, straightness, induction hardening process.

## 1. INTRODUÇÃO

A partir do desenvolvimento de programas de qualidade e produtividade, baseados nos conceitos de estabilidade dos processos produtivos, surge a necessidade de conhecimento e controle de efeitos não esperados nos mesmos. Da mesma forma, a necessidade de flexibilidade e respostas rápidas aliadas à diminuição gradativa de estoques em processo não toleram reprocessos, devoluções, sucateamento e instabilidade dentro das linhas produtivas.

Durante o processo de trefilação são impostas deformações heterogêneas ao longo da seção transversal das barras, gerando nas mesmas tensões residuais que podem acarretar em mudança nas suas dimensões e retilidade durante processos de corte, retífica e tratamento térmico ulteriores. Isto ocorre porque quando uma peça metálica passa de um processo de fabricação a outro ao longo de uma rota de fabricação, seu estado de tensões residuais pode ser rearranjado e um novo estado de tensões gerado. É o que pode ser observado, por exemplo, na fabricação de hastes de amortecedores automotivos, onde uma barra trefilada após passar pelo processo de têmpera superficial por indução, apresenta uma forte variação na sua retilidade.

No processo de trefilação, o perfil de tensões residuais é basicamente uma resposta à profundidade da conformação exercida. Para reduções abaixo de 1% as tensões residuais longitudinais são compressivas na superfície e trativas no centro, as tensões radiais são trativas no centro e caem para zero na superfície e as tensões circunferenciais seguem a mesma tendência das tensões residuais longitudinais. Para reduções maiores as tensões longitudinais são trativas na superfície e compressivas no centro, as tensões radiais são compressivas no centro e as tensões circunferenciais seguem a mesma tendência das tensões residuais longitudinais<sup>(1)</sup>.

A maior parte da deformação plástica observada dentro da fieira pode ser atribuída às tensões de compressão impostas ao material, devido ao contato entre a barra e a fieira. O estado de tensões principais nesta região é representado por uma componente de tração e outras duas de compressão, sendo que as componentes de compressão promovem um aumento da tensão de cisalhamento máxima no ponto<sup>(1)</sup>.

A quantidade de deformação cisalhante na direção oposta à trefilação aumenta com o aumento do ângulo de entrada da fieira e somente os elementos no eixo da barra sofrem

alongamento puro. Por outro lado, com ângulos maiores é menor o atrito do material com as paredes da fieira<sup>(1)</sup>.

Estando a geometria da fieira relacionada com o nível de deformação heterogênea ao longo da seção transversal das barras trefiladas, conseqüentemente está também relacionada ao estado de tensões residuais presente nas barras e na posterior variação da retilineidade das hastes de amortecedor após o processo de têmpera superficial por indução. Conhecer a geometria ideal de fieira que minimize este efeito é o primeiro passo para a redução da variabilidade do processo.

Trabalhos têm sido realizados no sentido de modificar o padrão de tensões residuais presente em barras trefiladas e assim minimizar os efeitos indesejáveis. As soluções apresentadas são muitas vezes complexas e de difícil aplicação industrial, ou consideram processos adicionais à trefilação, onerando assim os custos de produção.

## **2. OBJETIVOS**

O objetivo deste trabalho foi avaliar o impacto das variáveis: ângulo da fieira, comprimento do paralelo e número de passes, na geometria e propriedades mecânicas de barras trefiladas de aço SAE 1045 no processo de trefilação combinada, além de relacionar estas diferentes condições de trefilação com a ocorrência de empenamento de hastes de amortecedores após o processo de têmpera superficial por indução.

### 3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

#### 3.1 A FABRICAÇÃO DE BARRAS TREFILADAS

O processo de trefilação combinada consiste na produção de barras trefiladas a partir de bobinas de aço laminadas a quente, chamados de fio máquina. Estas bobinas são endireitadas em um processo com múltiplos rolos. As barras são então jateadas, trefiladas e endireitadas em um processo com dois rolos hiperbólicos. A trefilação combinada permite o acabamento a frio de barras de aço e apresentam várias vantagens, como alta precisão do diâmetro trefilado, alta produtividade das máquinas e excelente condição superficial das barras trefiladas, além do baixo custo com ferramental<sup>(2)</sup>, sendo comumente utilizada na fabricação de barras para hastes de amortecedores.

Um exemplo de fluxo de processo de uma usina siderúrgica integrada para produção de fio máquina é demonstrado na Figura 3.1, envolvendo as etapas de redução, aciaria e laminação.

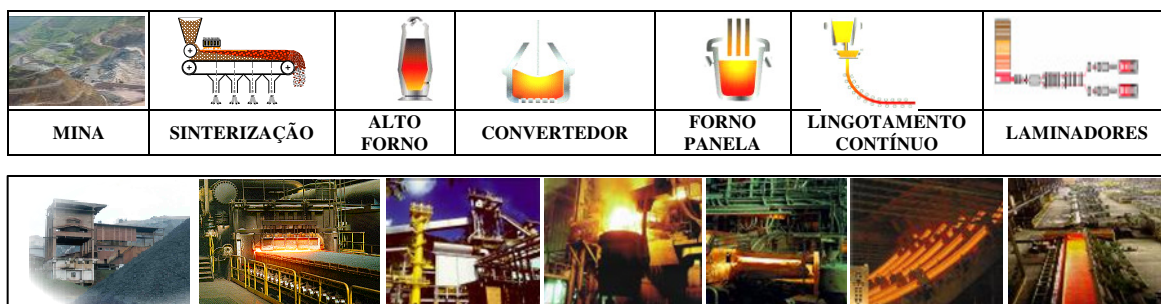


Figura 3.1 – Fluxo de processo de uma usina siderúrgica integrada para produção de fio máquina

O produto final da laminação a quente, o fio máquina, é então embalado, conforme Figuras 3.2 e 3.3, para proteção contra defeitos superficiais de manuseio e estocagem. Toda movimentação das bobinas, inclusive durante o transporte rodoviário, exige veículos adaptados para manter a integridade física das mesmas, como proteção das lanças das empilhadeiras e carretas com sistemas de “berços” individuais para cada bobina, como também se pode observar nas Figuras 3.4 e 3.5. Estas bobinas normalmente têm diâmetro interno de 1.000mm, diâmetro externo de 1.350mm, comprimento de 1.500mm e peso de 2.000kg.

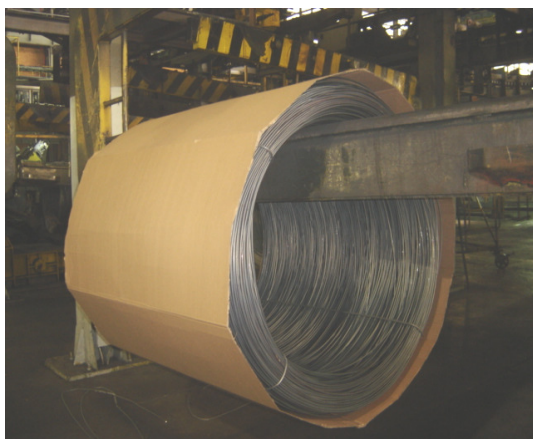


Figura 3.2 - Fio máquina com embalagem protetiva sendo movimentado



Figura 3.3 - Fio máquina com embalagem protetiva no estoque



Figura 3.4 - Carreta adaptada para transporte de fio máquina em “berços” individualizados



Figura 3.5 - Empilhadeira com lanças protegidas para movimentação de fio máquina

Nas trefilarias os mesmos cuidados com a movimentação e estocagem do fio máquina são seguidos, até seu abastecimento nas máquinas de trefilação combinada. A Figura 3.6 mostra um exemplo de fluxo de processo de uma trefilação combinada para produção de barras para hastes de amortecedores.

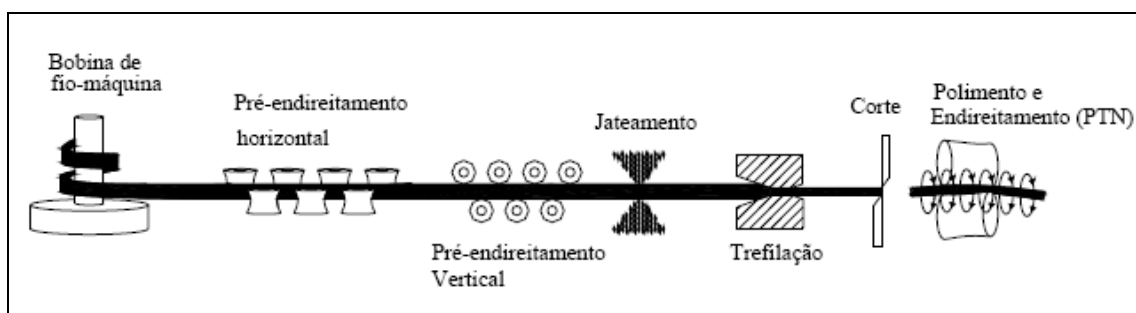


Figura 3.6 - Fluxo de processo de uma trefilação combinada para produção de barras para hastes de amortecedores

Na etapa de pré-endireitamento do fio máquina, conforme Figura 3.7, há uma série de roldanas superiores e inferiores dispostas em dois conjuntos, sendo o primeiro horizontal e o segundo vertical, objetivando endireitar o material para auxiliar as fases posteriores de jateamento e trefilação. O endireitamento é realizado através da regulagem das roldanas, de forma a efetuar sucessivas flexões e contra flexões na matéria-prima<sup>(3)</sup>.

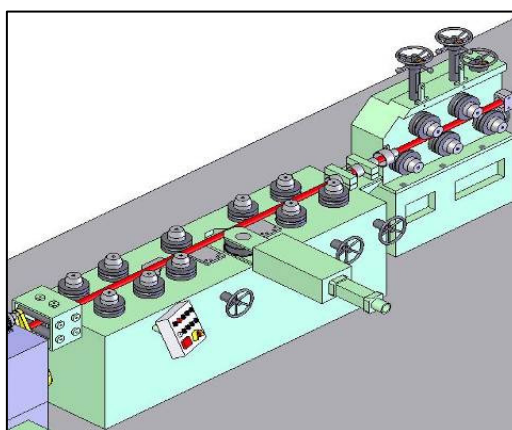


Figura 3.7 - Sistema de pré-endireitamento horizontal e vertical

Na etapa de jateamento do fio máquina, é feita a limpeza da superfície da matéria-prima antes da passagem pela fieira, objetivando principalmente a remoção da carepa, que é uma fina película de óxido de ferro que se forma na superfície do fio máquina durante a laminação a quente. Esta limpeza se dá através do arremessamento de granalhas (pequenas esferas de aço) em alta velocidade contra a superfície da matéria prima. Este equipamento, conforme as Figuras 3.8 e 3.9, é composto por um painel elétrico, motores elétricos, turbinas de jateamento de granalha, palhetas, caixas redutoras, sistemas



pneumáticos de abertura dos silos de armazenamento de granalha, elevador de canecos que conduzem a granalha até os silos, chapas de revestimentos para proteção interna, filtro exaustor de pó, etc.

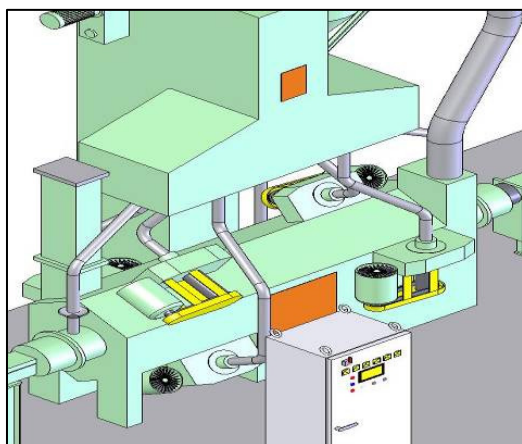


Figura 3.8 - Decapadora para jateamento de granalha



Figura 3.9 - Decapadora para jateamento de granalha

O processo de trefilação consiste em forçar a passagem de uma barra através de uma fieira mediante a aplicação de uma força de tração à saída desta fieira<sup>(4)</sup>. Tem-se como resultado uma redução na área de seção reta, com um correspondente aumento no comprimento. A maioria dos materiais metálicos é suscetível a esse procedimento, pois possuem uma característica chamada ductilidade que permite que sofram esta deformação permanente sem trincar ou fraturar. A operação de trefilação, por ser um processo de conformação mecânica à frio, produz um aumento na resistência do material, com uma conseqüente redução na ductilidade. Na prática, o fio máquina é tracionado através da fieira pelo bloco tracionador, que é um componente básico da máquina de trefilação combinada e tem a finalidade de tracionar continuamente o material e conduzi-lo até a tesoura de corte. Nele existe um suporte composto de um bloco de aço usinado, porta fieira e fieira. É nesta parte da máquina que se processa a redução de seção do arame, garantindo assim o diâmetro desejado. Para tracionar o material e propiciar a trefilação, o bloco tracionador, como mostrado na Figura 3.10, é dotado de um sistema mecânico composto de dois carrinhos com cilindros pneumáticos sincronizados, mordentes, válvulas e cachorro. Este conjunto é denominado de trenós de tração. Neste componente é feita toda a força para a trefilação, sendo que cada máquina tem uma capacidade definida.

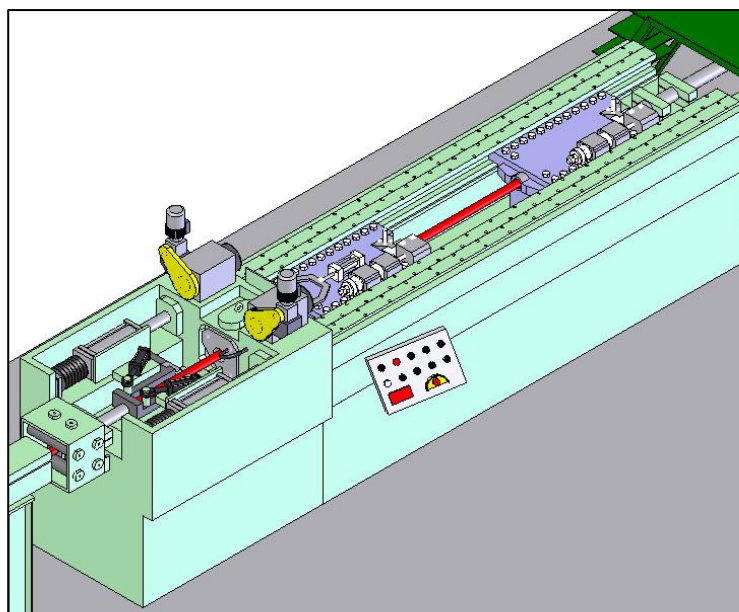


Figura 3.10 - Bloco tracionador

A fieira, como mostrado na Figura 3.11, apresenta basicamente 04 regiões de maior importância, sendo: o cone de entrada, o cone de trabalho, a zona cilíndrica (ou cilindro de calibração) e o cone de saída. O cone de entrada normalmente tem ângulo maior que o cone de trabalho e objetiva facilitar o processo de lubrificação. No cone de trabalho é onde ocorre a deformação plástica do material, devido à redução de área que ocorre, e seu ângulo está diretamente ligado à força de trefilação, sendo variável em função do tipo de material a ser trefilado (aço, cobre, etc). No cilindro de calibração é onde se define a geometria e dimensões do material que está sendo trefilado. No cone de saída ocorre a recuperação elástica e conseqüente aumento no diâmetro em relação à região anterior, devido ao alívio das tensões compressivas aplicadas nas 02 regiões anteriores.

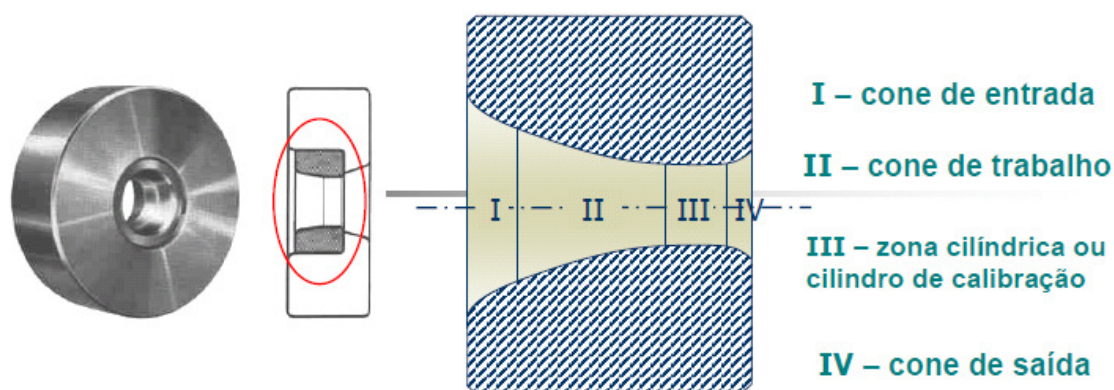


Figura 3.11 – Exemplo de fiação e suas 04 regiões principais

A força requerida na trefilação é o somatório da força requerida para a redução uniforme de área do material, da força requerida para produzir deformação cisalhante não uniforme das camadas superficiais na entrada e saída da fiação (trabalho redundante) e da força requerida para superar o atrito entre o material e as paredes da fiação. A força requerida na trefilação pode variar dependendo do ângulo da fiação, da redução de área, da tensão de escoamento do material e do atrito entre o material e a fiação, sendo este último função do material da fiação, da lubrificação e da velocidade de trefilação<sup>(1)</sup>.

A quantidade de deformação cisalhante na direção oposta à trefilação aumenta com o aumento do ângulo de entrada da fiação e somente os elementos no eixo da barra sofrem alongamento puro. Porém, com ângulos maiores é menor o atrito do material com as paredes da fiação<sup>(1)</sup>. Na Figura 3.12 pode-se observar esta variação das parcelas de energia em função do ângulo da fiação, para redução de área constante, sendo:

$W_U$  - energia uniforme ou de deformação homogênea, relacionada com a modificação das formas e/ou dimensões do material.

$W_A$  - energia de atrito relativa à interação existente entre as superfícies do material e fiação.

$W_R$  - energia redundante relacionada às mudanças na direção de escoamento do material durante sua deformação.

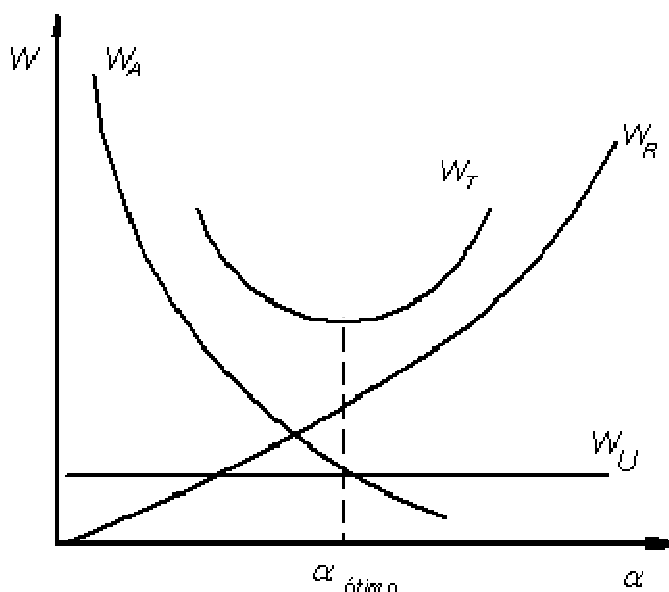


Figura 3.12 - Variação das parcelas de energia em função do ângulo da fiação

Devido ao aumento da deformação cisalhante na superfície, a resistência ao escoamento e a resistência a tração das barras trefiladas são maiores para fiação com ângulos de entrada maiores. Conforme dito anteriormente, embora a deformação cisalhante não uniforme seja mais baixa quanto menor o ângulo de entrada, é maior o atrito com as paredes da fiação. Então, o ângulo ótimo de fiação é o que resulta na mínima força de trefilação para uma dada redução. Considerando constante a lubrificação e os materiais envolvidos, o ângulo ótimo de fiação aumenta com o aumento da redução de área. A velocidade de trefilação tem pouco efeito na força de trefilação, porém a temperatura aumenta com o aumento da velocidade e a lubrificação torna-se mais difícil<sup>(1)</sup>.

Na Figura 3.13 pode-se observar a deformação sofrida por uma barra sendo trefilada. Comparando a geometria de um elemento próximo à superfície da barra antes da sua entrada na zona de deformação e após sua passagem pela fiação, nota-se que o mesmo passa por estiramento e cisalhamento. À medida que se caminha da superfície da barra para o seu centro, o efeito do cisalhamento (deformação redundante) torna-se menor, enquanto o estiramento (deformação homogênea) se mantém, caracterizando assim uma heterogeneidade da deformação ao longo da seção transversal da barra. A maior parte da

deformação plástica observada dentro da região II pode ser atribuída às tensões de compressão impostas ao material, devido ao contato entre a barra e a fieira. O estado de tensões principais nessa região é representado por uma componente de tração e outras duas de compressão, sendo que as componentes de compressão promovem um aumento da tensão de cisalhamento máxima no ponto<sup>(5)</sup>.

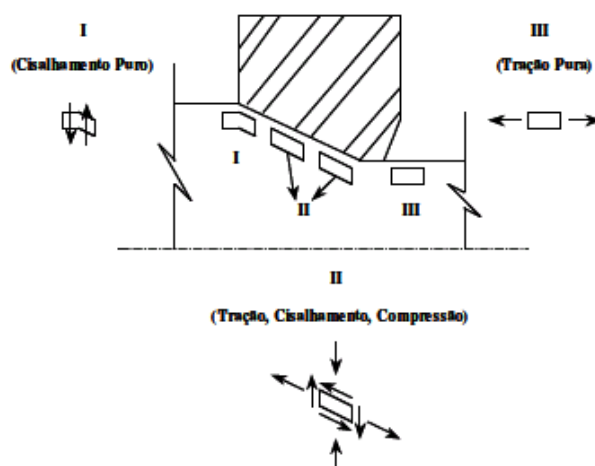


Figura 3.13 - Deformação sofrida por uma barra sendo trefilada

Após a trefilação há ainda uma etapa de inspeção automática de defeitos superficiais, onde um dos métodos utilizados é o princípio de correntes parasitas, cuja técnica consiste na aplicação de um campo magnético alternado, o qual é produzido por uma bobina de indução excitada por corrente alternada. Esse campo é denominado campo magnético primário ( $H_p$ ), o qual penetra no material testado gerando correntes parasitas na superfície do mesmo. As correntes parasitas, por sua vez, geram um campo magnético alternado chamado secundário ( $H_s$ ), em direção contrária ao campo primário que a gerou. Os dois campos magnéticos ( $H_p$  e  $H_s$ ) se sobrepõem, formando o sinal da bobina de teste, ou de medição. A base do método de correntes parasitas é detectar variações nas propriedades eletromagnéticas do material a ser inspecionado, através de um campo magnético alternado. Defeitos e irregularidades são os responsáveis pela variação nas propriedades magnéticas. Uma irregularidade na barra trefilada, como uma

trinca, por exemplo, impede a passagem da corrente parasita, fazendo com que a mesma tenha que desviar da falha. Isto gera uma variação no fluxo da corrente, indicando um defeito, pois a trinca representa uma resistência muito alta para as correntes parasitas. Com este tipo de equipamento da Figura 3.14 podem ser detectados defeitos longitudinais e transversais no material trefilado.

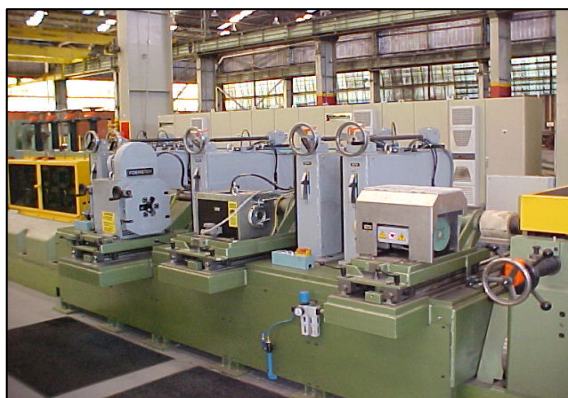


Figura 3.14 - Sistema de inspeção automática de defeitos superficiais por corrente parasita

Na etapa de corte a tesoura é o componente com a finalidade de seccionar por cisalhamento o material em comprimentos pré-determinados, através de atuações sincronizadas de sistemas eletromecânicos, conforme as Figuras 3.15 e 3.16.

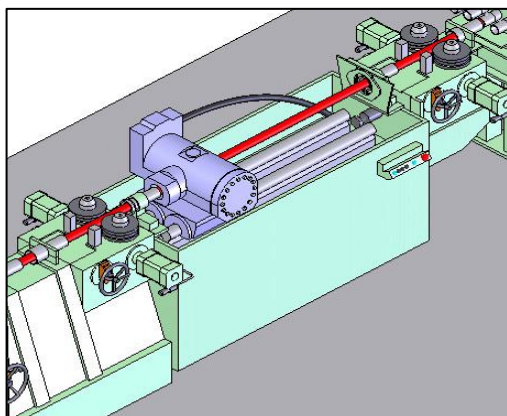


Figura 3.15 - Sistema de corte por cisalhamento

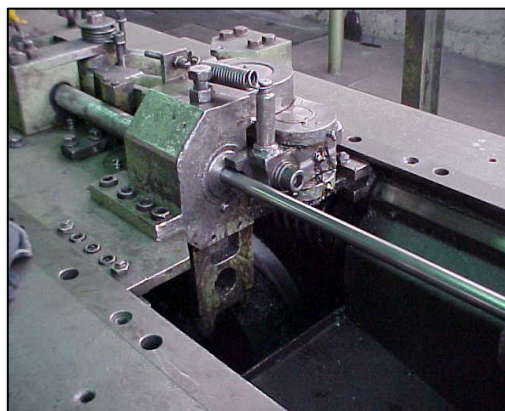


Figura 3.16 - Sistema de corte por cisalhamento

A última etapa do processo de trefilação combinada é o polimento/endireitamento das barras, que é realizado através da regulação dos ângulos e pressão de dois rolos hiperbólicos, sendo um côncavo e outro convexo, conforme Figuras 3.17 e 3.18.

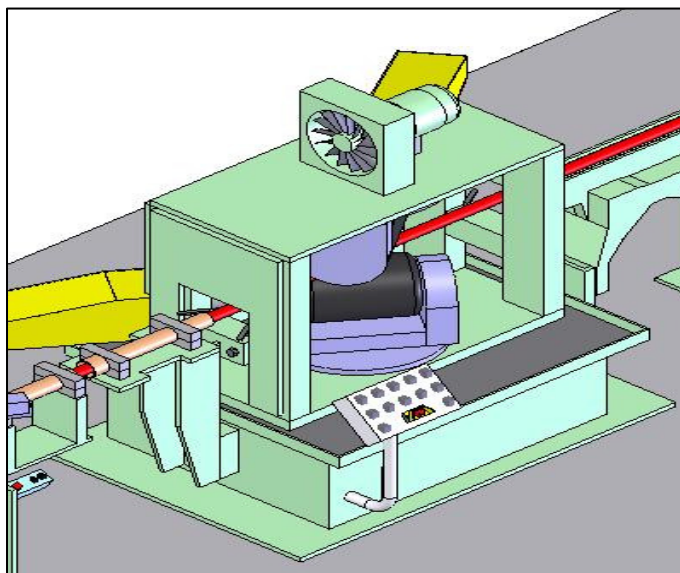
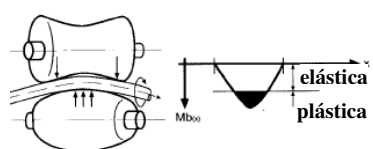
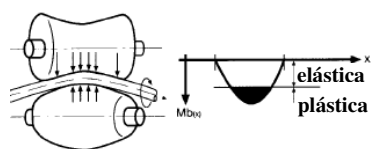


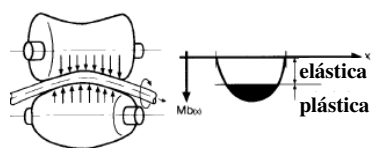
Figura 3.17 – Polimento / endireitamento por rolos hiperbólicos



Deformação plástica da seção transversal da haste devido à flexão do material entre os rolos de endireitamento.



Aumento da cobertura da seção transversal deformada plasticamente através do aumento da força aplicada.



Obtenção da maior profundidade de penetração possível. Manutenção do maior comprimento possível na região plástica.

Figura 3.18 - Influência da pressão e ângulo dos rolos hiperbólicos

Após o polimento/endireitamento das barras, são realizados na banca de saída os controles dimensionais e de forma, com medição de diâmetro e ovalização com micrômetro, medição de comprimento com trena e medição de retlineidade com relógio comparador, além de inspeção visual da condição superficial das barras e medição de rugosidade quando necessário.

Finalmente são formados os feixes de barras trefiladas, que são pesados, embalados, etiquetados e estocados até a expedição para os clientes. A Figura 3.19 mostra um exemplo de feixes de barras trefiladas para hastes de amortecedores prontos para expedição.



Figura 3.19 - Feixes de barras trefiladas em estoque



### 3.2 AMORTECEDORES AUTOMOBILÍSTICOS

Há dois tipos básicos de amortecedores empregados na indústria automobilística: o amortecedor estrutural e o amortecedor convencional. O estrutural (ou dianteiro), conforme Figura 3.20, tem ligação direta com a estrutura da suspensão dianteira do veículo e suas funções principais são absorver a energia dissipada pelo sistema de suspensão (impacto) e ligar o chassi à carroceria. Já o amortecedor convencional (traseiro), mostrado na Figura 3.21, não tem ligação direta com a suspensão do veículo e sua função básica é estabilizar as oscilações da carroceria (em função do efeito elástico e repetitivo das molas), além de cumprir o importante papel de conciliar conforto, ao rodar com estabilidade e aderência dos pneus ao solo. Deve realizar esta tarefa inclusive nas condições mais difíceis de trabalho (pisos irregulares ou desvios bruscos de trajetória)<sup>(6)</sup>. Nas Figuras 3.22 e 3.23 podem-se observar exemplos de amortecedores em corte com os detalhes internos dos mesmos, inclusive a haste do pistão, produzida a partir de barras trefiladas.

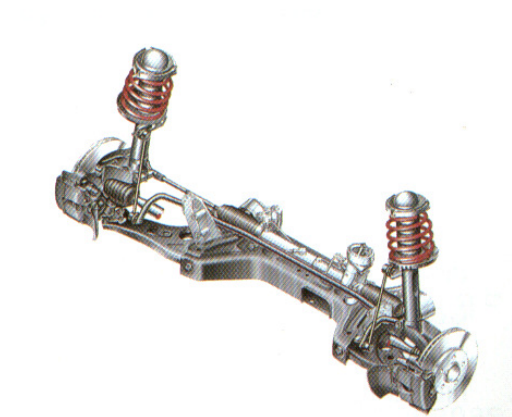


Figura 3.20 - Amortecedor Estrutural



Figura 3.21 - Amortecedor Convencional

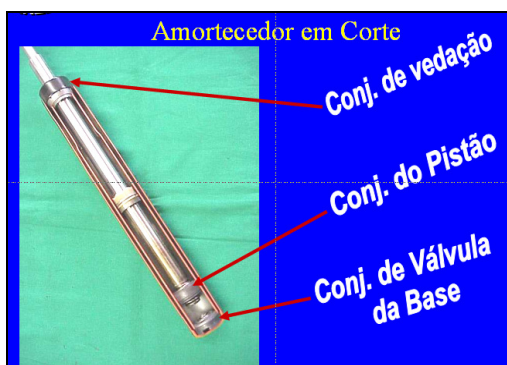


Figura 3.22 - Amortecedor em corte e principais componentes internos

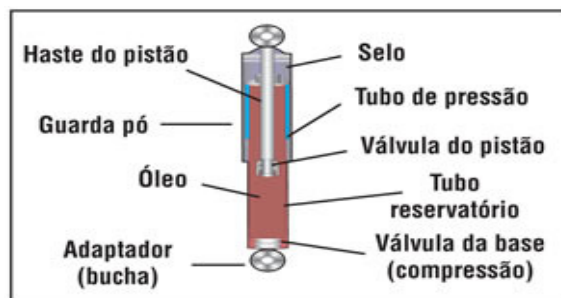
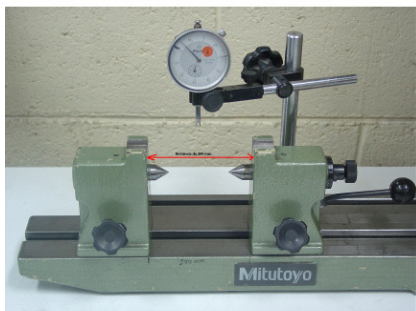


Figura 3.23 - Amortecedor em corte e principais componentes internos

As hastes dos amortecedores produzidas a partir de barras trefiladas passam por várias etapas até sua montagem no conjunto do amortecedor. Um exemplo de sequência de produção das hastes começa com o corte (em prensa hidráulica com sistema de bucha e navalha reta) das barras trefiladas em blanks (pedaços de barra a serem processados) de diferentes comprimentos, de acordo com o tipo de veículo. Estes blanks passam então por um processo de retífica inicial, de desbaste, objetivando a remoção de qualquer decarbonetação parcial superficial existente nas barras trefiladas. Então os blanks retificados são encaminhados para tornos de diversos modelos (CNC, multifuso, etc) para usinagem das espigas em ambas as pontas dos blanks. As espigas menores são de desenho padrão, pois são estas que fixam o amortecedor na estrutura do veículo. As espigas maiores têm diversos desenhos, de acordo com o tipo de veículo. Os blanks retificados com as espigas usinadas em ambas as pontas (agora já denominados de hastes) são então encaminhados para uma linha contínua de têmpera superficial por indução à alta frequência. Este processo consiste em aquecer por indução (através de uma bobina de aquecimento por indução), acima da temperatura de transformação, uma camada superficial das hastes por volta de 1,00mm de profundidade e em seguida resfriar instantaneamente esta região com um spray de água para formação de martensita. Nesta etapa ocorre eventualmente um empenamento das hastes e por este motivo alguns fabricantes de amortecedores optam por incluir após a têmpera superficial uma operação de desempenho em rolos hiperbólicos. O empenamento máximo admissível nas hastes após esta operação é de 0,10mm, sendo a medição realizada através de relógio comparador, conforme Figura 3.24.

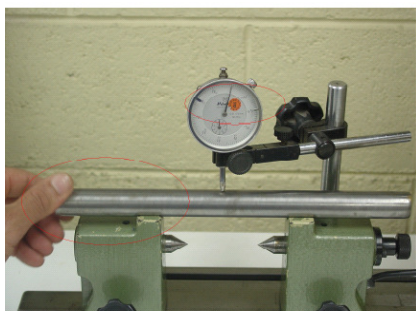


1 - A distância entre o dispositivo deve ser 100mm.



2 - Colocar a haste sobre o dispositivo.

3 - Zerar o relógio comparador.



4 - Girar a haste.

5 - Quando encontrar o valor máximo, zerar novamente o relógio comparador. Girar novamente a haste e quando encontrar o valor máximo, dividi-lo por 2.



6 - Este valor será o valor da retilidade da haste.

Figura 3.24 – Medição da retilidade das hastes de amortecedor

Após a têmpera superficial os blanks ainda passam por 02 retíficas de acabamento e após isto são cromados, normalmente em linhas automáticas. Após a cromação os blanks são enviados para um forno para que seja realizada a desidrogenização, ou seja, a retirada de hidrogênio em excesso adicionado durante a etapa de cromação, evitando-se assim possível fragilização ao hidrogênio. Finalmente é feito o polimento das hastes cromadas e antes do envio para a célula de montagem do amortecedor é realizado o controle de qualidade das hastes, como medição da retilineidade, controle dimensional através de projetor de perfil, controle de rugosidade através de rugosímetro, controle de profundidade da camada temperada através de microscópio, etc.

### 3.3 TENSÕES RESIDUAIS EM BARRAS TREFILADAS

T. Kuboki et al<sup>(2)</sup> propuseram uma nova fieira para alterar o padrão de tensões residuais em barras trefiladas. Esta fieira está mostrada na Figura 3.25 e consiste de duas porções cônicas consecutivas e ângulo da segunda porção cônica muito pequeno, o que conseqüentemente implica em um comprimento de fieira um pouco maior do que o usual. O objetivo é a produção de um efeito similar ao do skin pass na segunda porção cônica da fieira, com redução de área muito leve, de 0,5% a 2,0%, o que reduz consideravelmente a tensão residual axial, pois se adiciona uma deformação plástica axial extra à superfície e centro, sendo maior na superfície que no centro. A nova geometria de fieira agrupa o conceito do método skin pass com a influência do perfil da fieira "R", também mostrada na Figura 3.26 abaixo, que na direção longitudinal é um arco circular que faz com que a redução de área se reduza gradualmente no sentido do lado de saída. A adição da redução muito leve na segunda porção cônica da fieira pode compensar o alongamento desproporcional entre o centro e a superfície da barra trefilada, para reduzir a tensão residual. Primeiramente foi feita uma comparação entre uma fieira normal, com apenas 01 porção cônica, e a fieira de duas porções cônicas consecutivas, sendo utilizado para a primeira porção cônica o mesmo ângulo da fieira normal. Como resultado foi demonstrado<sup>(2)</sup> que a fieira com duas porções cônicas apresentou valores muito menores de tensão residual, tanto axial (que é a maior componente de tensão) quanto radial e circunferencial. Foi calculada (através de análise numérica pelo método de elementos finitos) uma tensão residual axial compressiva no centro por volta de 1.000 MPa para a fieira normal e por volta de 250 MPa para a fieira proposta. Após isto foram variados, somente para a fieira com duas porções cônicas, o ângulo e redução de área, objetivando otimizar o tamanho da fieira, já que menor ângulo e maior redução implicam em maior comprimento de fieira, o que pode ser inviável para aplicações industriais. Quanto menor o ângulo da segunda porção cônica há um maior contato fieira-material e menor a tensão residual axial, porém maior força de trefilação será necessária, o que também deve ser levado em consideração no projeto da fieira. Quanto maior a redução de área da segunda porção cônica da fieira, menor será a tensão residual axial, porém apenas para ângulos da segunda porção cônica maiores que 0,5°. Para ângulos da segunda porção cônica menores que 0,5° a redução de

área acima de valores próximos a 1,5% fica saturada, ou seja, para ângulos da segunda porção cônica menores que  $0,5^\circ$  reduções de área acima de 1,5% não geram ganhos de redução da tensão residual axial, sugerindo-se então limitar a redução de área por volta deste valor para se evitar aumentar desnecessariamente o comprimento da fieira. Como resultado, os autores T. Kuboki et al<sup>(2)</sup> confirmaram que existe uma combinação de ângulo de fieira ( $0,5^\circ$ ) e redução de área (1,5%) para a segunda porção cônica que permite uma redução notável da tensão residual axial, tendo como resultado um comprimento da segunda porção cônica por volta de 23mm. Adicionalmente, também foi demonstrado<sup>(2)</sup> que o ângulo de fieira de  $0,5^\circ$  gerou menor perturbação na entrada e saída da segunda porção cônica, além de minimizar a tensão residual gerada após trefilação em função da deformação elástica que naturalmente ocorre. Para comprovação dos resultados, os autores<sup>(2)</sup> fizeram os cálculos da tensão residual através de análise por elementos finitos elasto-plástica (software ELFEN) e as medições da tensão residual pelo método SACHS (furo central ao longo do comprimento). Cabe ressaltar que os experimentos laboratoriais foram realizados numa banca de trefilação (trefila de barra para barra e não de bobina para barra) e a barra base utilizada foi recozida para eliminação de qualquer tensão residual anterior à trefilação.

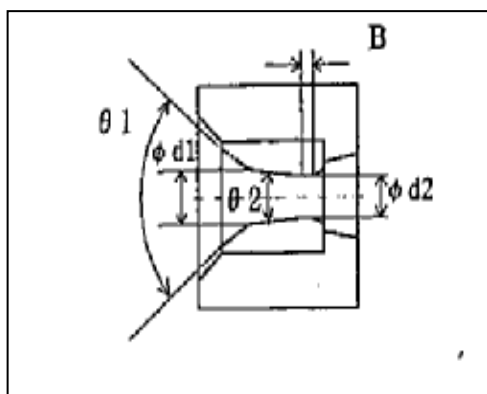


Figura 3.25 - Fieira com duas porções cônicas consecutivas

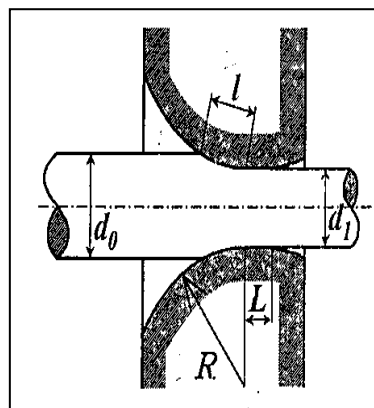


Figura 3.26 - Fieira tipo "R" ou tipo "C" (circular)

A eficiência desta nova geometria de fieira também foi verificada por M. Asakawa et al<sup>(7)</sup>, que compararam, além da influência do comprimento do paralelo da fieira, três tipos de geometria da zona de entrada da fieira (approach) na geração de tensões residuais. A fieira tipo “A” (Angle-type die) conforme Figura 3.27 é uma fieira angular, o que significa que a geometria da zona de entrada da fieira tem um semi-ângulo constante ( $\alpha$ ) até a entrada do paralelo da fieira. A fieira tipo “C” (Circle-type die) conforme Figura 3.26 é uma fieira circular, o que significa que a geometria da zona de entrada da fieira tem uma circunferência ou raio constante (R) até a entrada do paralelo da fieira. A fieira tipo “A-C” (Angle-Circle-type die) é um misto dos tipos “A” e “C”, onde é adotada a forma “A” na entrada da zona de entrada da fieira e a forma “C” na saída da zona de entrada da fieira (ou entrada do paralelo). Também é analisado o efeito de uma segunda porção cônica em fieiras tipo “A-C”. Como resultado, em relação ao efeito do comprimento do paralelo, M. Asakawa et al<sup>(7)</sup> demonstraram que quanto maior o comprimento, menor é a tensão residual na superfície, sendo que esta tensão fica estável a partir de  $L/d_1 > 0,3$  e que a faixa ótima para redução da tensão residual é  $0,4 < L/d_1 < 0,6$ , onde L é o comprimento do paralelo e  $d_1$  é o diâmetro final. A distribuição das tensões internas na entrada e saída do paralelo da fieira também foi investigada. A máxima tensão axial foi gerada na superfície da entrada do paralelo em cada fieira, enquanto na saída do paralelo foi gerada tensão sob a superfície na fieira tipo “C”, sendo então descoberto que a tensão axial na saída do paralelo diminui em comparação com a entrada. Destes resultados conclui-se que o comprimento do paralelo reduz a tensão axial residual na superfície da barra. Além do efeito sobre a tensão residual, um comprimento ótimo do paralelo da fieira também melhora a retilidade, a tolerância dimensional e qualidade superficial das barras trefiladas, além de aumentar a vida útil da ferramenta. Também foi demonstrado<sup>(7)</sup> que a tensão residual superficial diminui com reduções de área  $\geq 15\%$  e  $\leq 3\%$ ; para redução de área  $\leq 0,5\%$  foi gerada tensão residual compressiva na superfície e a tensão residual compressiva no centro foi diminuída com redução  $\leq 3\%$ . Em relação ao efeito da geometria da zona de entrada da fieira, considerando l o comprimento de contato da fieira com o material base e  $d_0$  o diâmetro do material base, os autores<sup>(7)</sup> demonstraram que quanto maior a relação  $l/d_0$ , menor a tensão residual superficial, tanto para a fieira tipo “A” quanto para a tipo “C”, sendo o ponto ótimo  $l/d_0 \geq 0,5$  para a fieira tipo “A” e  $l/d_0 \geq 0,6$  para a fieira tipo “C”, o

que pode ser obtido reduzindo o ângulo ( $\alpha$ ) da fieira tipo “A” e aumentando o raio (R) para a fieira tipo “C”. Na fieira tipo “A” a máxima tensão residual foi gerada na superfície e na fieira tipo “C” a máxima tensão residual foi gerada sob a superfície. Das observações acima surgiu a fieira tipo “A-C”, onde através da variação do raio “R” (raio entre a saída da zona de entrada da fieira – approach – e o início do paralelo) é gerada tensão residual compressiva na superfície, para  $R \geq 50\text{mm}$ , sendo a faixa ideal  $R/d_1 > 0,5$ . Com a redução da tensão residual na superfície, a máxima tensão residual é gerada sob a superfície da barra. Isto acontece porque a tensão axial gerada na saída da zona de entrada da fieira – approach – é pequena para as fieiras tipo “C” e “A-C” e a tensão residual na superfície é diminuída pelo efeito de redução da tensão pelo comprimento do paralelo. Na fieira tipo “A” a tensão axial gerada na saída da zona de entrada da fieira – approach – é muito grande e o efeito de redução da tensão pelo comprimento do paralelo é diferente. Destes resultados, pressupõe-se que a redução da tensão residual superficial é causada pela interação do raio “R” e comprimento do paralelo. Por fim, em relação ao efeito de uma segunda porção cônica em fieiras tipo “A-C” M. Asakawa et al<sup>(7)</sup> demonstraram que a tensão residual compressiva no centro reduziu-se ainda mais quando em comparação com a fieira tipo “A-C” sem a segunda porção cônica e que foi gerada uma forte tensão residual compressiva na superfície.

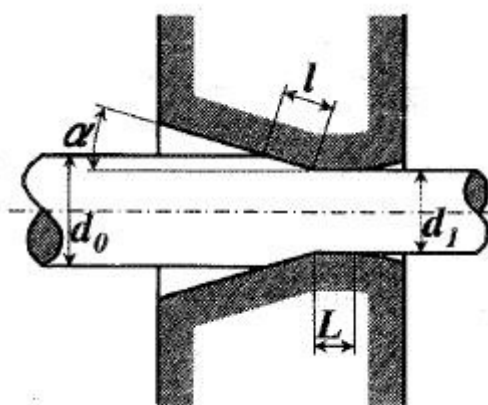


Figura 3.27 - Fieira tipo “A” (angular)



Nunes<sup>(8)</sup> realizou análises da variação das tensões residuais em barras trefiladas retiradas de quatro diferentes etapas do processo de trefilação combinada, sendo elas: pré-endireitamento, jateamento, trefilação (com ângulos de 15°, 16°, 18° e 20°) e endireitamento e polimento por rolos cruzados (com ângulos de 15°, 16° e 18°), objetivando identificar quais etapas do processo têm maior influência na barra trefilada final. No pré-endireitamento as tensões residuais encontradas foram principalmente compressivas e variáveis ao longo do perímetro da barra, tanto superficialmente quanto para profundidades maiores, em função das deformações não homogêneas ao longo do perímetro da barra. Além disso, foi observado que as tensões residuais longitudinais e tangenciais apresentaram valores e comportamento similares. No jateamento as tensões residuais encontradas foram de intensidade bem maior quando comparadas com as tensões geradas na etapa anterior, de pré-endireitamento, sendo também compressivas na superfície (devido à deformação plástica imposta pelas granalhas), mas tendendo a trativas com o aumento da profundidade, mostrando ainda pequenas variações ao longo do perímetro da barra. Com maior pressão no pré-endireitamento vertical as variações ao longo do perímetro da barra foram maiores. Na trefilação novamente foram observadas tensões residuais bastante variáveis ao longo do perímetro da barra, mas aqui foram induzidas tensões trativas e de alta intensidade na superfície, mas tendendo a compressivas com o aumento da profundidade. Também nesta etapa da trefilação foram comparados diferentes ângulos de fieira e foi observado que este parâmetro influencia fortemente os níveis de tensões residuais. Com ângulos maiores as tensões na região superficial (até 0,03mm) são de menor intensidade do que as obtidas com ângulos menores, devido a efeitos de atrito na região superficial. Porém, para distâncias da superfície maiores que 0,03mm (até 0,5mm) as tensões são mais trativas para ângulos de fieira maiores, o que pode ser explicado pela menor área de contato entre a fieira e o fio máquina. Para distâncias da superfície maiores que 0,5mm e até 1,00mm ângulos diferentes tem uma tendência a induzirem tensões residuais com um mesmo nível, sendo que a partir de 1,00mm as tensões tendem a ser menos trativas e até mesmo compressivas, por volta de 3,00mm. No endireitamento e polimento por rolos cruzados as tensões residuais encontradas também foram de grande intensidade, sendo também compressivas (até 1,00mm de profundidade) e mostrando pequena variação ao longo do perímetro da barra. Também nesta etapa foram comparados diferentes ângulos dos rolos

de endireitamento e foi observado que ângulos maiores e menores apresentam comportamento semelhante quanto às tensões residuais superficiais. Porém, com o aumento da distância da superfície, observou-se para ângulos menores um nível mais compressivo das tensões residuais, o que pode ser explicado pela maior área de contato entre a barra trefilada e os rolos, com o decréscimo do ângulo dos rolos. Também foram analisadas algumas interações entre as diferentes etapas do processo de trefilação combinada, onde uma condição com ângulo de fieira de 15° e um ângulo de endireitamento e polimento de 18° gerou níveis de tensões residuais compressivos na superfície da barra e uma melhor homogeneidade ao longo do perímetro da barra. Em resumo, foram observados diferentes padrões de tensão residual para cada etapa da trefilação combinada, sendo que em alguns casos o padrão de tensões residuais do processo anterior foi sobreposto pelo processo seguinte e em outros casos o padrão de tensões residuais do processo anterior se manteve após o processo seguinte.

Em nenhuma das referências bibliográficas citadas<sup>(2,7,8)</sup> foi feito relacionamento entre as tensões residuais e a retilineidade das barras trefiladas e também não foi encontrado na literatura nenhum estudo da influência da retilineidade das barras trefiladas no processo de têmpera superficial por indução.

#### 4. METODOLOGIA

Para o desenvolvimento do trabalho, a coleta de dados foi feita durante o processamento das bobinas (fio máquina) de aço 1045 laminadas a quente via Stelmor, da usina integrada da ArcelorMittal João Monlevade, as quais foram trefiladas em barras redondas na ArcelorMittal Sabará, na máquina Schumag 906, modelo KZ-III-B. As feiras com diferentes ângulos foram adquiridas da Belgo Bekaert Arames, que fez o encarcamento, realizou a usinagem dos núcleos adquiridos externamente e fez a medição final completa através de traçador de perfil. Os ensaios para obtenção das propriedades mecânicas foram realizados na Belgo Bekaert Arames, em uma máquina de tração Wolpert de 100t. Os ensaios de microdureza Vickers também foram realizados na Belgo Bekaert Arames, em microdurômetro LEITZ com carga de 2kg. A verificação prática dos resultados obtidos foi realizada durante processamento dos materiais em um fabricante de amortecedores, onde foram realizadas medições de retilidade das hastes de amortecedor após o processo de têmpera superficial por indução.

Foi utilizado fio máquina de diâmetro 22,50mm com tolerância de +/- 0,30mm para trefilação das barras no diâmetro de 20,40mm, com tolerância de +0,00mm – 0,10mm. Foi utilizado o mesmo rolo de fio máquina na produção de todos os experimentos realizados no trabalho, a fim de eliminar possíveis diferenças entre rolos que porventura poderiam influenciar nos resultados. Este rolo foi selecionado aleatoriamente dentre os 60 rolos disponíveis da corrida 6099500, corrida esta também escolhida aleatoriamente. Durante a produção das barras trefiladas foram utilizados micrômetros digitais Mitutoyo para verificação de diâmetro e ovalização, trenas para verificação do comprimento das barras e relógio comparador Mitutoyo para verificação da retilidade das barras.

A medição da retilidade das barras trefiladas foi realizada na metade do seu comprimento e também em ambas as pontas (cabeça e cauda), em balanço, conforme Figura 4.1. Neste procedimento, a barra é apoiada sobre rolamentos equidistantes, ficando 250mm de ambas as pontas da barra sem apoio. O relógio comparador é apoiado sobre a cabeça da barra e então o mesmo é zerado. Promove-se a rotação manual da barra em 360° até se encontrar o máximo valor em milímetros. Neste ponto de máximo valor é novamente zerado o relógio comparador. Então se promove nova rotação manual da barra em 360° e o máximo valor encontrado, em milímetros, é

registrado como o resultado final da retilidade na cabeça da barra. Depois o relógio comparador é deslocado para a cauda da barra e repetem-se os passos acima para a obtenção do resultado final da retilidade na cauda da barra. O mesmo é feito para a medição no meio da barra. Foram realizadas 03 medições por barra (01 na cabeça, 01 na cauda e 01 no meio) em 06 barras de cada experimento.

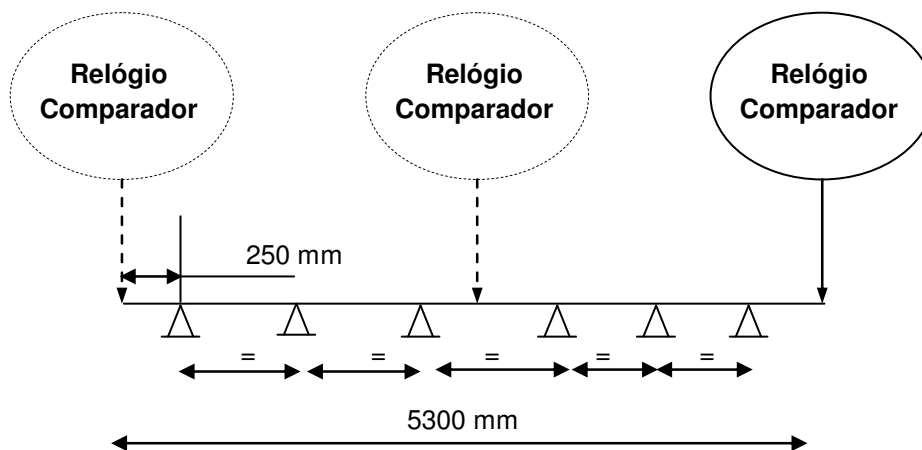


Figura 4.1 – Medição da retilidade das barras treiladas

Os ensaios de microdureza Vickers na seção transversal, da superfície até aproximadamente meio raio (5,10 mm), foram realizados em 01 amostra de cada experimento, em 6 pontos dentro desta profundidade, em 4 posições em cruz, conforme Figura 4.2. A distância entre os 06 pontos de cada eixo e a superfície foi medida com o micrômetro do microdurômetro LEITZ. Foi também medida a descarbonetação na seção transversal, nas 4 posições em cruz, através do microscópio LEITZ METALLUX3.

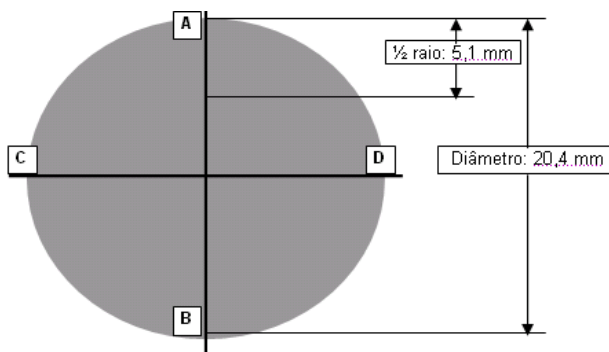


Figura 4.2 – Mapa do ensaio de microdureza Vickers

A caracterização metalográfica também foi realizada na Belgo Bekaert Arames, utilizando o microscópio LEITZ METALLUX 3 com câmera LEICA DC 300A, com ampliação de 200X que é o padrão para avaliação de redução de área. A preparação dos corpos de prova para análise seguiu o seguinte roteiro. Foram feitos os cortes dos corpos de prova, de aproximadamente 15mm de profundidade e 10mm de comprimento, no sentido do eixo longitudinal das amostras de barras trefiladas, amostras estas retiradas de posições aleatórias das barras. As rebarbas provenientes dos cortes foram retiradas em lixadeira horizontal, com lixa grana 600, para manter o correto posicionamento dos corpos de prova sobre a superfície do êmbolo inferior (embutimento à quente) e não gerar dúvidas durante a análise. Para as montagens à quente (embutimento) os corpos de prova foram posicionados dentro do cilindro de embutimento sobre o êmbolo inferior, em seqüência numérica, da direita para a esquerda, sendo identificado com um pedaço de arame (chamado de pino de marcação) o primeiro corpo de prova e então registrado em caderno próprio estas identificações. Então foi colocada a resina (baquelite) sobre os corpos de prova de modo a cobri-los totalmente, objetivando facilitar o lixamento e polimento, além de serem neutras às soluções de ataque. Foi feita então a regulagem dos parâmetros (pressão, tempo de aquecimento e tempo de resfriamento) da máquina de embutir e realizados os embutimentos. Após a retirada das montagens foram feitas as identificações das mesmas com caneta pneumática nas laterais das baquelites. Então foi feito o lixamento dos corpos de prova usando lixa grossa (nº 120), preocupando-se em obter uma face plana e evitando o aquecimento das amostras. O procedimento foi repetido com as lixas nº 280, 400 e 600, nesta seqüência. Os lixamentos foram feito no sentido ortogonal, de modo que a lixa posterior eliminasse os riscos deixados pela lixa anterior, e assim sucessivamente até o término do lixamento. Antes das trocas das lixas grossas para as lixas finas as amostras foram lavadas com água corrente, para evitar misturas de grãos abrasivos. Para o polimento das montagens os corpos de prova foram levemente pressionados sobre um disco de feltro com alumina ( $Al_2O_3$ ) em suspensão, até que a superfície adquirisse um polimento espelhado. Após o polimento de acabamento as superfícies foram lavadas com água corrente, algodão e álcool e depois as montagens foram colocadas no dessecador até o momento do ataque e análise ao microscópio.

Os parâmetros variados foram a geometria da fieira e o número de passes e foram mantidos constantes e controlados os demais, como diâmetro do fio máquina de partida, regulagem dos pré-endireitadores horizontal e vertical, vazão de granalha do jateamento, velocidade, pressão e ângulo dos rolos hiperbólicos de endireitamento, etc.

Foram feitos experimentos com dez situações diferentes, sendo:

- 1) Utilização de 01 fieira com ângulo de  $18^\circ$  e paralelo por volta de 4mm de comprimento e 20,28mm de diâmetro (18,76% de redução de área). Este é o padrão de fieira utilizado na ArcelorMittal Sabará;
- 2) Utilização de 01 fieira com ângulo de  $12^\circ$  e paralelo por volta de 4mm de comprimento e 20,28mm de diâmetro (18,76% de redução de área). O objetivo foi testar uma fieira com ângulo de entrada bem menor, em relação ao padrão utilizado na ArcelorMittal Sabará;
- 3) Utilização de 01 fieira com ângulo de  $30^\circ$  e paralelo por volta de 4mm de comprimento e 20,28mm de diâmetro (18,76% de redução de área). O objetivo foi testar uma fieira com ângulo de entrada maior, em relação ao padrão utilizado na ArcelorMittal Sabará;
- 4) Utilização de 01 fieira com ângulo de  $40^\circ$  e paralelo por volta de 4mm de comprimento e 20,28mm de diâmetro (18,76% de redução de área). O objetivo foi testar uma fieira com ângulo de entrada bem maior, em relação ao padrão utilizado na ArcelorMittal Sabará;
- 5) Utilização de 01 fieira com ângulo de  $12^\circ$  e paralelo por volta de 8mm de comprimento e 20,28mm de diâmetro (18,76% de redução de área). O objetivo foi testar uma fieira com ângulo de entrada bem menor e paralelo maior, em relação ao padrão utilizado na ArcelorMittal Sabará;
- 6) Utilização de 01 fieira com ângulo de  $30^\circ$  e paralelo por volta de 8mm de comprimento e 20,28mm de diâmetro (18,76% de redução de área). O objetivo foi testar uma fieira com ângulo de entrada maior e paralelo maior, em relação ao padrão utilizado na ArcelorMittal Sabará;
- 7) Utilização de 02 fieiras consecutivas, ambas com ângulo de  $12^\circ$  e paralelo por volta de 4mm de comprimento, sendo a primeira com diâmetro de 20,65mm e a segunda com diâmetro de 20,28mm. Desta forma foi imposta uma redução de área maior na primeira fieira (de 22,50mm para 20,65mm – RA=15,77%) e uma redução de área

mínima na segunda fieira (de 20,65mm para 20,28mm – RA=3,55%), objetivando simular o skin pass;

- 8) Utilização de 02 fieiras consecutivas, ambas com ângulo de 30° e paralelo por volta de 4mm de comprimento, sendo a primeira com diâmetro de 20,65mm e a segunda com diâmetro de 20,28mm. O objetivo foi o mesmo do experimento anterior, diferenciando apenas o ângulo;
- 9) Utilização de 02 fieiras consecutivas, ambas com ângulo de 12° e paralelo por volta de 4mm de comprimento, sendo a primeira com diâmetro de 21,64mm e a segunda com diâmetro de 20,28mm. Desta forma foi imposta uma pequena redução de área na primeira fieira (de 22,50mm para 21,64mm – RA=7,50%) e uma redução de área maior na segunda fieira (de 21,64mm para 20,28mm – RA=12,17%). O objetivo da primeira redução foi melhorar a tolerância dimensional do fio máquina (diâmetro e ovalização) antes da trefilação para o diâmetro final da barra;
- 10) Utilização de 02 fieiras consecutivas, ambas com ângulo de 30° e paralelo por volta de 4mm de comprimento, sendo a primeira com diâmetro de 21,64mm e a segunda com diâmetro de 20,28mm. O objetivo foi o mesmo do experimento anterior, diferenciando apenas o ângulo.

O perfil das fieiras dos testes, conforme exemplo mostrado na Figura 4.3, foi gerado através de traçador de perfil, ou perfilômetro de contato mecânico. Neste equipamento a fieira é fixada em um suporte e uma agulha de aço apoiada em um cantiléver se move horizontalmente sobre a superfície interna da mesma, gerando um deslocamento vertical da agulha em resposta às variações da superfície interna da fieira. Esse deslocamento vertical é transferido para um papel quadriculado, onde é traçado o perfil completo da superfície interna da fieira. De posse do perfil traçado no papel quadriculado é feita a marcação de início e fim do comprimento do paralelo, realizada a medição do ângulo de trabalho através de transferidor e medição do comprimento do paralelo com régua, medida esta normalmente definida como o percentual do diâmetro do paralelo e para a qual se deve atentar ao aumento utilizado na impressão. A medida do diâmetro do paralelo, apesar de mostrada na Figura 4.3, não é obtida através do traçador de perfil. Esta medida normalmente é realizada com micrômetro interno, conforme utilizado neste trabalho, mas também pode ser obtida através da utilização de pino calibrado ou ainda através de sistema ótico de medição, onde a luz que passa pelo furo do diâmetro do

paralelo é filmada e transferida para um software, que faz a análise e gera a informação do diâmetro.

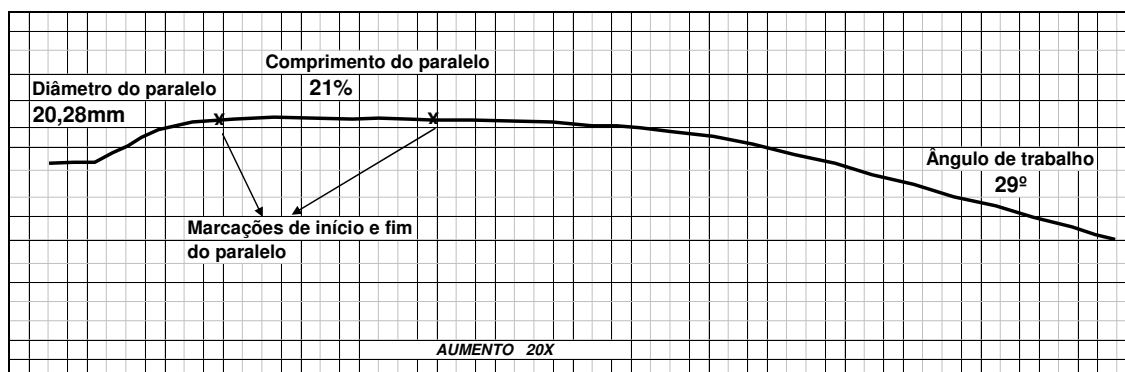


Figura 4.3 – Perfil de Feira gerado por Traçador de Perfil

Cabe aqui ressaltar o motivo pelo qual o diâmetro do paralelo das feiras foi solicitado com a medida de 20,28mm, quando a especificação das barras trefiladas, conforme citado acima, é diâmetro de 20,40mm com tolerância de +0,00mm – 0,10mm. Pela experiência prática na ArcelorMittal Sabará, com o padrão de feira atualmente utilizado na empresa, sabe-se que há um leve aumento de diâmetro nas barras após a passagem pela feira, devido principalmente ao alívio das tensões geradas no processo.

A Tabela 4.1 mostra o resumo dos experimentos realizados.

Tabela 4.1 – Planejamento dos Experimentos

Planejamento dos Experimentos					
Experimentos	Fatores				RA (%)
	Número de Passes	Ângulo Feira	Comprimento Paralelo	Diâmetro Paralelo	
1	1	18°	4mm	20,28mm	18,76
2	1	12°	4mm	20,28mm	18,76
3	1	30°	4mm	20,28mm	18,76
4	1	40°	4mm	20,28mm	18,76
5	1	12°	8mm	20,28mm	18,76
6	1	30°	8mm	20,28mm	18,76
7	2	12° e 12°	4mm e 4mm	20,65mm e 20,28mm	15,77 e 3,55
8	2	30° e 30°	4mm e 4mm	20,65mm e 20,28mm	15,77 e 3,55
9	2	12° e 12°	4mm e 4mm	21,64mm e 20,28mm	7,50 e 12,17
10	2	30° e 30°	4mm e 4mm	21,64mm e 20,28mm	7,50 e 12,17



## 5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

### 5.1 ANÁLISE QUÍMICA

A composição química da corrida 6099500 utilizada nos testes segue abaixo, onde se pode confirmar que o aço analisado refere-se à qualidade SAE 1045.

Tabela 5.1 – Análise Química do aço SAE 1045

<b>Elemento Químico</b>	<b>C</b>	<b>Si</b>	<b>Mn</b>	<b>P</b>	<b>S</b>
<b>Percentual em Peso (%)</b>	0,4320	0,2050	0,6460	0,0128	0,0200
<b>Elemento Químico</b>	<b>Cu</b>	<b>Ni</b>	<b>Cr</b>	<b>Al</b>	<b>V</b>
<b>Percentual em Peso (%)</b>	0,0236	0,0179	0,0235	0,0207	0,0401

### 5.2 CARACTERIZAÇÃO METALOGRÁFICA

Na Figura 5.1 são mostradas as microestruturas presentes nas barras trefiladas de três diferentes lotes: lote 1086126003 produzido com ângulo de fieira de 12°, lote 1086126005 produzido com ângulo 30° e lote 1086126006 produzido com ângulo de fieira de 40°. Em todas as microestruturas se podem observar as fases perlita (região escura) e ferrita (região clara), características de aços médio teor de carbono. Apesar dos três lotes terem sido trefilados com ângulos tão distintos não se percebe diferenças de microestrutura entre eles, o que pode ser explicado pelo fato da redução de área ter sido a mesma para todos eles.

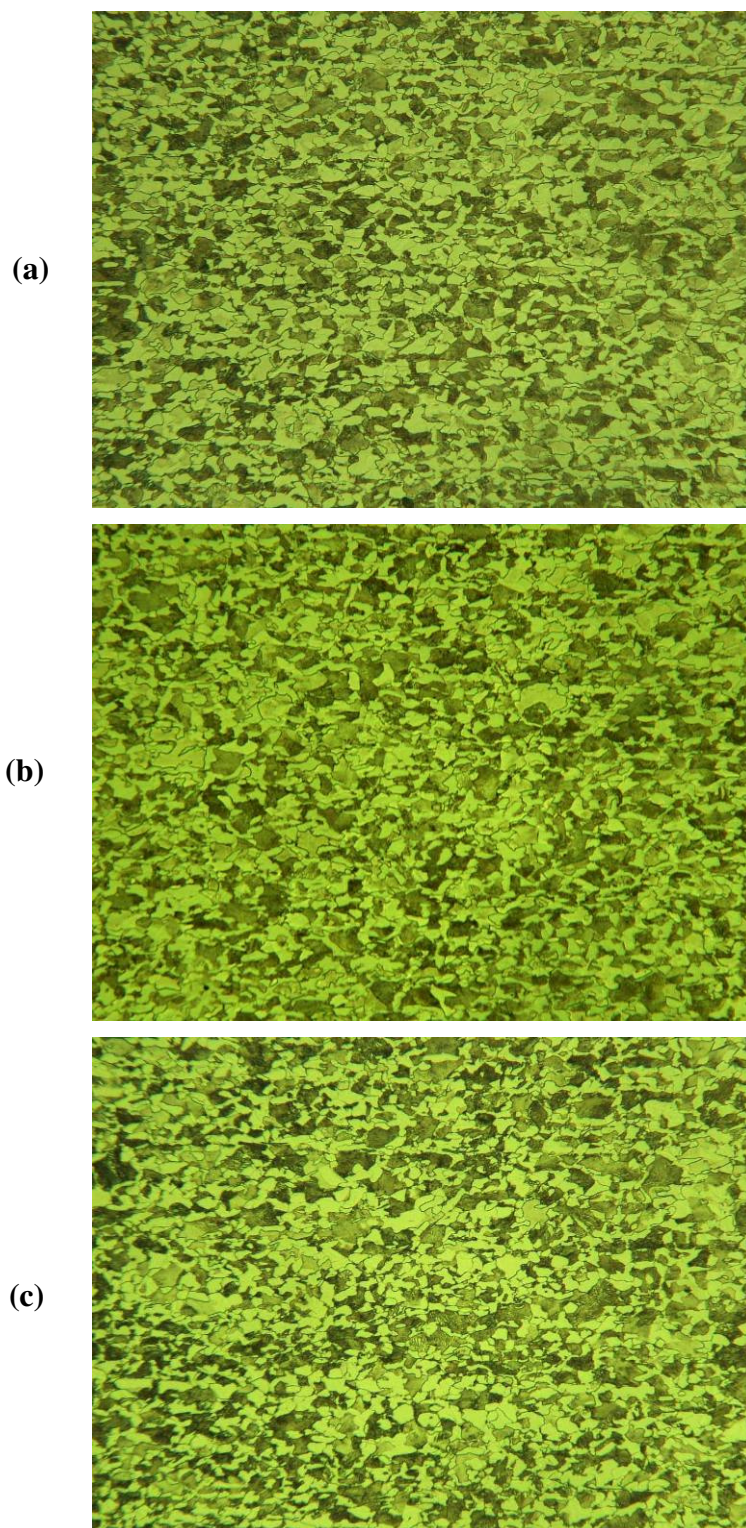


Figura 5.1 – Microestrutura presente nas barras treiladas: (a) lote 1086126003 com ângulo de fieira de 12°; (b) lote 1086126005 com ângulo de fieira de 30°; e (c) lote 1086126006 com ângulo de fieira de 40°

Seção Longitudinal – Ataque Nital 2% – Ampliação 200X

### 5.3 GEOMETRIA

A Tabela 5.2 mostra as dimensões reais das feiras após medição com traçador de perfil, destacando os lotes gerados em cada experimento.

Tabela 5.2 – Dimensões das Feiras após Medição

Experi- mentos	Fatores				RA (%)	Lotes Gerados
	Número de Passes	Ângulo Feira	Comprimento Paralelo	Diâmetro Paralelo		
1	1	18°	4,21mm	20,25mm	18	<b>1086126004</b>
2	1	12°	4,48mm	20,25mm	18	<b>1086126003</b>
3	1	30°	5,87mm	20,25mm	19	<b>1086126005</b>
4	1	40°	4,34mm	20,25mm	18	<b>1086126006</b>
5	1	12°	7,09mm	20,25mm	19	<b>1086126002</b>
6	1	30°	6,48mm	20,25mm	18	<b>1086126001</b>
7	2	12° e 12°	3,51mm e 4,48mm	20,85mm e 20,25mm	15,77 e 3,84	<b>1086126007</b>
8	2	28° e 30°	4,13mm e 5,87mm	20,85mm e 20,25mm	15,77 e 3,84	-----
9	2	12° e 12°	4,78mm e 4,48mm	21,84mm e 20,25mm	7,50 e 12,43	<b>1086126008</b>
10	2	29° e 30°	4,33mm e 5,87mm	21,84mm e 20,25mm	7,50 e 12,43	-----

Comparando-se a Tabela 4.1 com a Tabela 5.2, se observam algumas diferenças entre as dimensões planejadas e as encontradas nas feiras após medição, basicamente em relação ao comprimento do paralelo. Estas diferenças anularam algumas experiências, como as análises da influência do comprimento do paralelo na reticidade e tolerâncias dimensionais para as feiras de 30°. Para os lotes **1086126001** e **1086126005** foi proposto comprimento de paralelo de 8mm e 4mm respectivamente, mas foi obtido o valor de 6,48mm para o lote **1086126001** e de 5,67mm para o lote **1086126005**. Ou seja, houve uma diferença de apenas 0,81mm entre o comprimento do paralelo dos dois lotes, não sendo possível nenhuma conclusão quanto à similaridade de reticidade e diferença de tolerâncias dimensionais entre estes dois lotes.

Por questões técnicas não foi possível a conclusão dos dois experimentos que previam a utilização de 02 feiras consecutivas, ambas com ângulo de 30° e paralelo por volta de 4mm de comprimento. O fio máquina passou normalmente pela primeira feira, mas não foi possível sua enfição na segunda feira, lembrando que a enfição é realizada através de pushpointer e não por apontamento da matéria-prima. Uma explicação para este fato

pode estar na falha de lubrificação da segunda fieira. Devido ao ângulo maior, de 30°, pode ter havido retenção de óleo na primeira fieira devido ao aumento da força de compressão, ocasionando lubrificação insuficiente da segunda fieira para permitir a passagem do material.

### 5.3.1 RESULTADOS DE RETILINEIDADE APÓS TREFILAÇÃO

Na Tabela 5.3 são mostrados os resultados das médias das medições de retilineidade realizadas nas barras trefiladas dos lotes gerados em cada experimento e o desvio padrão obtido.

Analisando as médias das medições, pode-se observar que os lotes **1086126001**, **1086126005** e **1086126006** apresentaram os melhores resultados e o lote **1086126007**, com dois passes de trefilação, foi o que apresentou o pior resultado. Analisando o desvio padrão, observa-se este mesmo perfil.

Os lotes **1086126001**, **1086126005** e **1086126006** foram trefilados com fieiras com ângulos maiores, sendo os lotes **1086126001** e **1086126005** produzidos com fieira de 30° e o lote **1086126006** produzido com fieira de 40°. Conforme Dieter<sup>(1)</sup>, a maior parte da deformação plástica observada dentro da fieira pode ser atribuída às tensões de compressão impostas ao material, devido ao contato entre a barra e a fieira; apesar da deformação cisalhante aumentar com o aumento do ângulo de entrada da fieira, com ângulos maiores é menor o atrito do material com as paredes da fieira. Esta talvez seja a causa dos melhores resultados de retilineidade para maiores ângulos, onde há menor contato da fieira com o material sendo trefilado e desta forma menor atrito. Conforme Campos<sup>(9)</sup>, o atrito é danoso durante o processo de trefilação, pois uma elevação em seus níveis pode significar perdas de controle dimensional.

Em relação ao comprimento do paralelo, conforme M. Asakawa et al<sup>(7)</sup>, um comprimento ótimo do paralelo da fieira melhora a retilineidade das barras trefiladas. Analisando individualmente esta característica não foi possível confirmar esta afirmativa, pois apesar do lote **1086126001**, produzido com fieira com paralelo de 6,48mm, ter apresentado um dos melhores resultados de retilineidade, o lote **1086126002**, produzido com fieira com paralelo de 7,09mm, não apresentou bons resultados. Desta forma conclui-se que esta característica não pode ser analisada

individualmente, pois foi maior a influência do ângulo de entrada da fieira ou da interação entre ângulo de entrada e comprimento do paralelo. Uma melhor análise poderia ser feita através da comparação entre os lotes **1086126001** e **1086126005**, para os quais foi proposto, conforme Tabela 4.1, ângulo de entrada de 30° e comprimento de paralelo de 4mm, para o lote **1086126005** e de 8mm, para o lote **1086126001**. Porém, conforme se observa na Tabela 5.2, foi obtido o valor de 6,48mm para o lote **1086126001** e de 5,67mm para o lote **1086126005**. Ou seja, houve uma diferença de apenas 0,81mm entre o comprimento do paralelo dos dois lotes, não sendo possível identificar diferenças de retilineidade entre eles. Foi possível fazer esta comparação entre os lotes **1086126002** e **1086126003**, para os quais foi proposto, conforme Tabela 4.1, ângulo de entrada de 12° e comprimento de paralelo de 4mm, para o lote **1086126003** e de 8mm, para o lote **1086126002**. Conforme se observa na Tabela 5.2, foi obtido o valor de 4,46mm para o lote **1086126003** e de 7,09mm para o lote **1086126002** e os resultados de retilineidade das barras, considerando o desvio padrão, foram muito similares entre eles. Desta forma, podemos concluir que o ângulo de entrada da fieira é o principal responsável pela retilineidade das barras trefiladas.

Tabela 5.3 – Resultados de Retilineidade

LOTE	RETILINEIDADE - MÉDIA (mm)				RETILINEIDADE - DESVIO PADRÃO			
	CABEÇA	MEIO	CAUDA	TOTAL	CABEÇA	MEIO	CAUDA	TOTAL
<b>1086126001</b>	0,540	0,090	0,624	<b>0,418</b>	0,114	0,032	0,182	<b>0,268</b>
1086126002	1,290	0,097	1,243	0,877	0,301	0,028	0,237	0,604
1086126003	1,316	0,253	1,281	0,950	0,155	0,322	0,187	0,551
1086126004	1,275	0,164	1,146	0,862	0,243	0,062	0,161	0,533
<b>1086126005</b>	0,481	0,115	0,650	<b>0,415</b>	0,166	0,027	0,127	<b>0,257</b>
<b>1086126006</b>	0,760	0,151	0,517	<b>0,476</b>	0,097	0,023	0,187	<b>0,282</b>
<b>1086126007</b>	1,670	0,201	1,519	<b>1,130</b>	0,326	0,057	0,118	<b>0,705</b>
1086126008	1,076	0,156	1,106	0,779	0,136	0,076	0,187	0,471

### 5.3.2 RESULTADOS DE EMPENAMENTO APÓS TÊMPERA

Na Tabela 5.4 são mostrados os resultados das médias das medições do empeno após o processamento de têmpera superficial por indução em um fabricante de amortecedores, realizadas nas hastes de amortecedores provenientes dos lotes gerados em cada experimento e também o desvio padrão obtido.

Analisando as médias das medições e o desvio padrão, pode-se observar que apenas os lotes **1086126001**, **1086126005** e **1086126006** apresentaram resultados dentro da especificação de máximo 0,10mm (considerando o desvio padrão), sendo que os lotes **1086126005** e **1086126006** foram os que apresentaram os melhores resultados.

Tabela 5.4 – Resultados do Empeno após Têmpera

LOTE	EMPENAMENTO APÓS TÊMPERA	
	MÉDIA (mm)	DESVIO PADRÃO
<b>1086126001</b>	<b>0,06</b>	<b>0,04</b>
1086126002	0,11	0,02
1086126003	0,10	0,03
1086126004	0,08	0,03
<b>1086126005</b>	<b>0,05</b>	<b>0,02</b>
<b>1086126006</b>	<b>0,05</b>	<b>0,02</b>
1086126007	0,09	0,02
1086126008	0,08	0,03

Conforme dito anteriormente, não foi encontrado na literatura nenhum trabalho que relacionasse as características do processo de trefilação combinada ou as características das barras trefiladas com o processo de têmpera superficial por indução, sendo este ainda um campo aberto a estudos mais profundos. Dos dados obtidos neste trabalho pode-se observar uma relação entre a retilidade das barras trefiladas e a retilidade das hastes de amortecedor após o processo de têmpera superficial por indução, conforme mostrado na Figura 5.2.

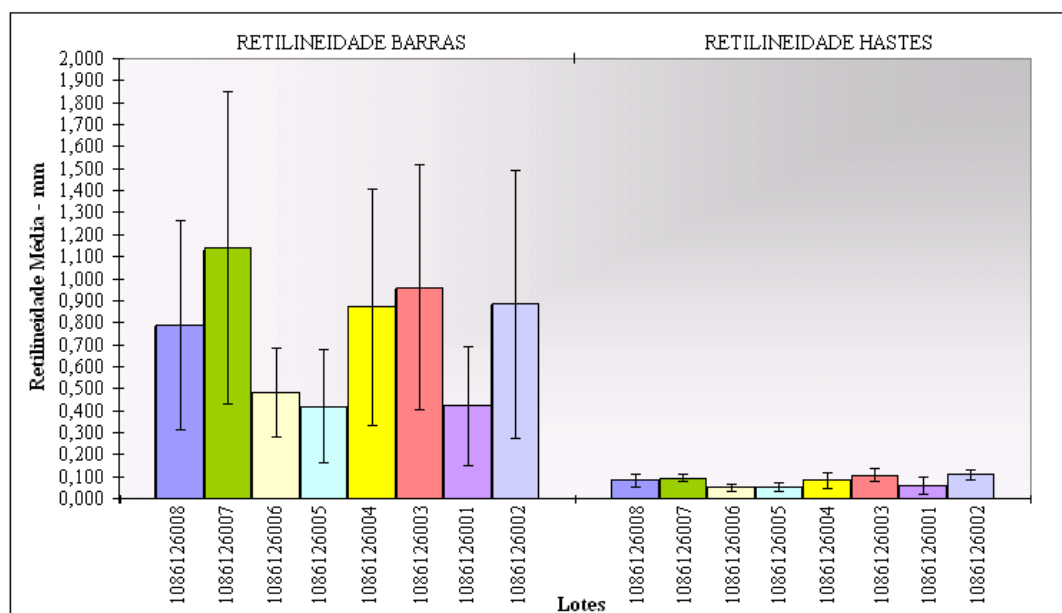


Figura 5.2 – Retilidade das barras e retilidade das hastes

### 5.3.3 RESULTADOS DIMENSIONAIS

Na Tabela 5.5 são mostrados os resultados das médias das medições de diâmetro e ovalização, realizadas nas barras trefiladas dos lotes gerados em cada experimento e o desvio padrão obtido.

Para a característica diâmetro, analisando as médias das medições, pode-se observar que os lotes **1086126005** e **1086126006** foram os que apresentaram menor variação entre o diâmetro do paralelo da fieira e o diâmetro final das barras trefiladas.

Conforme Dieter<sup>(1)</sup>, a maior parte da deformação plástica observada dentro da fieira pode ser atribuída às tensões de compressão impostas ao material, devido ao contato entre a barra e a fieira; e que apesar da deformação cisalhante aumentar com o aumento do ângulo de entrada da fieira, com ângulos maiores é menor o atrito do material com as paredes da fieira. Este conceito pode explicar a menor variação entre o diâmetro do paralelo da fieira e o diâmetro final das barras trefiladas para maiores ângulos, pois para estes ângulos houve menor contato da fieira com o material sendo trefilado e desta forma menor atrito. Conforme Campos<sup>(9)</sup>, o atrito é danoso durante o processo de trefilação, pois uma elevação em seus níveis pode significar geração de calor, desgaste

da fieira, perdas de controle dimensional e agravamento da heterogeneidade de fluxo devido à heterogeneidade de deformação principalmente na superfície das barras. Conforme Cetlin<sup>(10)</sup>, para ângulos baixos de fieira, quando a energia externa para vencer o atrito metal-fieira é grande, decréscimos desse ângulo causam maior heterogeneidade de deformação e não menor. Adicionalmente, ângulos maiores podem provocar a formação do fenômeno conhecido como “zonas mortas”, onde neste modo de deformação nem todo o material toca a superfície da fieira, diminuindo o atrito gerado pelo contato.

Analisando o desvio padrão pode-se considerar que não houve diferenças significativas entre os lotes, pois as variações entre barras de cada experimento se mantiveram na casa dos milésimos de milímetro, sendo exceção apenas o lote 1086126007. Porém, cabe aqui uma análise mais aprofundada da influência do comprimento do paralelo. Conforme M. Asakawa et al<sup>(7)</sup>, um comprimento ótimo do paralelo da fieira melhora a tolerância dimensional das barras trefiladas. Analisando em conjunto o desvio padrão da característica diâmetro e a característica ovalização, observa-se que os lotes **1086126001** e **1086126002** foram os que apresentaram os melhores resultados, sendo estes dois lotes produzidos com fieira com os maiores comprimento de paralelo, de 6,48mm e 7,09mm respectivamente.

Para a característica ovalização, analisando as médias das medições, não se observam diferenças significativas entre os lotes, salvo comentários acima, e quanto ao desvio padrão também pode-se considerar as observações acima, ou seja, as variações entre barras de cada experimento se mantiveram na casa dos milésimos de milímetro.



Tabela 5.5 – Resultados Dimensionais

LOTE	DIÂMETRO PARALELO (mm)	DIÂMETRO BARRAS (mm) - MÉDIA	DIFERENÇA ENTRE Ø BARRAS E Ø PARALELO	DIÂMETRO - DESVIO PADRÃO
1086126001	20,250	20,320	0,070	0,004
1086126002	20,250	20,395	0,140	0,005
1086126003	20,250	20,340	0,090	0,006
1086126004	20,250	20,309	0,060	0,008
<b>1086126005</b>	20,250	20,270	<b>0,020</b>	0,009
<b>1086126006</b>	20,250	20,287	<b>0,040</b>	0,006
1086126007	20,250	20,374	0,120	0,013
1086126008	20,250	20,311	0,060	0,006

LOTE	OVALIZAÇÃO (mm) - MÉDIA	OVALIZAÇÃO - DESVIO PADRÃO
1086126001	0,008	0,003
1086126002	0,008	0,004
1086126003	0,010	0,003
1086126004	0,013	0,003
1086126005	0,012	0,004
1086126006	0,011	0,003
1086126007	0,007	0,003
1086126008	0,012	0,003

## 5.4 PROPRIEDADES MECÂNICAS

### 5.4.1 RESULTADOS DOS ENSAIOS FÍSICOS

Na Tabela 5.6 são mostradas as propriedades mecânicas obtidas nas amostras de barras trefiladas dos lotes gerados em cada experimento. Conforme Dieter<sup>(1)</sup>, devido ao aumento da deformação cisalhante na superfície, a resistência ao escoamento e a resistência a tração das barras trefiladas são maiores para feiras com ângulos de entrada maiores. Com base nos resultados não foi possível confirmar esta afirmativa, pois os lotes **1086126001**, **1086126005** e **1086126006**, produzidos com ângulos de entrada

maiores (30°, 30° e 40° respectivamente) não apresentaram diferenças significativas em relação aos demais.

Tabela 5.6 – Propriedades Mecânicas

LOTE	LR (kgf/mm <sup>2</sup> )	LE (kgf/mm <sup>2</sup> )	ALONGAMENTO (%)	ESTRÍCÇÃO (%)
<b>1086126001</b>	83	76	13	39
1086126002	83	76	11	42
1086126003	83	76	12	42
1086126004	84	78	12	41
<b>1086126005</b>	86	78	12	40
<b>1086126006</b>	86	79	14	39
1086126007	83	75	11	43
1086126008	83	75	12	43

#### 5.4.2 RESULTADOS DE MICRODUREZA

Foram realizados ensaios de microdureza Vickers na seção transversal das barras trefiladas dos lotes gerados em cada experimento, objetivando a observação desta característica ao longo da profundidade. Os resultados obtidos podem ser verificados na Tabela 5.7.

Conforme Figura 4.2 foi realizada a medição de microdureza em 06 pontos a partir da superfície até aproximadamente meio raio, em 4 posições em cruz. Para cada ponto de aproximadamente mesma distância da superfície foi calculada a média de microdureza medida nas 04 posições (A/B/C/D) e traçada a curva da Figura 5.3. Desta curva pode-se observar que não há diferenças significativas de microdureza entre os lotes e que também não há variações significativas de dureza do ponto 2 (+/- 1,20mm da superfície) ao ponto 6 (+/- 5,3mm da superfície). Observa-se apenas, para todos os lotes, uma dureza mais baixa no ponto 1 (+/- 0,12mm da superfície), que pode ser explicada pela descarbonetação parcial presente nesta profundidade. Como mostrado na última coluna da Tabela 5.7, para todos os lotes foi encontrada descarbonetação parcial até uma profundidade por volta de 0,2mm.

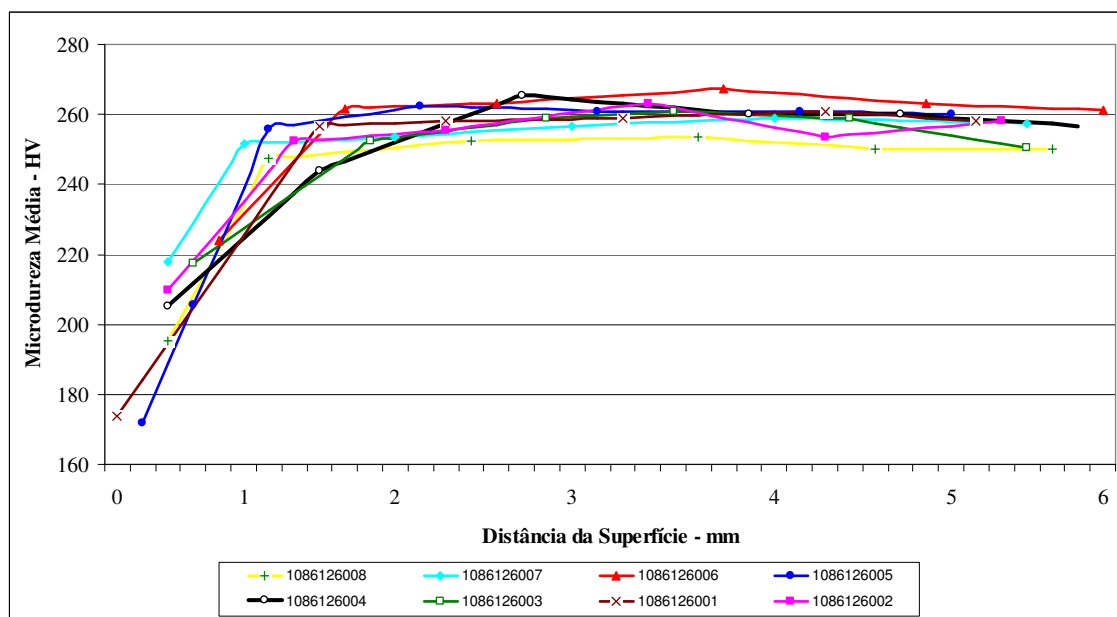


Figura 5.3 – Microdureza x Distância da Superfície

Para cada posição (A/B/C/D) conforme Figura 4.2, foi calculada a média de microdureza medida nos 06 pontos a partir da superfície e traçada a curva da Figura 5.4. Desta curva também se pode observar que não há diferenças significativas de microdureza entre os lotes, mostrando que a heterogeneidade de deformação ao longo do raio não foi tão acentuada com a variação do ângulo da fieira, ou se concentrou nos elementos mais próximos da superfície, onde a medição foi influenciada pela descarbonetação. Para o lote **1086126006** observa-se um perfil de microdurezas um pouco mais altas em comparação com os demais lotes, principalmente nas posições B e C. Isto pode ser explicado pelo fato da dureza em cada posição ter sido calculada como a média das medições dos 06 pontos de cada posição. Conforme a Tabela 5.7, podemos verificar que as durezas medidas no ponto 1, nas posições B e C, do lote **1086126006**, foram bem maiores que para os demais lotes. Excluindo-se o ponto 1 da análise, pois conforme citado anteriormente este ponto sofreu influência da descarbonetação parcial, não mais se observa este perfil de maior dureza para o lote **1086126006**.

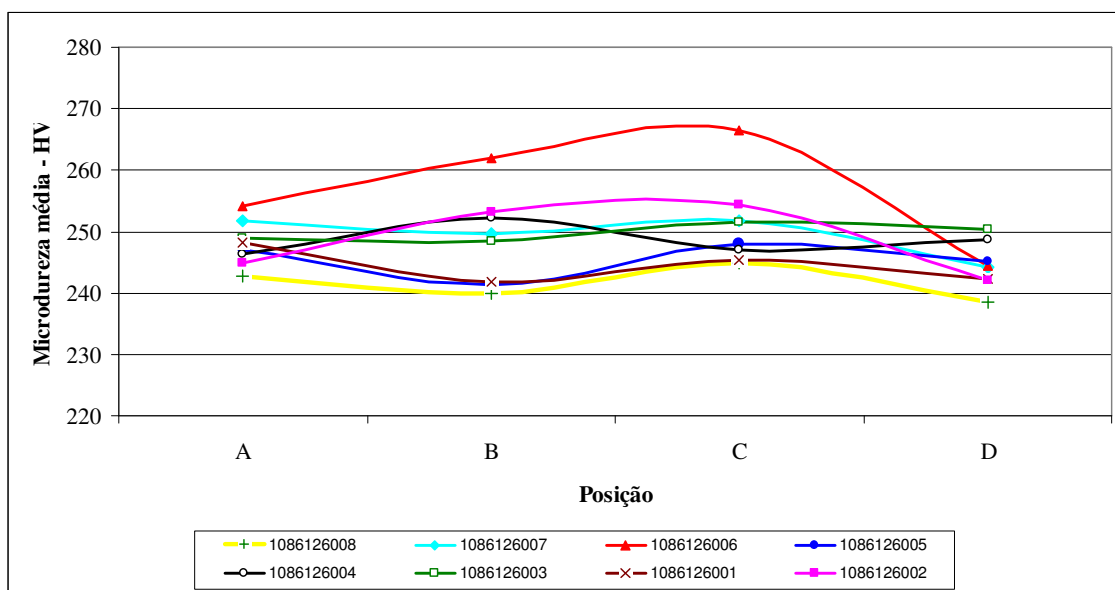


Figura 5.4 – Microdureza x Posição

Tabela 5.7 – Resultados dos ensaios de microdureza Vickers

Lote	Posição	Ponto 1				Ponto 2				Ponto 3			
		Dureza (HV)	Distância (mm)	Dureza (HV) média	DESPAD	Dureza (HV)	Distância (mm)	Dureza (HV) média	DESPAD	Dureza (HV)	Distância (mm)	Dureza (HV) média	DESPAD
1086126008	A	210	0,12	195,40	13,95	241	1,35	247,25	8,10	249	2,42	252,50	6,56
	B	176	0,12			241	1,04			258	2,10		
	C	198	0,12			258	1,09			258	2,14		
	D	198	0,12			249	1,04			245	2,09		
1086126007	A	226	0,15	218,00	9,24	258	0,60	251,50	8,19	253	1,43	253,50	6,14
	B	210	0,12			249	1,46			258	2,67		
	C	226	0,12			258	1,39			258	2,35		
	D	210	0,07			241	0,86			245	1,78		
1086126006	A	237	0,17	224,10	45,96	249	0,97	261,75	8,50	249	1,84	263,25	11,18
	B	245	0,18			266	1,42			266	2,58		
	C	258	0,33			266	1,48			276	2,56		
	D	156	0,07			266	0,87			262	1,83		
1086126005	A	163	0,12	172,05	11,76	262	1,21	255,75	7,41	276	2,26	262,50	9,00
	B	167	0,07			245	1,06			258	2,07		
	C	189	0,11			258	1,19			258	2,24		
	D	169	0,09			258	1,07			258	2,08		
1086126004	A	210	0,17	205,30	12,57	249	0,80	244,00	5,03	262	1,97	265,50	7,72
	B	219	0,07			245	1,75			276	2,86		
	C	189	0,11			245	1,04			266	2,04		
	D	203	0,12			237	1,04			258	2,24		
1086126003	A	201	0,09	217,38	15,18	249	1,07	252,25	4,27	258	2,08	259,00	2,00
	B	219	0,18			253	1,88			262	2,99		
	C	237	0,16			249	1,16			258	2,21		
	D	213	0,16			258	1,22			258	2,22		
1086126001	A	187	0,08	173,80	11,32	258	1,19	256,75	2,50	258	2,20	258,00	0,00
	B	161	0,07			258	1,11			258	2,11		
	C	179	0,09			253	1,25			258	2,30		
	D	169	0,09			258	1,09			258	2,11		
1086126002	A	203	0,16	209,65	28,86	253	1,14	252,25	4,27	253	2,23	255,50	2,89
	B	230	0,11			249	1,10			258	2,11		
	C	234	0,15			258	1,25			253	2,29		
	D	172	0,06			249	1,09			258	2,10		

Lote	Posição	Ponto 4				Ponto 5				Ponto 6				Descarbonetação Parcial (mm)
		Dureza (HV)	Distância (mm)	Dureza (HV) média	DESPAD	Dureza (HV)	Distância (mm)	Dureza (HV) média	DESPAD	Dureza (HV)	Distância (mm)	Dureza (HV) média	DESPAD	
1086126008	A	258	3,62	253,50	6,14	245	4,76	250,25	6,40	253	5,85	250,00	3,83	0,17
	B	253	3,15			258	4,21			253	5,24			0,13
	C	258	3,19			253	4,24			245	5,28			0,10
	D	245	3,14			245	4,18			249	5,22			0,13
1086126007	A	258	2,22	256,75	2,50	258	3,02	259,00	2,00	258	3,87	257,50	6,14	0,22
	B	253	3,42			262	4,77			266	6,02			0,14
	C	258	4,00			258	5,05			253	6,65			0,10
	D	258	2,68			258	3,31			253	4,74			0,11
1086126006	A	266	2,70	267,25	2,50	266	3,55	263,00	3,83	258	4,42	261,25	6,50	0,15
	B	271	3,74			266	4,85			258	6,06			0,12
	C	266	3,63			262	4,84			271	6,02			0,09
	D	266	3,24			258	4,63			258	5,48			0,14
1086126005	A	266	3,31	261,00	3,83	258	4,36	261,00	3,83	258	5,40	260,00	2,31	0,17
	B	258	3,08			258	4,08			262	5,08			0,11
	C	262	3,29			262	4,35			258	5,40			0,10
	D	258	3,09			266	4,09			262	5,10			0,11
1086126004	A	258	3,07	260,00	4,00	258	4,14	260,00	2,31	241	5,22	256,75	11,00	0,19
	B	258	3,91			258	4,89			258	5,89			0,18
	C	258	3,02			262	4,02			262	5,01			0,12
	D	266	3,34			262	4,43			266	5,53			0,09
1086126003	A	262	2,89	261,00	7,62	266	3,78	258,75	7,27	258	4,68	250,50	9,95	0,19
	B	271	3,69			249	4,85			237	6,01			0,17
	C	258	3,25			258	4,28			249	5,32			0,10
	D	253	3,22			262	4,32			258	5,28			0,10
1086126001	A	258	3,25	259,00	2,00	271	4,30	261,00	7,62	258	5,35	258,00	0,00	0,21
	B	258	3,11			258	4,11			258	5,11			0,11
	C	262	3,34			262	4,39			258	5,49			0,09
	D	258	3,11			253	4,12			258	5,13			0,10
1086126002	A	258	3,27	263,25	6,40	245	4,32	253,50	6,14	258	5,36	258,00	0,00	0,23
	B	271	3,11			253	4,12			258	5,12			0,20
	C	266	3,34			258	4,38			258	5,54			0,11
	D	258	3,10			258	4,10			258	5,11			0,11

## 6. CONCLUSÕES

Com base nos resultados apresentados podem-se obter as seguintes conclusões:

- Houve uma forte relação entre a retilineidade das barras trefiladas e a retilineidade das hastes de amortecedor após o processo de têmpera superficial por indução, sendo que melhor retilineidade das barras trefiladas implicou em melhor retilineidade das hastes de amortecedor após o processo de têmpera.
- Fieiras com maior ângulo de entrada (30° e 40°) resultaram em melhores valores de retilineidade em comparação às fieiras com ângulos menores (12° e 18°).
- Fieiras com maior ângulo de entrada (30° e 40°) geraram barras com menor variação entre o diâmetro do paralelo e o diâmetro final da barra.
- Fieiras com maior comprimento de paralelo resultaram em melhor tolerância dimensional das barras trefiladas, quando analisados o desvio padrão da característica diâmetro e a característica ovalização.
- Não se observaram diferenças significativas de retilineidade, tanto das barras trefiladas quanto das hastes de amortecedor após têmpera, com a variação do comprimento do paralelo da fieira.
- Não foram observadas diferenças significativas entre os experimentos em relação às propriedades mecânicas e microdureza das barras trefiladas.
- Experimentos realizados com dois passes de trefilação não foram satisfatórios do ponto de vista da retilineidade das barras, da retilineidade das hastes de amortecedor após o processo de têmpera superficial e quanto à tolerância dimensional das barras trefiladas.

## **7. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS**

- Estudo mais detalhado da utilização de duas feiras consecutivas, porém com ângulo de entrada da segunda feira bem menor do que o utilizado neste projeto.
- Desenvolvimento de ensaios de têmpera superficial por indução internamente na ArcelorMittal Sabará ou em parceria com universidades, objetivando acelerar a confirmação das hipóteses formuladas.
- Comparação do desgaste entre feiras de ângulos maiores (30° e 40°) e feiras de ângulos menores (12° e 18°).

## 8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- (1) Dieter, G.E.. Mechanical Metallurgy. 1ª Ed. McGraw-Hill Book Company, 1961.
- (2) Akiyama, M., Kuboki, T., Neishi, Y., Kuroda, K. Effect of die geometry on residual stress level present after bar drawing. *Ironmaking and Steelmaking*, v.28, n.1, p65-71, 2001.
- (3) Metz, M., Santos, C., Rocha, A. Análise Qualitativa das Tensões Residuais Longitudinais em Barras Trefiladas de Aço SAE 1045 através do Método Slitting. In: Congresso Iberoamericano de Engenharia Mecânica, 8, 2007, Cusco.
- (4) Cetlin, P. R., Helman, H. Fundamentos da Conformação Mecânica dos Metais. 2ª Ed. São Paulo: Artliber Editora, 2005. 260p.
- (5) Santos, C.A.. Simulação Numérica da Trefilação Axissimétrica do Aço Inoxidável 420 Considerando o Efeito do Caminho de Deformação. Belo Horizonte: Universidade Federal de Minas Gerais, 2005. 236p. (Tese, Doutorado em Engenharia Metalúrgica).
- (6) Cofap, Magneti Marelli. Treinamento Amortecedores. 1ª Reunião Projeto "REDUÇÃO DE PPM", 2, 2008, Auditório RICAMBI, Mauá.
- (7) Asakawa, M., Sasaki, W., Shishido, S. Effect of die approach geometry and bearing length on residual stress after bar drawing. *Wire Journal International*, p68-72, out. 2000.
- (8) Nunes, R. M. Análise de tensões residuais no processo de trefilação combinada do aço AISI 1048 visando minimizar distorções pós processamento. Porto Alegre: Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2008. 110p. (Dissertação, Mestrado em Engenharia Metalúrgica).
- (9) Campos, H. B. Estudo da Deformação na Trefilação em Passe Simples de Barras de Cobre. Belo Horizonte: UFMG, 1993. 368p. (Tese, Doutorado em Engenharia Metalúrgica) – Escola de Engenharia. Universidade Federal de Minas Gerais, 1993.
- (10) Cetlin, P. R. Propriedades Mecânicas à Tração de Barras e Arames de Seção Circular obtidos por Trefilação. Belo Horizonte: UFMG, 1983. 219p. (Tese, Doutorado em Engenharia Metalúrgica) – Escola de Engenharia. Universidade Federal de Minas Gerais, 1983.