

TME
Defesa: 8.11.89

MARCO STIPKOVIC FILHO

CONTRIBUIÇÃO AO ESTUDO DA
TREFILAÇÃO HIDRODINÂMICA

Tese
Dissertação apresentada à
Escola Politécnica da USP
para a obtenção do Título
de Doutor em Engenharia.

FT-534

São Paulo, 1989

3168

FT-534

À minha esposa MARINEZ
Aos meus filhos MÔNICA,
MARCO ANTONIO e MARCELO

AGRADECIMENTOS

Ao professor Doutor Ettore Bresciani Filho, pela incansável orientação e incentivo, que ultrapassou os limites desse trabalho.

Aos professores do Depto. de Mecânica da Escola Politécnica da USP, pelo apoio constante à realização desse trabalho.

Ao Depto. de Mecânica da Escola de Engenharia Mauá, pelo incentivo permanente no alcance desse objetivo.

À sra. Maria José Franco Oliveira Santos, pelos trabalhos de datilografia.

Aos funcionários da Bardella S/A. e a sua Diretoria que, de forma direta ou indireta, colaboraram para a realização desse trabalho.

ABSTRACT

The objective of this work was basically the search of an operational solution for the hydrodynamic drawing, with practical possibility of industrialization in the future.

Based on the information we gathered from the available literature and from the present state of technological development of this processual art, in manufacturers and users of this type of equipment, we decided to present this study and project.

It is, therefore, a hydrodynamic drawing machine system, with an oil pressure conic chamber which allows the inner fixation of the reel which contains the raw material to be drawn.

Independently of this purpose, we were successful, while elaborating this study, in proving, by means of experiences being developed, the validity of the available theories of Geleji and Avitzur for the evaluation of drawing forces and powers.

With the proposed system, when operating with forced lubrication, we featured a considerable energetic gain, when compared with conventional drawing systems without oil pressure.

From this energetic gain, we determined new values for the friction factors. These new friction factors conform with the operational hydrodynamic limits.

ÍNDICE

	Página
<u>CAPÍTULO 1</u> - INTRODUÇÃO	
1.1 - Considerações Preliminares e Justificativas	- 1
1.2 - Objetivos do Trabalho	- 2
<u>CAPÍTULO 2</u> - CONSIDERAÇÕES GERAIS SÔBRE TREFILAÇÃO	
2.1 - Histórico do Processo de Conformação de Metais - Fricção e Lubrificação	- 3
2.2 - Trefilação de Arame, Barra e Tubo	- 6
2.2. 1 - Tipos construtivos	- 7
2.2. 2 - Apontamento das barras	- 12
2.2. 3 - Decapagem	- 15
2.2. 4 - Trefilação de tubos	- 19
2.2. 5 - Fieiras	- 19
2.2. 6 - Determinação experimental do ângulo ótimo da fieira (Siebel)	- 26
2.2. 7 - Exemplos práticos de fieiras ajustáveis	- 27
2.2. 8 - Fixação da placa porta-fieira	- 28
2.2. 9 - Proposta para lubrificação em trefilação de tubo	- 28
2.2.10 - Determinação de esforço trefilador	- 29
- métodos da divisão em elementos (Rowe) ...	- 32
. critério de Von Mises	- 34
. critério de Tresca	- 34
- método de Geleji	- 37
. determinação de F_1	- 38
. determinação de F_2	- 39
. determinação de F_3	- 39
. determinação de K_m	- 40

- método de Avitzur	- 43
. energia de deformação interna	- 45
. energia dissipada por atrito	- 49
. energia da força de trabalho	- 49
2.2.11 - Determinação da potência de trefilação	- 52
2.2.12 - Distribuição da deformação	- 54
2.2.13 - Geração de calor	- 56
2.2.14 - Limitações do Processo	- 57
 CAPÍTULO 3 - CONSIDERAÇÕES SÔBRE LUBRIFICAÇÃO NO PROCESSO DE TREFILAÇÃO	
3.1 - Introdução	- 59
3.2 - Atrito de Interface	- 62
3.3 - Mecanismos de Lubrificação	- 67
3.4 - Trefilação por Via Úmida	- 69
3.5 - Trefilação por Via Seca	- 73
3.6 - Efeitos da Velocidade e da Viscosidade	- 76
3.6.1 - Efeitos da viscosidade	- 77
3.6.2 - Efeitos da velocidade	- 81
3.7 - Valorização do Coeficiente de Atrito	- 83
3.8 - Problemas Relativos ao Desgaste das Ferramentas	- 85
3.9 - Considerações Práticas sôbre Lubrificantes	- 92
- Variáveis dos lubrificantes	- 92
- Variáveis da lubrificação	- 92
- Lubrificantes	- 98
- Lubrificante básico, elementos metálicos com material graxo	- 98
- Elementos metálicos: cálcio, sódio, alumínio, potássio, bário e combinações	- 98

- Matérias gaxas, baixo ponto de fusão, alto ponto de fusão e combinações - 99
- Aditivos de lubrificantes - 99

CAPÍTULO 4 - LUBRIFICAÇÃO HIDRODINÂMICA

- 4.1 - Introdução - 103
- 4.2 - Processo para Alcançar um Estado Hidrodinâmico no Estiramento de Arame - 108
 - 4.2.1 - Geração de pressão através do bombeamento de óleo - 108
 - 4.2.2 - Geração de pressão por intermédio de construções adicionais - 112
- 4.3 - Teorias da Lubrificação Hidrodinâmica na Trefilação . - 117
- 4.4 - Lubrificação Hidrodinâmica Forçada - 120
- 4.5 - Formas de Fluxo Lubrificante - 125

CAPÍTULO 5 - PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

- 5.1 - Sistemas Trefiladores Propostos - 133
- 5.2 - Ferramentas e Lubrificação - 137
- 5.3 - Medição de Potência Consumida - 137
- 5.4 - Materiais Ensaçados - 138
- 5.5 - Propriedades Mecânicas - 138
- 5.6 - Resultados Ensaçados - 139
- 5.7 - Elaboração dos Programas - 139
 - 5.7.1 - Definição dos parâmetros e variáveis a serem estudados - 140
 - 5.7.2 - Elaboração dos programas - 140
 - 5.7.3 - Digitação dos dados experimentais - 140
- 5.8 - Equipamentos Utilizados para Elaboração dos Programas I e II - 141
 - Programa I - 166

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1 - Considerações Preliminares e Justificativas.

1.2 - Objetivos do Trabalho.

1.1 - Considerações Preliminares e Justificativas

Na trefilação, empregando-se os processos atuais, gera-se um estado de lubrificação que se situa no domínio da lubrificação limite ou, após pesquisas mais recentes, no campo do atrito misto.

Uma possibilidade para a melhora da lubrificação na trefilação é oferecida pelo emprego da lubrificação hidrodinâmica.

Para a formação do estado hidrodinâmico de lubrificação é pressuposto que o lubrificante tenha a possibilidade de, sob influência da viscosidade, fluir dentro de uma abertura cônica e que a pressão com isto gerada seja tão elevada que os dois corpos sólidos (peça - ferramenta) permaneçam separados durante a transformação.

Foram propostos diversos métodos para atingir-se a pressão necessária no lubrificante. Cada um dos processos se baseia, ou no emprego de acessórios mecânicos ou no aproveitamento de princípios hidrodinâmicos em soluções construtivas especiais, sem dispositivos suplementares, para gerar a pressão necessária do lubrificante na trefila.

Como, até o momento não temos notícia de experiências industriais com a lubrificação hidrodinâmica, pesquisamos e desenvolvemos

mos uma proposta para permitir a trefilação nestas condições.

O emprego futuro da lubrificação hidrodinâmica, deverá contribuir consideravelmente para incrementar a produtividade nas empresas trefiladoras.

1.2 - Objetivos do Trabalho

Os objetivos deste trabalho são:

- 1.2.1 - Determinação de novos coeficientes de atrito, na condição hidrodinâmica processual, a partir de um ganho energético medido no processo proposto e desenvolvido.
- 1.2.2 - Testemunhar experimentalmente a validade das teorias de Geleji e Avitzur na avaliação de esforços e potências de trefilação.
- 1.2.3 - Projeto de um sistema trefilador que possibilite a operação hidrodinâmica.

CAPÍTULO 2

CONSIDERAÇÕES GERAIS SOBRE TREFILAÇÃO

2.1 - Histórico do Processo de Conformação de Metais - Fricção e Lubrificação

O trabalho em metais é provavelmente a primeira ocupação tecnológica atribuível a raça humana. Os metais nativos provavelmente foram forjados e moldados há mais de 7.000 anos. Considerando a importância dos lubrificantes no processo de conformação, é um tanto surpreendente que nenhum indício de seu uso pudesse ser encontrado até há bem pouco tempo.

Há, talvez, três razões principais para esta anomalia: a primeira, a composição, a manufatura e o uso de lubrificantes foram e até certo ponto ainda são segredos muito bem guardados de toda a operação. Em segundo lugar, a natureza muito gentilmente forneceu alguns dos melhores lubrificantes conhecidos até os dias de hoje, e assim o artesão que trabalhava com metais não precisou confiar nas habilidades e conhecimentos de outras artes ou ciências; ele não era obrigado a revelar suas práticas e os observadores leigos interessados nos processos de trabalho em metal não conseguiram captar todo o significado do pouco que eles tinham oportunidade de ver. Em terceiro lugar, os lubrificantes devem ter assumido um papel vital somente em um estágio relativamente mais adiantado de desenvolvimento.

Ainda não pode ser estipulada uma primeira data atribuível à técnica de trefilação. Não há dúvida de que era praticada no século XI, uma vez que Teófilo⁽¹⁾, escrevendo no século XI ou começo do século XII, trata da trefilação de arame como uma arte estabelecida. Placas de ferro e aço com vários buracos, conectados a um ca

nal de superfície, foram identificadas por muitos pesquisadores como matrizes de estirar, baseados na suposição de que o canal de superfície servia para reter o lubrificante. As primeiras descobertas datam do primeiro século e, se a interpretação dos canais estiver correta, eles fornecerão provas circunstanciais do uso de lubrificante de trabalho em metal por dois milênios.

O douramento dos trefilados de arame foi registrado e regulamentado no século XIII. Mesmo assim, a primeira referência escrita a lubrificação da trefilação de arame vem de muito antes. Birin-guccio, ao escrever sobre a trefilação de ouro e de fio de prata, advertia: "lembre-se de que enquanto você está trabalhando com ele, mantenha-o sempre lubrificado com cera nova, pois além de facilitar sua passagem através do buracos, isto também mantém sua cor sempre amarela e bonita". Referências bem casuais a trapos embebidos em óleo, aplicados no arame de ferro antes de entrar na matriz de estirar, foram feitas por observadores no início do séc. XVIII. É bem provável que o lubrificante era um produto disponível localmente, provavelmente gordura animal no norte, óleos vegetais no sul da Europa. Registros mostram que azeite de oliva era importado para Altena, o centro da indústria de trefilação de arame de aço da Alemanha, em quantidades muito maiores às possíveis necessidades caseiras, o que permite supor-se que o excedente era usado na trefilação de ferro do mais alto grão e mais tarde de fios de aço.

Foi em Altena⁽²⁾ que o primeiro tratamento de superfície foi descoberto. Durante muitos séculos, o arame preparado trefilando a mão, polindo-o com tijolos ou areia. Com a lubrificação usual a graxa ou a óleo, era possível trefilar uma barra limpa, mas apenas se fosse feita de ferro mais suave. O aço, apesar de ser conhecida-mente superior em várias aplicações como agulhas, anzóis e simila-

res, não podia ser trefilado, provavelmente devido a alta fricção que o arame se quebrasse. Coube a Johan Gerdes descobrir o valor de um tratamento de superfície, por volta de 1.650, sendo que essa estória ficou registrada por um menestrel, uns anos mais tarde. Segundo Lewis⁽²⁾, após uma tentativa infrutífera, Gerdes jogou as barras de aço pela janela que acabaram caindo em uma área onde "os homens vinham para jogar sua água". Depois de um tempo ele retirou as barras e, sem se preocupar em remover a película macia e marrom que tinha se formado sobre elas, notou que agora podiam ser trefiladas com muita facilidade. Este "sulf-coating" (oxidação provocada em fio máquina a ser trefilado por via seca) original foi usado por quase 150 anos. Depois, cerveja acre diluída foi considerada igualmente eficiente, e daí 50 anos reconheceu-se que água pura serviria também, apesar de a técnica original ter sobrevivido em alguns lugares até este século.

Antes da introdução de ácidos sulfúricos e hidrocloreídricos, uma película era removida ou amaciada na superfície do arame através da imersão prolongada em soluções fracas de ácido tartárico, levedura e cerveja ou líquidos orgânicos similares. A decapagem com ácido foi usada primeiro no começo do século XIX. A decapagem, o revestimento de cal e o cozimento foram desenvolvidos para fio de aço no meio do século XIX quando grandes quantidades de arame para sinais eram necessárias durante a expansão das redes de estrada de ferro.

As práticas de trefilação por via úmida empregando óleos, emulsões ou graxas como lubrificantes permaneceram dominantes na Europa até alguns anos atrás e eram, geralmente auxiliadas pela colocação de uma camada fina de cobre ou cobre-estanho sobre o fio de aço através de trefilação com banhos contendo sulfato de cobre.

Assim como tantas outras inovações, isto também era resultado do acaso; observou-se que o revestimento melhorava quando os lingotes de latão a quente eram usados para aquecer um banho de decapagem a ácido. Enquanto que um fio de aço era trefilado com uma camada de cobre-estanho, a trefilação a seco com um sabão era a principal técnica de produção para calibres mais pesados nos Estados Unidos⁽³⁾, mas encontrou aceitação geral na Europa, apenas nas últimas décadas. A mudança mais recente que afeta a lubrificação na trefilação de arame foi observada com a introdução de matriz de carboneto de tungstênio em 1.923 e revestimento de fosfato de aço em 1.934⁽⁴⁾.

2.2 - Trefilação de Arame, Barra e Tubo

Trata-se de um processamento mecânico a frio que consiste em passar uma barra tracionada por matriz de dimensões (diâmetro) inferiores ao da barra original, conferindo-lhe melhor precisão dimensional e de qualidade, bem como, melhores propriedades mecânicas⁽⁵⁾.

O material encrua-se pela aplicação do esforço e, dependendo de quantas vezes é solicitado a frio, pode ser levado à ruptura, pois existe uma limitação na deformação. Este inconveniente pode ser aliviado, submetendo o material entre as várias etapas da deformação a frio a tratamentos térmicos (recozimento).

O processo se desenvolve em máquinas de trefilação, comumente conhecidas como bancos de trefilação, cabeçotes simples ou múltiplos de trefilação e máquinas combinadas de trefilação, onde se tem a motorização do estiramento. As máquinas possuem, essencialmente, uma estrutura onde é fixada a matriz (fieira) e um sistema de tração motorizadas que, por meio de pinças, puxam o material,

tracionando-o através da matriz.

As barras assim submetidas são conferidas melhores características mecânicas, melhor condição de usinabilidade, melhor acabamento superficial e ainda, melhores tolerâncias dimensionais.

Dependendo do volume de redução da seção, é necessário às vezes, passes sucessivos, pois, existem limites, dependendo de cada material, para cada passe. Para uma ordem de grandeza, independentemente do material e da matriz, reportando-nos ao diâmetro, poderemos conseguir reduções de 0,5 - 4 mm.

Podem ser submetidos ao estiramento a frio, barras, perfis variados, tubos e arames.

É muito comum a aplicação para materiais aplicados em eixos de transmissões, barras sextavadas, oitavadas, perfis em geral, tubos de diferentes paredes, arames e fios de aço, de cobre, de alumínio e de outros materiais.

Outro aspecto que convém ressaltar é aquele referido à qualidade e às tolerâncias dimensionais. Como na maioria dos casos, tem-se formas externas, indica-se para materiais trefilados, acabamentos entre h9 - h11, no sistema eixo-base, como será visto adiante em maiores detalhes.

2.2.1 - Tipos Construtivos

Para dar idéia desses equipamentos, as figuras 2.1 a 2.4 ilustram-nos os diferentes tipos construtivos^{(6) (7) (8)}.

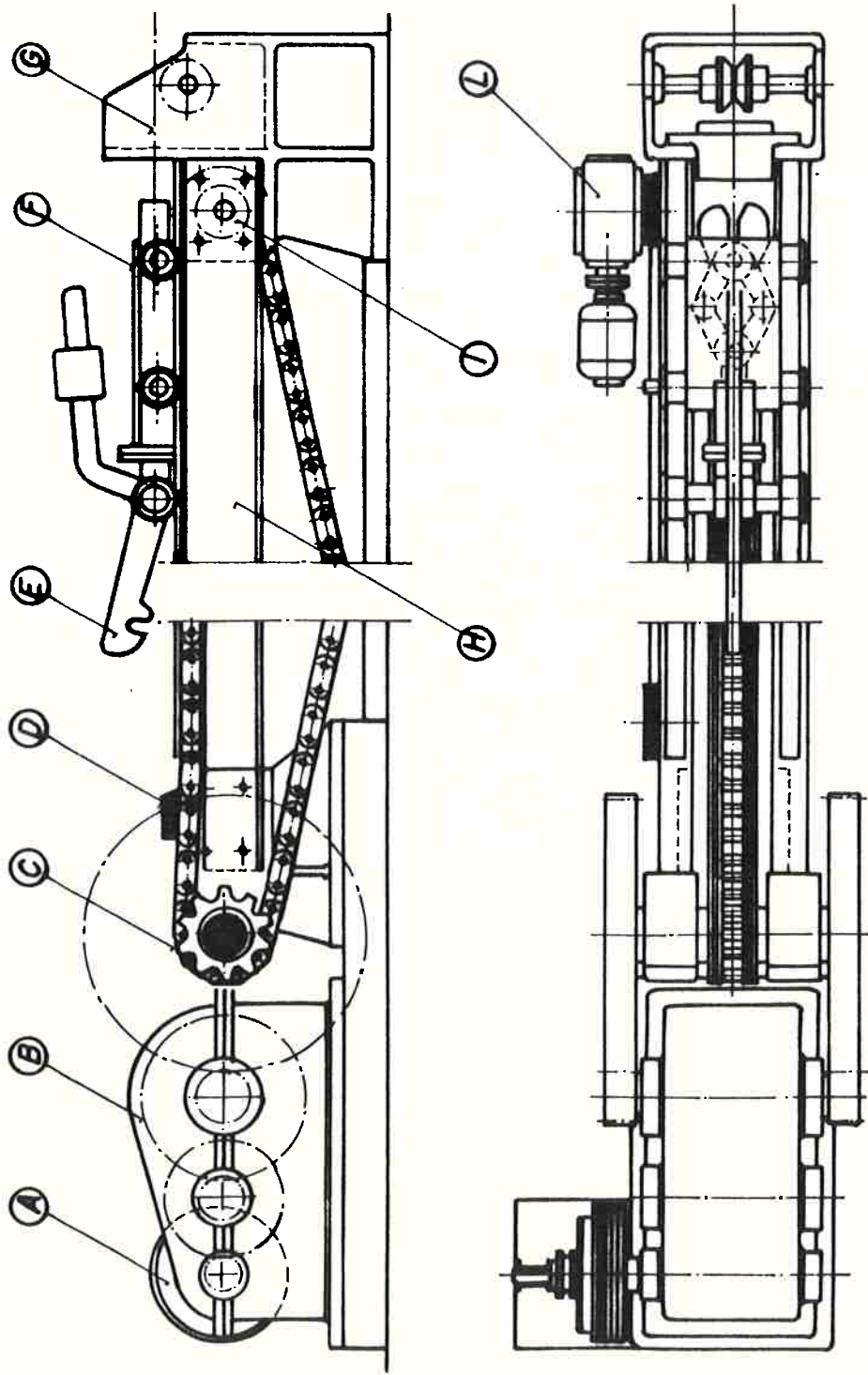


Figura 2.1 - Banco de estiramento para barras e tubos.

(A) Motorização, (B) Câmbio de velocidade, (C) Engrenagem de corrente de tração, (D) Fim de curso, (E) Garra de engate, (F) Carro trefilador, (G) Cabeçote porta ferramenta, (H) Vigamento principal, (I) Mancal regulável (engrenagem de corrente), (L) Motorização de retorno.

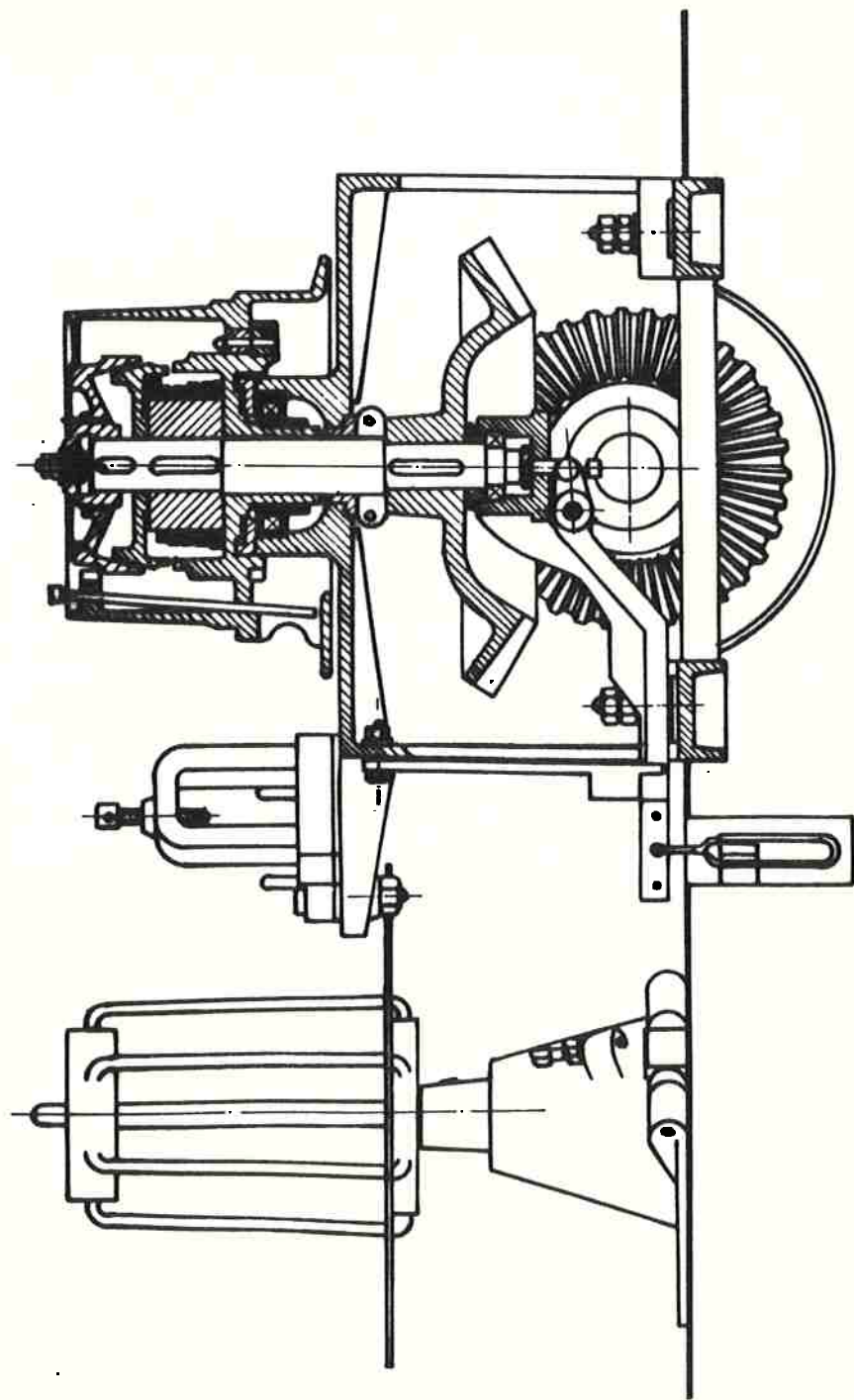


Figura 2.2 - Cabeçote trefilador simples para fio máquina.

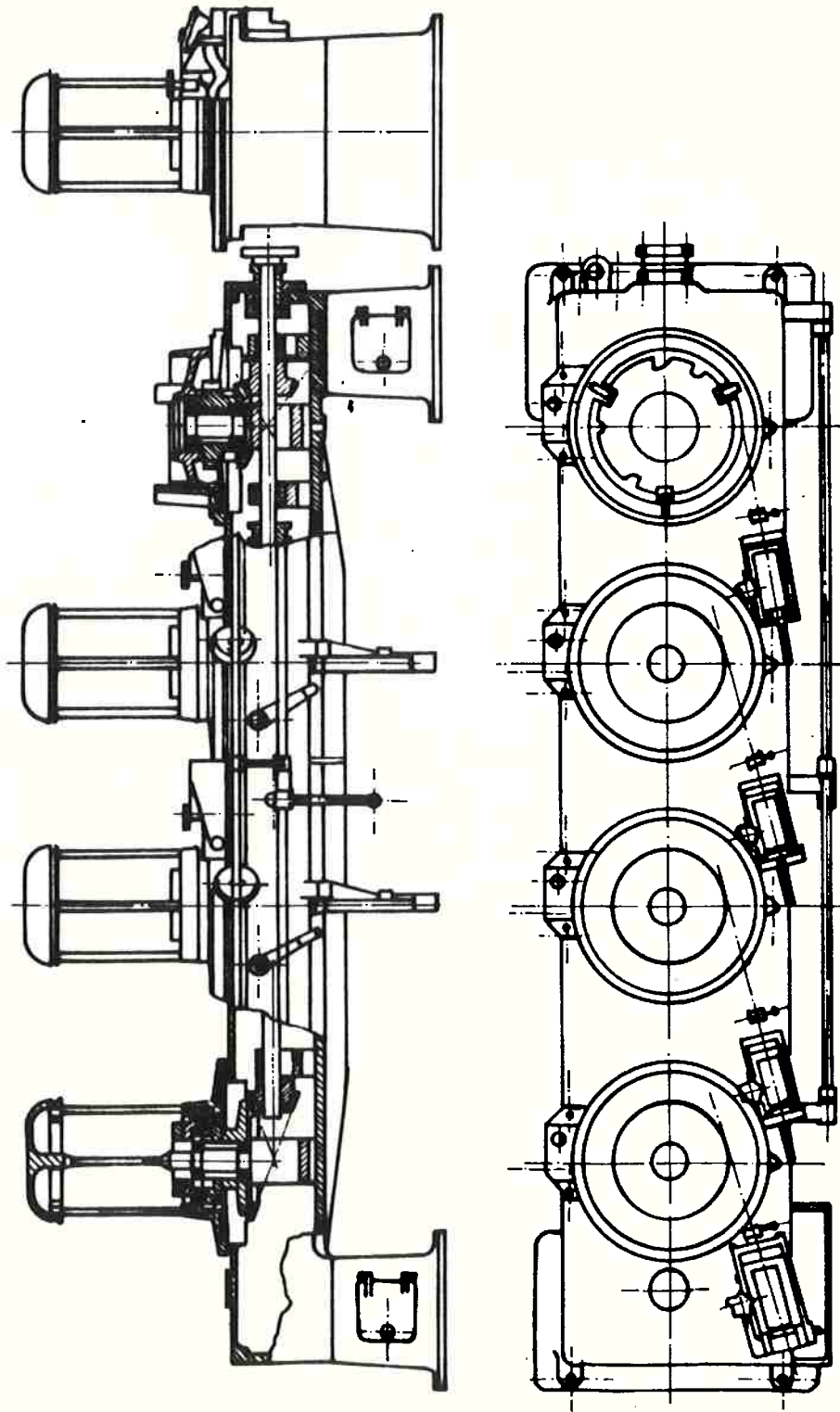


Figura 2.3 - Cabeçote múltiplo trefilador para fio máquina.

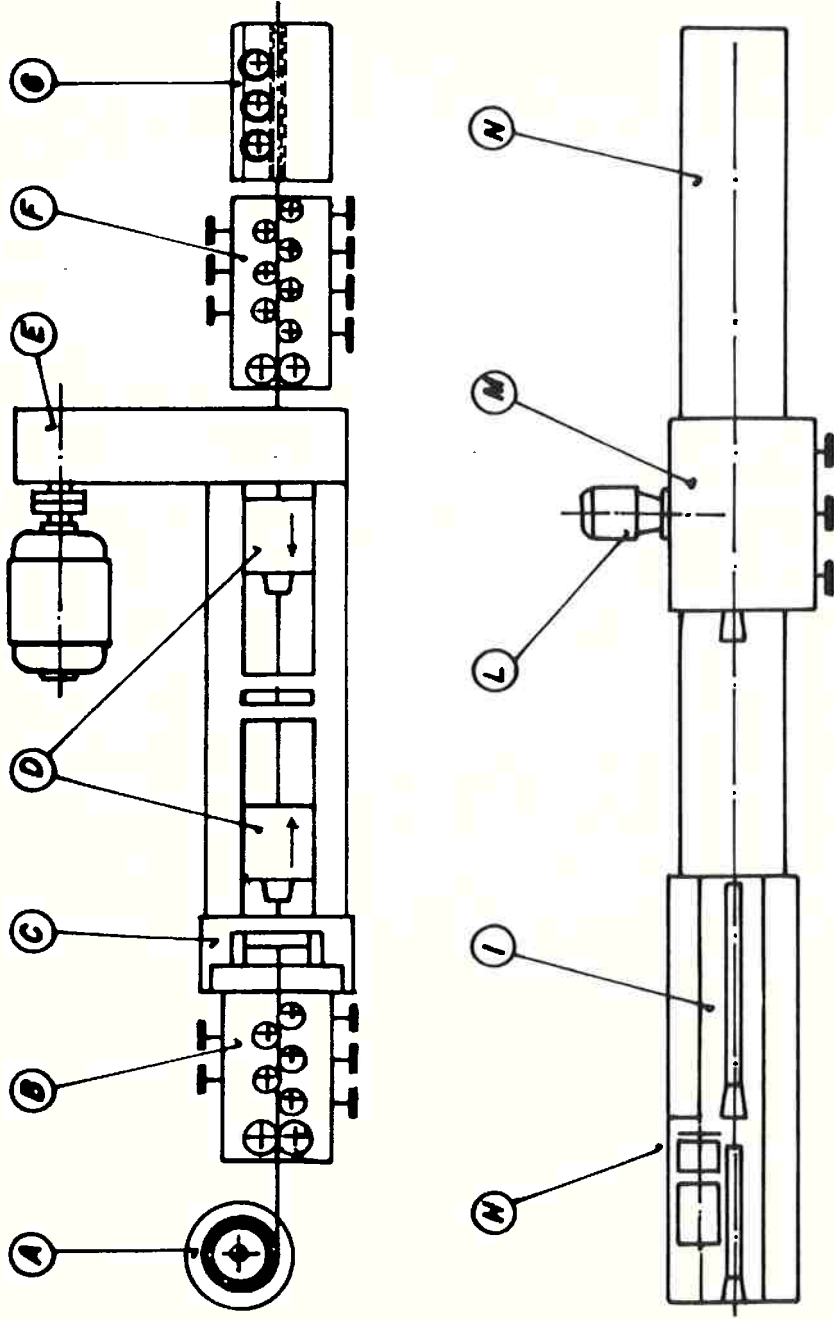


Figura 2.4 - Máquina trefiladora combinada (tipo Schumag).

(A) Desbobinadeira, (B) Pré-endireitadeira, (C) Cabeçote porta-fieira, (D) Carros trefiladores, (E) Motorização, (F) Endireitadeira eixo vertical, (G) Endireitadeira eixo horizontal, (H) Tesoura volante, (I) Funil de alimentação, (L) Motorização, (M) Caixa de polimento, (N) Baia.

2.2.2 - Apontamento das Barras

Quando o equipamento não é provido de um dispositivo hidráulico que possibilita a introdução do material através da fieira por extrusão (PUSH-POINTED), torna-se necessário uma operação preliminar que denominamos de apontamento.

Esse apontamento pode ser obtido por:

- deformação plástica (laminação)
- remoção de cavaco (usinagem)

A figura 2.5, mostra-nos um laminador de pontas. Nessas máquinas os cilindros apresentam os canais escalonados, para diferentes medidas e, são abertos com excentricidade⁽⁶⁾.

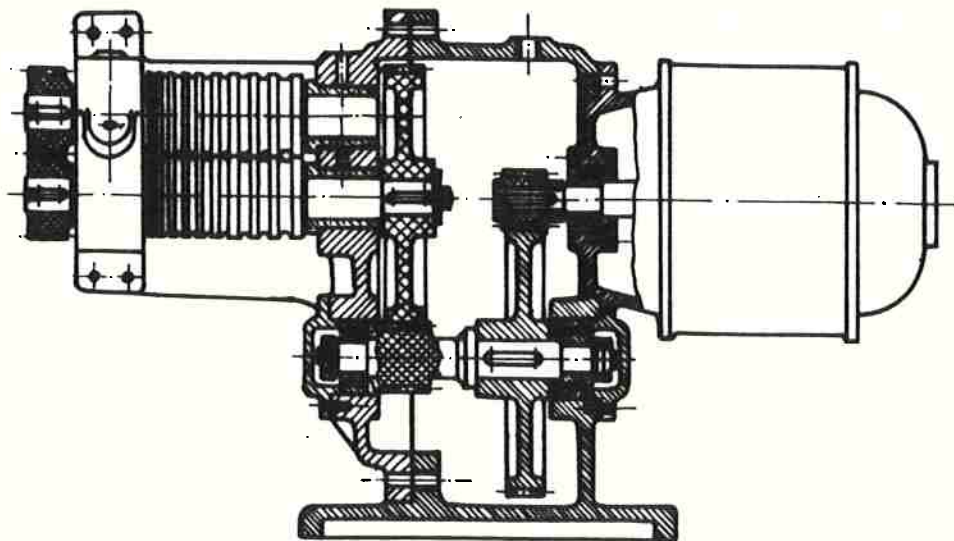


Figura 2.5 - Laminador de pontas.

Na laminadora de pontas, os esforços e potência de laminação poderão ser determinados à semelhança dos processos de laminação a frio ou a quente.

Ressalte-se neste caso particular que pelo fato dos canais dos cilindros laminadores serem excêntricos, a deformação de seção é feita progressivamente, atenuando a carga e potência de laminação.

As apontadeiras por usinagem, com remoção de cavacos, constituem-se, basicamente, com um cabeçote motorizado, com uma placa porta-ferramenta, girando nas velocidades convencionais para o binômio ferramenta / peça, tendo seus avanços determinados por um sistema de garras (mecânicas, hidráulicas ou pneumáticas) - que, prendendo o material, levam-no guiado de encontro às ferramentas de corte, com avanços, também convencionais, conseguidos através de dispositivos manuais, mecânicos ou hidráulicos.

A figura 2.6, dá-nos uma idéia deste tipo de equipamento⁽⁹⁾.

Para o projeto dessas máquinas, os esforços e potências são obtidos, de forma análoga às máquinas operatrizes de usinagem.

Os fabricantes desse tipo de equipamento, constroem com diferentes tamanhos, para diferentes faixas de diâmetros, ou seja: de \varnothing 5 até \varnothing 35 mm: de \varnothing 20 até \varnothing 50 mm; de \varnothing 40 até \varnothing 80 mm e assim sucessivamente, com cursos de avanço variando de 120 até 300 mm e, normalmente, com 3 velocidades escalonadas.

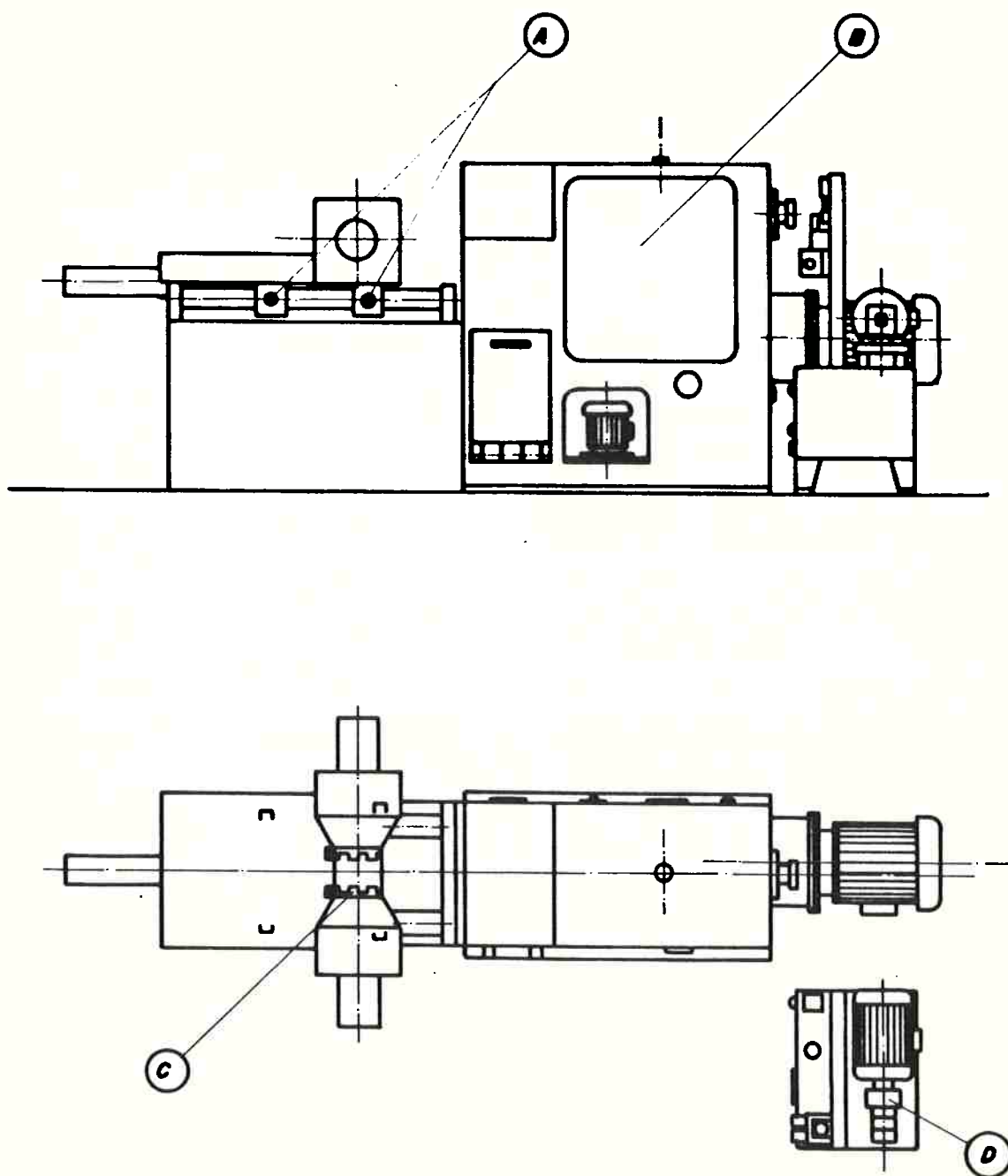


Figura 2.6 - Apontadeira de barras por usinagem.

(A) Mecanismo de avanço da barra, (B) Cabeçote motor,
(C) Sistema de fixação de barra, (D) Unidade hidráulica.

2:2:3 - Decapagem

Como o material utilizado para a trefilação é, normalmente laminado ou relaminado a quente, possui uma crosta oxidada (carepa) que deve ser eliminada antes de se iniciar o processo de estiramento, prôpriamente dito. Para isso, o material deve ser decapado. Essa decapagem pode ser:

- decapagem química
- decapagem mecânica

A decapagem química é feita empregando-se, normalmente, o ácido sulfúrico ou clorídrico (10,11).

O óxido de ferro que se forma durante a laminação ou em algum tratamento térmico, na superfície do material, é pouco solúvel no ácido sulfúrico diluído, sendo sua eliminação mais mecânica do que química, é por isso que se faz a decapagem a quente, com temperaturas entre 50 - 70°C.

Nessa temperatura o ácido sulfúrico é mais ativo e remove mais facilmente o óxido de ferro.

O ácido clorídrico apresenta as seguintes vantagens sobre o ácido sulfúrico:

1. ataca mais rapidamente o óxido de ferro,
2. apresenta um produto decapado mais limpo devido o aumento da velocidade de ataque, mesmo a frio,
3. os produtos da reação, mesmo quando aderidos ao material, são inócuos, independentemente de o material ser posteriormente zincado ou estanhado a quente,
4. quanto a fragilidade provocada na decapagem devido ao hidrogênio na reação ácido / ferro é menor do que com o sulfúrico.

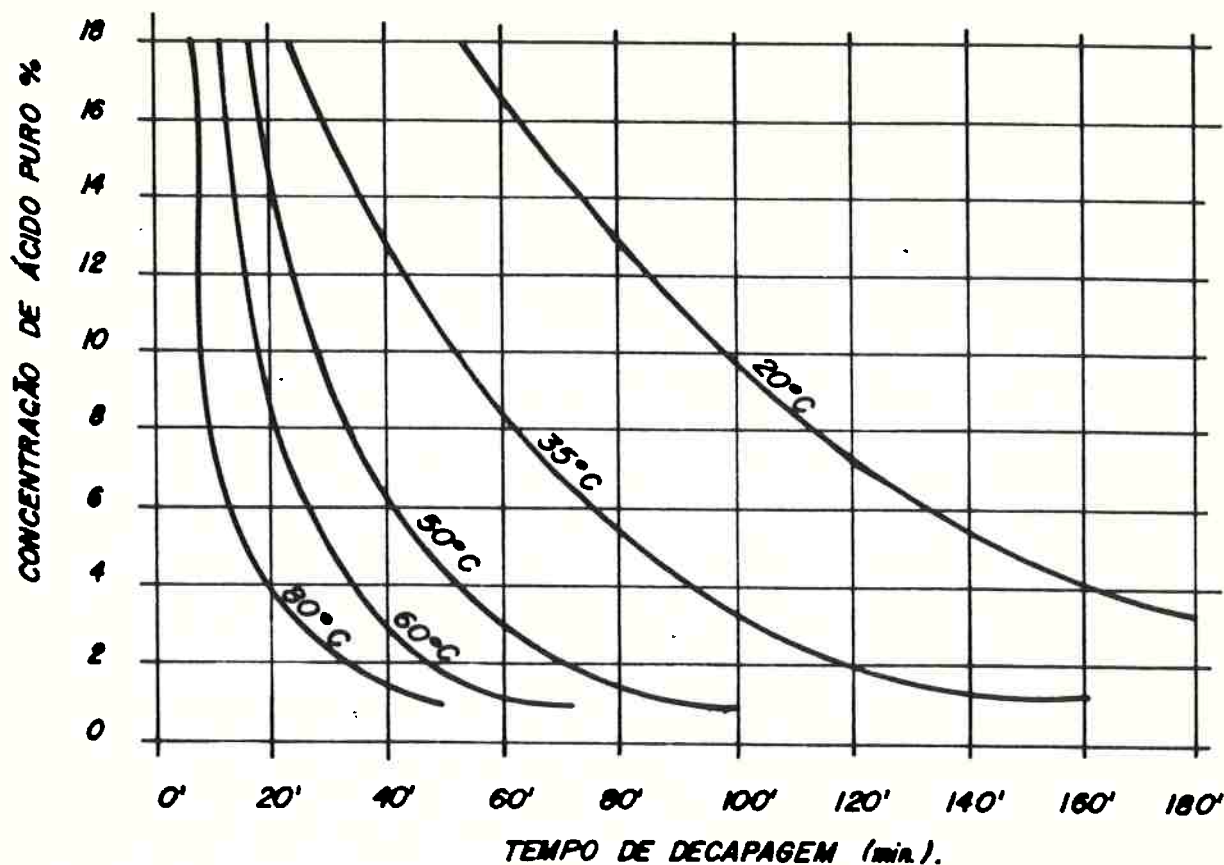


Figura 2.8 - Influência da temperatura e da concentração de H_2SO_4 ⁽¹¹⁾.

O material depois de decapado deve receber um tratamento de lavagem, de neutralização e, eventualmente de fosfatização.

A fosfatização é, particularmente vantajosa na trefilação de aços. O procedimento para uma boa operação de fosfatização é o seguinte:

- 1 - decapagem em ácido sulfúrico ou clorídrico,
- 2 - lavagem em água fria por imersão ou por jato,
- 3 - imersão em água quente com sais neutralizantes,
- 4 - fosfatização com temperatura entre 50 e 95°C,
- 5 - tratamento complementar de imersão por 3 a 4 minutos em solução de borax a 4 ou 5% e temperatura da ordem de 80°C.

O revestimento provocado pela fosfatização resume-se no depósito sobre o material de cristais de trisfosfato de zinco. A película de fosfato de zinco é, praticamente insolúvel na solução aquosa neutra. Essa insolubilidade aumenta com a temperatura, permitindo ser neutralizado em soluções quentes.

Esses cristais de fosfato depositados, aumentam a capacidade de absorção de óleos e graxas lubrificantes do processo de trefilação.

Os constantes problemas determinados pela poluição provocada pelos resíduos dos banhos ácidos vem acelerando a substituição da decapagem química pela mecânica.

A decapagem mecânica constitui-se no ataque à superfície oxidada do material, através de granalha de aço jateadas sobre o material com o recurso de um conjunto de turbinas, convenientemente direcionadas.

A figura 2.9, mostra-nos um esquema de instalação para fio máquina⁽¹²⁾.

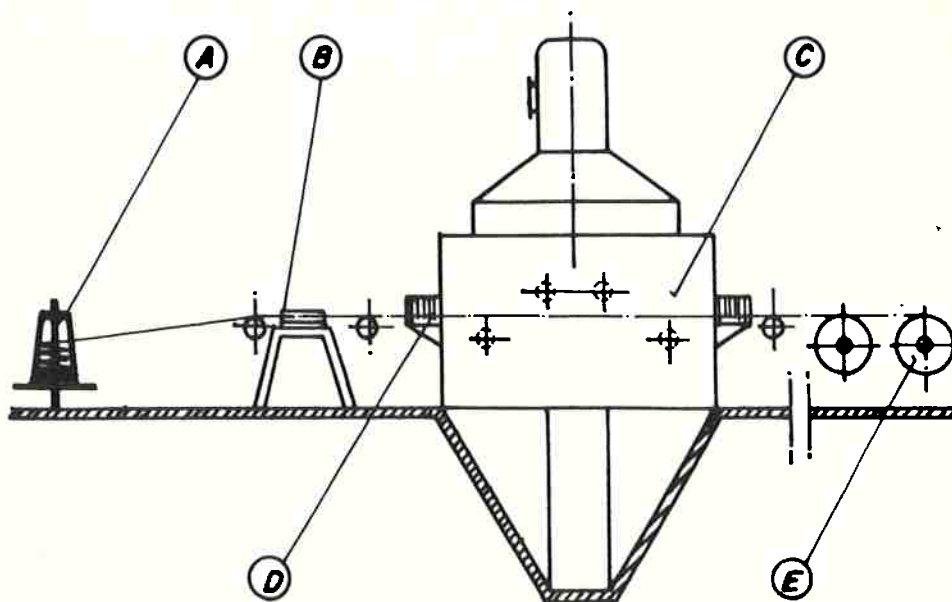


Figura 2.9 - Esquema de instalação de decapagem mecânica.

(A) Desbobinadeira, (B) Pré-endireitadeira, (C) Câmara de jateamento, (D) Mesa de rolos de entrada, (E) Rebobinadeira.

O aspecto superficial do material determinado pelo jateamento, facilita a ação lubrificante no processo de estiramento, melhorando o aspecto superficial do produto trefilado.

2.2.4 - Trefilação de Tubos

As mesmas máquinas de trefilação de barras permitem a trefilação de tubos com mandris curtos ou longos, como mostram as figuras esquemáticas 2.10 e 2.11.

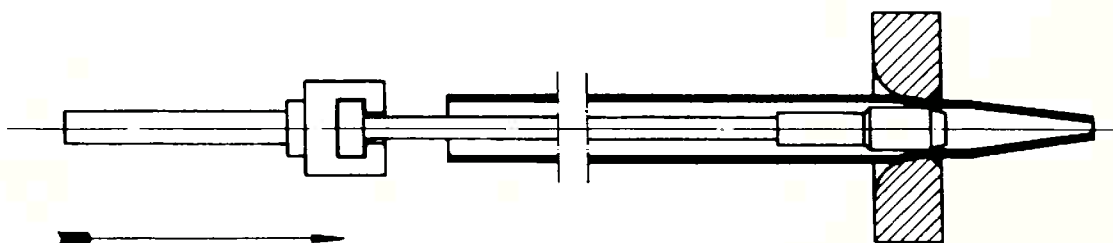


Figura 2.10 - Trefilação de tubo com mandril curto.

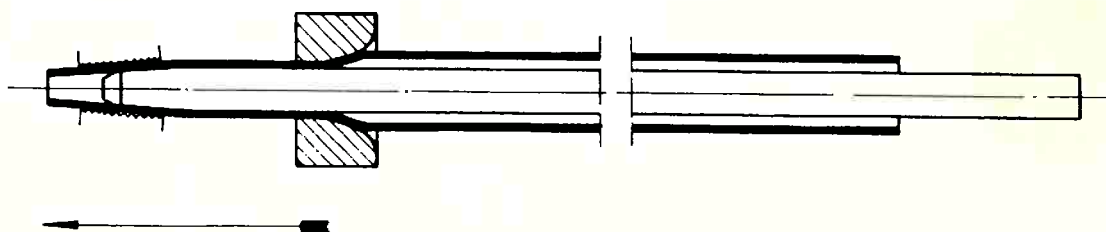


Figura 2.11 - Trefilação de tubo com mandril longo.

2.2.5 - Fieiras

As matrizes podem ser feitas sempre com materiais duros e resistentes ao desgaste, entre os quais destacamos o ferro fundido coquilhado, aços ligados endurecidos, metal duro e diamante.

Apresentamos alguns valores de matrizes ou fieiras de metal duro, para diferentes tipos de aços trefilados (fio máquina), na figura 2.12.

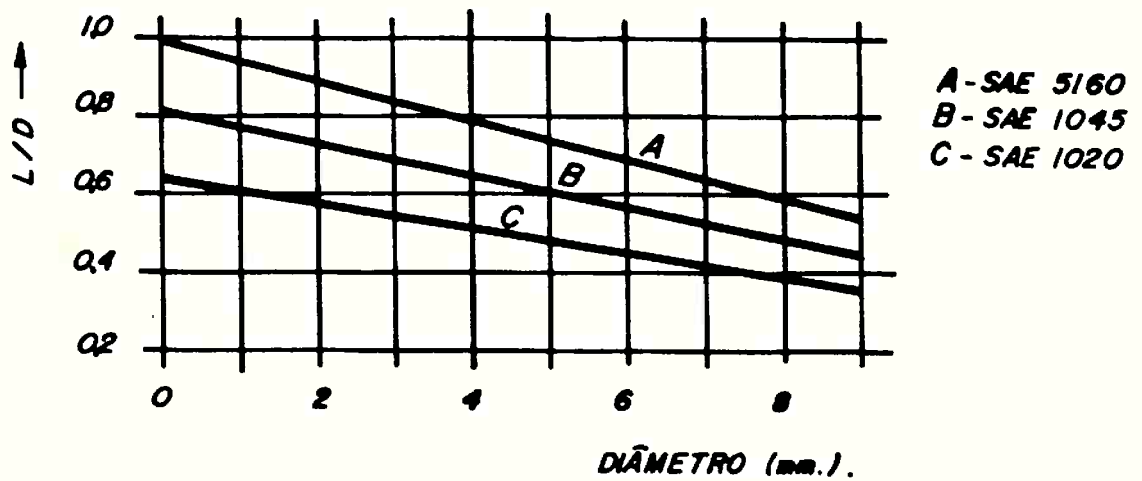
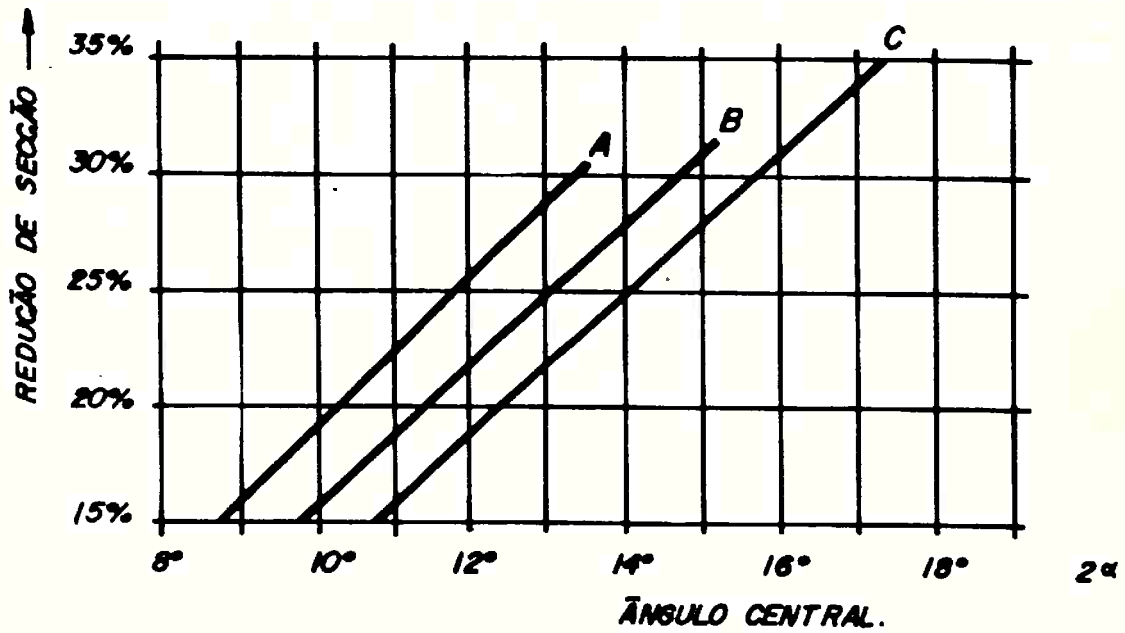
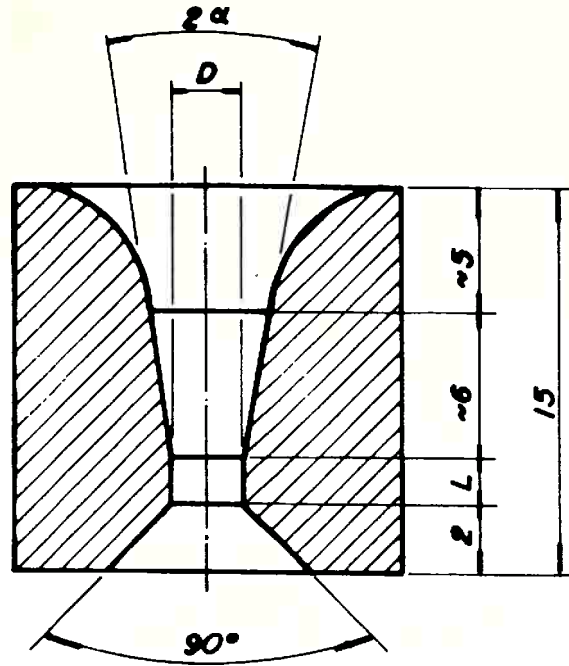


Figura 2.12 - Proporções dimensionais do núcleo de uma fieira.

De uma maneira genérica poderemos admitir, para fieiras de metal duro, as seguintes considerações:

- a fieira de trefilação constituída de um núcleo de metal duro é introduzida com encaixe forçado numa carcaça de aço. Graças a grande resistência à abrasão, ao baixo coeficiente de dilatação térmica, alta resistência à compressão e a dureza do núcleo, a ferramenta propicia uma grande duração, com tolerância exata e, conseqüentemente, uma produção em larga escala (Fig. 2.13).

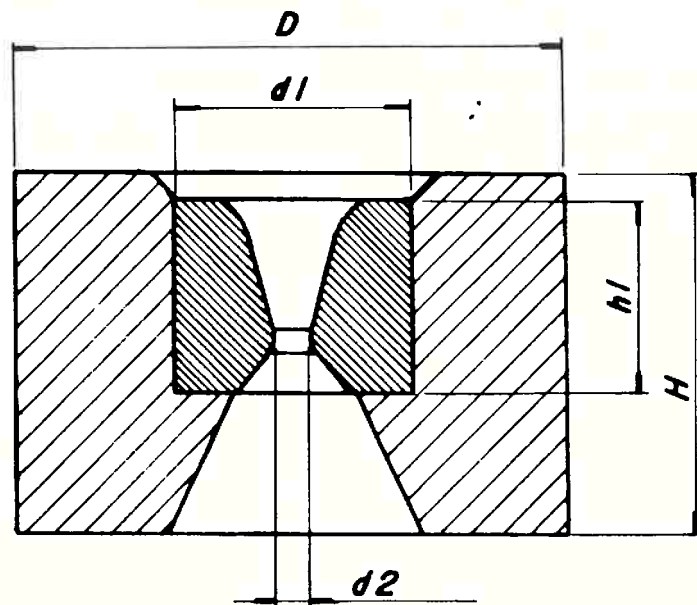


Figura 2.13 - Fieira encarçada.

- o núcleo em metal duro é dimensionado de acordo com o tamanho da carcaça e o diâmetro do arame ou barra a ser trefilado (Tabela 2.1) (Tabela 2.2) (Tabela 2.3).
- é muito importante escolher o núcleo de metal duro mais adequado para o trabalho, segundo o tipo de material a ser trefilado, face à velocidade de redução e à abrasividade.

Tabela 2.1 - Dimensões básicas das fieiras e carcaças (ISO-R-1684).

Tamanho do Núcleo		Tamanho da Carcaça		d2 Furo Acabado mm
d1 Diâmetro	h1 Altura	D Diâmetro	H Altura	
8	6	24	12	0,2 - 1,5
10	8	28	16	0,3 - 2,0
13	10	38	22	0,5 - 2,5
17	13	43	25	1,0 - 5,0
20	18	43	32	1,0 - 6,0
25	20	53	35	2,0 - 8,0
30	24	100	45	7,0 - 13,0
35	24	100	45	12,0 - 16,0
40	24	100	45	13,0 - 18,0
45	25	100	50	16,0 - 22,0
50	25	150	50	20,0 - 26,0
55	27	150	55	24,0 - 30,0
60	27	150	55	28,0 - 34,0
65	27	150	55	32,0 - 38,0
70	30	150	60	35,0 - 40,0
75	30	150	60	38,0 - 44,0
80	30	200	60	42,0 - 49,0
85	33	200	65	46,0 - 53,0
90	33	200	65	51,0 - 57,0
95	33	200	65	55,0 - 61,0
100	35	215	75	59,0 - 68,0
110	35	215	76	66,0 - 75,0

Tabela 2.2 · Valores do ângulo de entrada (ISO-R-1684).

Valores do Ângulo de Entrada	
Material	Conicidade
Alumínio Chumbo	20°
Cobre Aço até 0,40% C	18°
Aço acima de 0,40% C Latão	16°
Tubos em geral	24°

Tabela 2.3 Classes de dureza (ISO-R-1684).

Classes de Dureza	
Dureza Rockwell A (nominal)	Material a ser Trefilado
93,0	Alumínio Cobre
92,0	Aço até 0,40%C
91,5	Aço acima de 0,45%C

Da forma como se apresentam as fieiras trefiladoras, teremos qualificação dimensional ISO h11 para o produto trefilado, conforme valores indicados pela Norma ABNT-EB-551 (Tabela 2.4). Ainda pela Norma ISO-1302 poderemos estabelecer o grau de acabamento mínimo em função do campo de tolerância e acabamento (Tabela 2.5).

Tabela 2.4 ABNT-EB-551 - Barras trefiladas redondas.

Bitolas		Afastamentos	Tolerância
	≦ 3	— 0,06	
✓ 3	≦ 6	— 0,075	
✓ 6	≦ 10	— 0,090	
✓ 10	≦ 18	— 0,110	
✓ 18	≦ 30	— 0,130	ISO h11
✓ 30	≦ 50	— 0,160	
✓ 50	≦ 80	— 0,190	
✓ 80	≦ 120	— 0,220	
✓ 120	≦ 180	— 0,250	
✓ 180	≦ 250	— 0,290	

Tabela 2.5 - Grão de acabamento mínimo em função do campo de tolerância e acabamento usual a máquina.

GRÃO DE ACABAMENTO MÍNIMO EM FUNÇÃO DO CAMPO DA TOLERÂNCIA (ISO-1302)

Qualidade da Tolerância	Grupo de Dimensões em mm (de - até inclusive)												
	1-3	3-6	6-10	10-18	18-30	30-50	50-80	80-120	120-180	180-250	250-315	315-400	400-500
5			0,2						0,4				0,8
6		0,2					0,4					0,8	
7	0,2			0,4				0,8				1,6	
8		0,4			0,8			1,6				3,2	
9			0,8			1,6		3,2				6,3	
10	0,8		1,6		3,2			6,3				12,5	
11	1,6		3,2		6,3			12,5				25,0	

ACABAMENTO USUAL A MÁQUINA

	25,0	12,5	6,3	3,2	1,6	0,8	0,4	0,2	0,1
Torneado Bruto	hatched	hatched							
Retificado Bruto	hatched	hatched	hatched						
Plainado		hatched	hatched	hatched					
Furado			hatched	hatched	hatched				
Fresado com Aço Rápido			hatched	hatched	hatched	hatched			
Torneado - Acabamento				hatched	hatched	hatched	hatched		
Brochado				hatched	hatched	hatched	hatched		
Mandrilado				hatched	hatched	hatched	hatched		
Passado Alargador					hatched	hatched	hatched		
Retificado Comum					hatched	hatched	hatched		
Fresado com Widia						hatched	hatched	hatched	
Torneado com Diamante							hatched	hatched	hatched
Retífica de Precisão								hatched	hatched
Brunido								hatched	hatched
Polido									hatched

ACABAMENTO SEM USINAGEM

Soldado	hatched	hatched							
Fundido em Areia	hatched	hatched							
Laminado a Quente	hatched	hatched							
Forjado		hatched	hatched						
Laminado a Frio			hatched	hatched	hatched				
Fundido em Coquilha				hatched	hatched	hatched			
Trefilado						hatched	hatched		



2.2.6 - Determinação Experimental do Ângulo Ótimo da Fieira (Siebel)

Através de experiências de Siebel⁽¹³⁾, utilizando-se de um dinamômetro, como ilustra a figura 2.14, conclui-se que, para perfis de seção circular, que:

1. o ângulo de rendimento máximo é, geralmente, compreendido entre 06 e 12º,
2. independe da velocidade de estiramento,
3. a fieira deve ter um ângulo mais aberto a medida que aumenta a redução de seção,
4. o ângulo de melhor rendimento varia sensivelmente com a natureza do lubrificante utilizado,
5. as características resistentes do material trefilado não têm grande importância sobre o ângulo ótimo de rendimento.

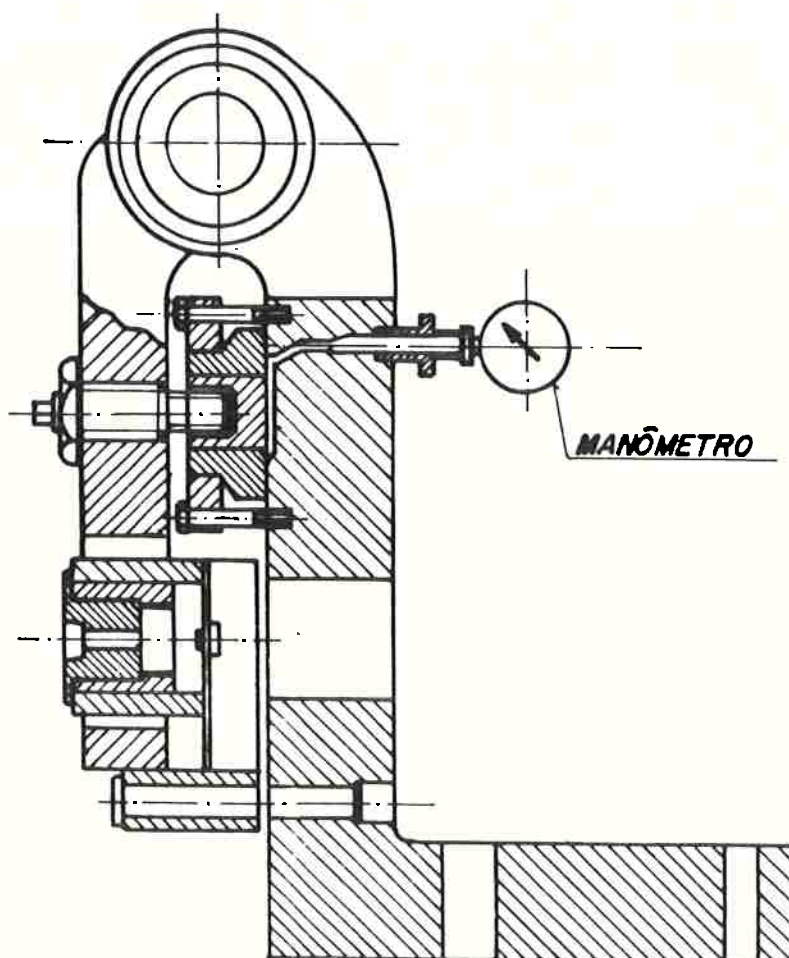


Figura 2.14 - Dinamômetro de Siebel.⁽¹³⁾

2.2.7 - Exemplos Práticos de Fieiras Ajustáveis

Apresentamos, ainda, algumas fieiras ajustáveis para quadrados e chatos, esquematizadas pelas figuras 2.15 e 2.16.

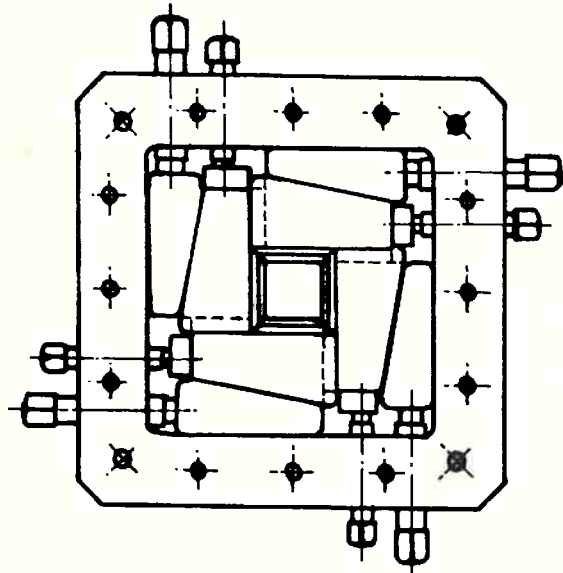


Figura 2.15 - Fieira ajustável para quadrados.

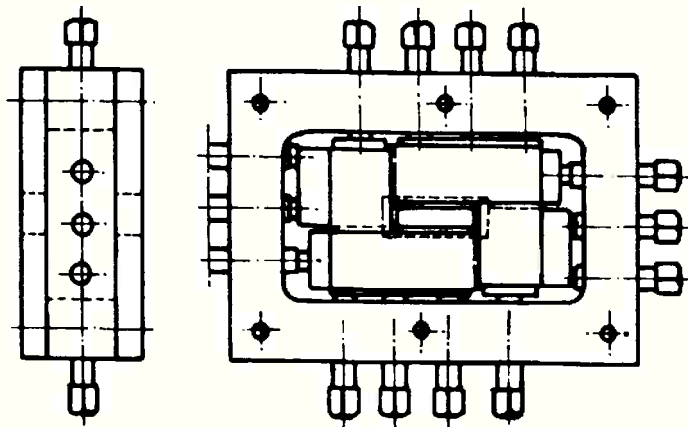


Figura 2.16 - Fieira ajustável para chatos.

2.2.8 - Fixação da Placa Porta-Fieira

A figura 2.17, mostra-nos uma placa porta-fieiras onde se percebe, claramente, o recurso da regulagem esférica de seu assento, aspecto importantíssimo para o processo.

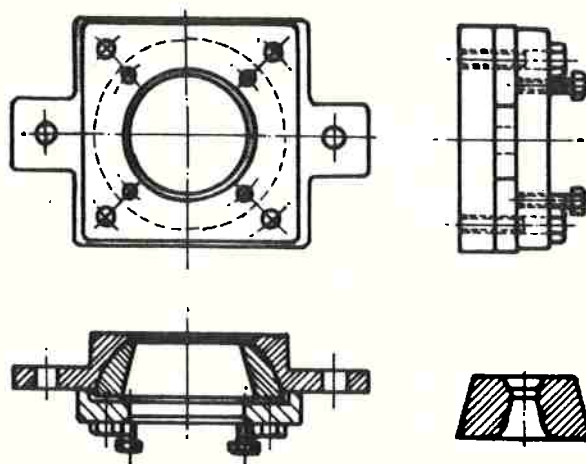


Figura 2.17 - Placa porta-fieira.

2.2.9 - Proposta para Lubrificação em Trefilação de Tubo

A condição de lubrificação de uma fieira vem representada pela figura 2.18, na trefilação de um tubo.

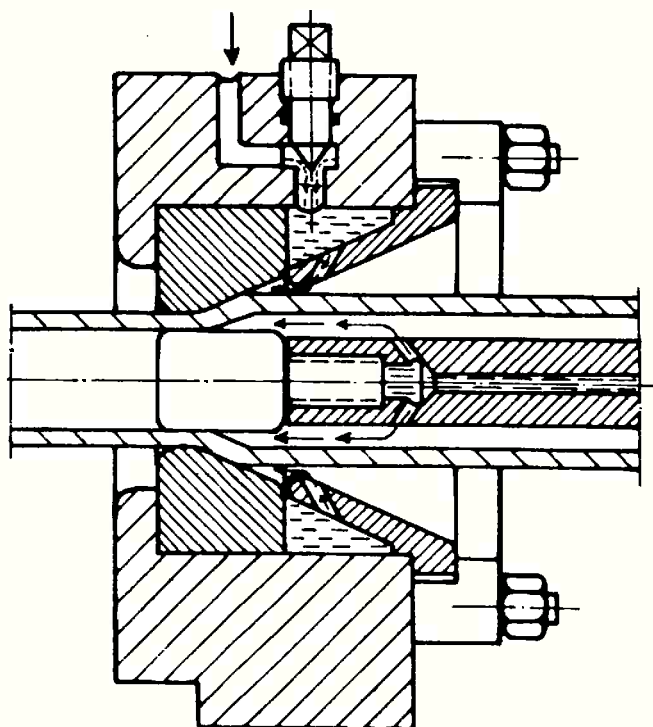


Figura 2.18 - Lubrificação de fieira para trefilação de tubos.

2.2.10 - Determinação de Esforço Trefilador

Antes de entrar no mérito da determinação de esforços no processo de trefilação, convém observar que a fricção afeta as pressões de interface (pressões normais sobre a parede da matriz), bem como as forças de trefilação e energias consumidas.

Apesar de nenhuma teoria de trefilação em arame ter sido desenvolvida, encontram-se na literatura, uma série de soluções - aproximadas, adequadas para explicar os efeitos da fricção.

Siebel⁽¹⁴⁾, por exemplo, descobriu um coeficiente constante de fricção μ (para maior conveniência, isto também pode ser expresso como ângulo de fricção $\tan \psi = \mu$). Já que tanto o meio-ângulo da matriz α como com ângulo de fricção ψ são pequenos na prática (Fig. 2.19), a força da matriz Q é muito maior que a força de trefilação P ; desta forma, a deformação ocorre, primariamente sob a influência da pressão média da matriz \bar{p} . Baseados na suposição de que a pressão média da matriz \bar{p} é igual ao limite médio de escoamento do material $\bar{\sigma}_m$ e não é afetado por μ ,

$$P = Q \sin (\alpha + \psi) \text{ e } Q = \bar{\sigma}_m (A_1 - A_2) / \sin \alpha$$

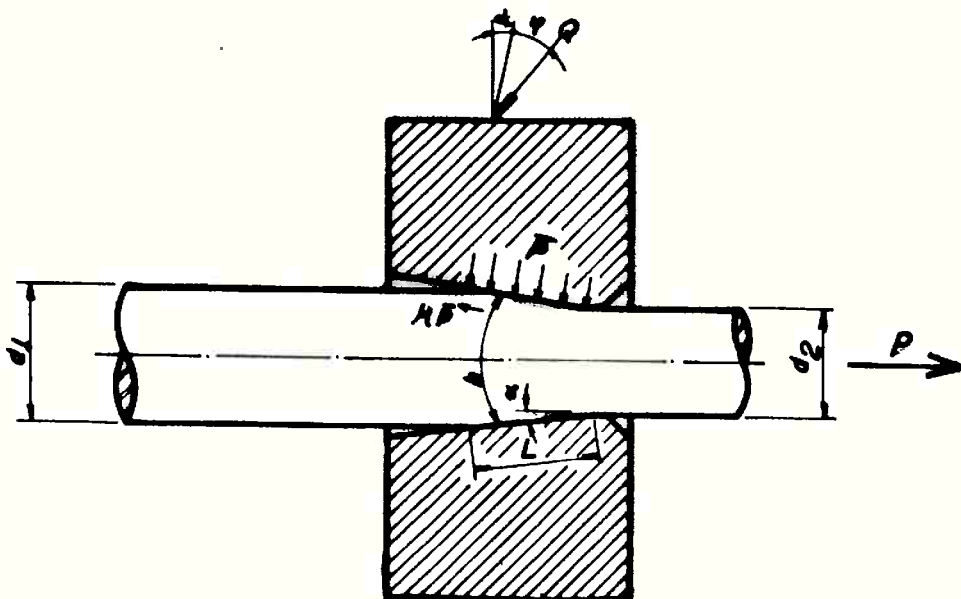


Figura 2.19 - Tensões atuando na trefilação de arame redondo.

que então nos leva a fórmula simples para a força de tração P (para ângulos pequenos $\sin \alpha \approx \tan \alpha \approx \alpha$):

$$P = \sigma_m (A_1 - A_2) \frac{\sin(\alpha + \varphi)}{\sin \alpha} = \sigma_m (A_1 - A_2) \left(1 + \frac{\mu}{\alpha}\right) \quad \text{"Siebel"}$$

Outra fórmula, frequentemente encontrada é a de Sachs:

$$P = \sigma_m A_2 \left[\frac{1+B}{B} \left\{ 1 - \left(\frac{d_2}{d_1} \right)^{2B} \right\} \right]$$

onde $B = \mu \cotg \alpha$.

Fica claro nessas expressões que a força de tração sempre aumenta com a fricção. No entanto, nem todo o aumento sobre a força de tração sem fricção P^* deveria ser atribuída a fricção, pois a contribuição de trabalho redundante também deve ser considerado. O trabalho redundante se origina da necessidade de cisalhar o material dos limites de entrada aos limites de saída, de forma a mudar a direção do fluxo de material ao entrar e sair da matriz. As forças necessárias para superar os trabalhos redundantes podem ser permitidas de várias formas, por exemplo, introduzindo um fator de multiplicação ϕ que é sempre maior do que 1 e resulta numa equação da seguinte forma:

$$P = \sigma_m \cdot A_2 \cdot (1 + \mu \cotg \alpha) \cdot \phi \cdot \ln(A_1 / A_2)$$

O trabalho redundante⁽¹⁵⁾ é, uma função de geometria de matriz, descrita, convenientemente pela proporção do comprimento do alcance do arco circular, o ponto do meio na zona de contato (h na figura 2.22) para o comprimento do contato entre o arame e a matriz (L na figura 2.22). Na maioria das operações práticas de tre

filação de arame, o valor de h/L varia de 0,8 a 2,5. Outros parâmetros podem ser escolhidos para descrever a geometria de tração, mas oferecem vantagens especiais. A contribuição do trabalho redundante na força de tração pode ser calculada de uma forma bem simples, através da geometria da matriz, por exemplo, acrescentando

$$\left[\frac{2}{3} \alpha \sigma_m A_2 \right]$$

à força de tração calculada na equação de Siebel ou, de acordo com Körber e Eichinger⁽¹⁶⁾, acrescentando

$$\frac{4\alpha}{3\sqrt{3}} \sigma_m A_2$$

Experimentalmente esse fator ϕ é pouco afetado pela fricção e pode ser expresso, aproximadamente como:

$$\phi = 0,90 + 0,15 h/L$$

Rowe⁽¹⁷⁾, mais tarde, confirma também a necessidade da consideração desse trabalho redundante.

Ao aumentar os ângulos da matriz (aumentando h/L) o trabalho redundante aumenta enquanto a força friccional diminui; desta forma, haverá um ótimo ângulo no qual a força de tração atinge um valor mínimo. Obviamente, o ângulo ótimo da matriz é uma função, tanto de redução como do coeficiente de fricção e foi derivado por Herrmann a partir da fórmula abaixo:

$$\text{sen } 2\alpha = \sqrt{6\mu \ln(A_1 / A_2)}$$

Várias outras soluções existem para um ângulo de matriz ótimo, por exemplo, aquelas elaboradas por Geleji⁽¹⁸⁾ e Avitzur⁽¹⁹⁾ e a fórmula empírica de Wistreich⁽²⁰⁾.

A partir dessas considerações, acrescentaremos a seguir os métodos de cálculo apresentados por Rowe, Geleji e Avitzur.

- Métodos da Divisão em Elementos (Rowe)

O cálculo da componente F_T de trefilação $\bar{\sigma}$ obtido pelo Método da Divisão em Elementos^(21,22).

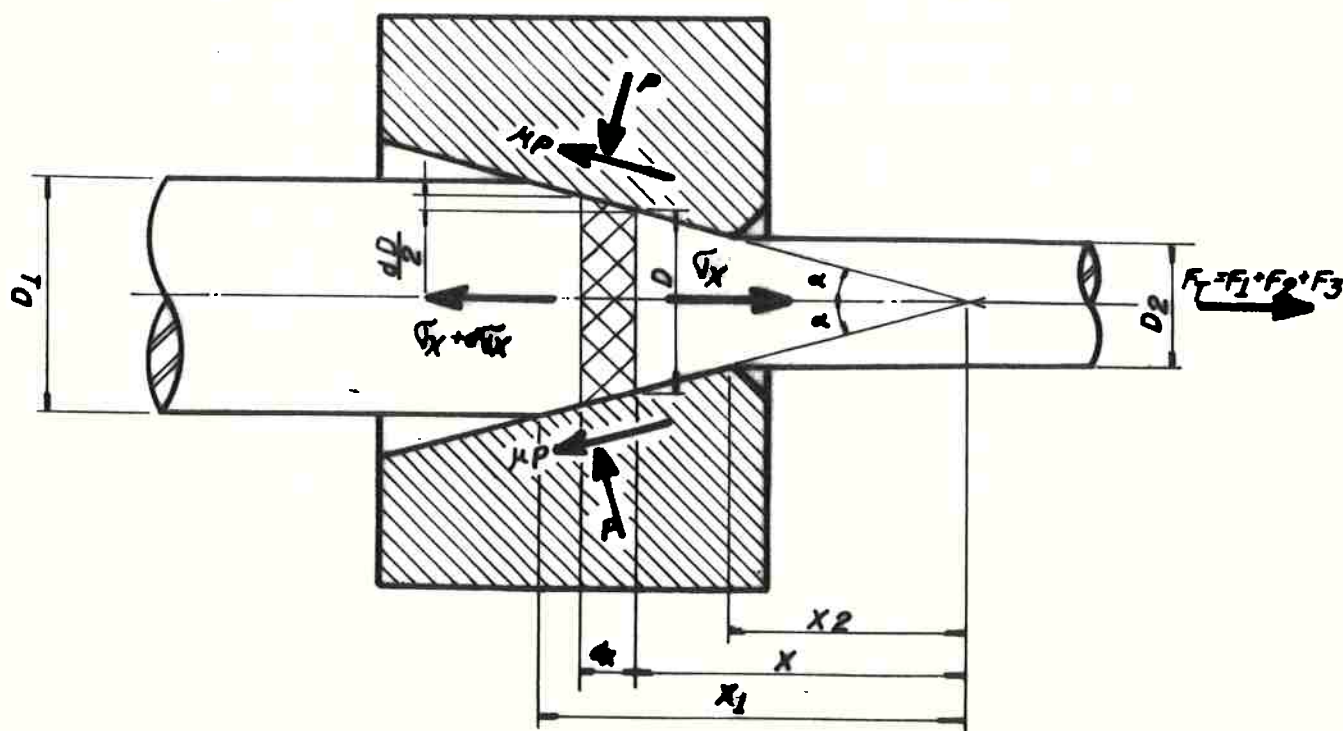


Figura 2.20 - Distribuição de tensões (Rowe).

De acordo com a figura 2.20, teremos 3 componentes de força que atuam na direção axial.

a) devido a variação de tensão longitudinal (F_1)

$$F_1 = (\sigma_x + d\sigma_x) \frac{\pi}{4} (D + dD)^2 - \sigma_x \frac{\pi}{4} D^2$$

b) devido à pressão da matriz sobre a circunferência de contacto
(F_2)

$$F_2 = p \left(\pi D \cdot \frac{d_x}{\cos \alpha} \right) \sin \alpha$$

c) devido a resistência de atrito nessa mesma circunferência de contacto (F_3)

$$F_3 = \mu p \left(\pi D \cdot \frac{d_x}{\cos \alpha} \right) \cos \alpha$$

Nas condições estáticas de trefilação, deverá ocorrer o equilíbrio. Assim sendo, desprezando os valores infinitesimais, teremos:

$$\frac{\sigma_x \cdot D \cdot dD}{2} + \frac{D^2 \cdot d\sigma_x}{4} + p D d_x \operatorname{tg} \alpha + \mu p D d_x = 0$$

como: $dD = 2 d_x \operatorname{tg} \alpha$, teremos:

$$2 \sigma_x dD + D d\sigma_x + 2p dD + 2 \mu p dD \operatorname{cotg} \alpha = 0$$

ou
$$D d\sigma_x + 2 \left[\sigma_x + (1 + \mu \operatorname{cotg} \alpha) \right] dD = 0 \quad (1)$$

O equilíbrio radial será:

$$\sigma_r (\pi D d_x) = -p \left(\pi D \frac{d_x}{\cos \alpha} \right) \cdot \cos \alpha + \mu p \left(\pi D \frac{d_x}{\cos \alpha} \right) \sin \alpha$$

$$\sigma_r = -p (1 - \mu \operatorname{tg} \alpha)$$

Como os valores mais comuns para $\mu = 0,05$: $\alpha = 12,9$, logo $\mu \operatorname{tg} \alpha = 0,011$, desprezaremos o valor de $\mu \operatorname{tg} \alpha$.

Teremos, portanto, um estado de tensões cilíndricas e as tensões principais serão:

$$\boxed{\sigma_1 = \sigma_x} \quad ; \quad \boxed{\sigma_2 = \sigma_3 = \sigma_r = -p}$$

Quando duas das tensões principais são iguais, o sistema é equivalente a uma tensão uniaxial combinada com uma tensão hidrostática, de tal maneira que uma deformação permanente toma lugar para um valor "Y".

Y = tensão limite de escoamento por esforço uniaxial de tração.

Todos os critérios de escoamento devem resultar em:

Critério de Von Mises:

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 2 (\sigma_1 - \sigma_3)^2 = 2 Y^2$$

ou Critério de Tresca:

$$\frac{1}{2} (\sigma_1 - \sigma_3) = K = \frac{1}{2} Y$$

Consequentemente, pelo critério de Tresca, no estado de trefiliação de barra $\sigma_1 - \sigma_3 = Y$, assim pois; $\boxed{\sigma_x + p = Y}$

Confrontando essa condição de deformação permanente com a equação (1) e, fazendo $B = \mu \operatorname{cotg} \alpha$,

$$\boxed{\frac{d \sigma_x}{B \sigma_x - Y (1 + B)} = \frac{2 dD}{D}}$$

A integração dessa equação diferencial, tendo-se B e Y constantes, resultará:

$$\frac{1}{B} \int_n \left[B \sigma_x - Y (1 + B) \right] = 2 \int_n D + \text{cte.}$$

$$B \sigma_x - Y (1 + B) = C D^{2B}$$

A constante de integração é calculada supondo não haver nenhuma tensão longitudinal na entrada.

$$\sigma_x = \sigma_{x_1} = 0 ; \quad D = D_1$$

$$C = \frac{-Y(1+B)}{D_1^{2B}}$$

Assim:

$$\frac{\sigma_x}{Y} = \frac{1+B}{B} \left[1 - \left(\frac{D}{D_1} \right)^{2B} \right]$$

A tensão de trefilação σ_{x_1} será dada por:

$$\frac{\sigma_{x_1}}{Y} = \frac{1+B}{B} \left[1 - \left(\frac{D_1}{D_2} \right)^{2B} \right]$$

Fazendo-se r = redução relativa de seção, como:

$$r = \frac{\pi}{4} (D_2^2 - D_1^2) \Big/ \frac{\pi}{4} D_2^2$$

$$r = 1 - \left(\frac{D_1}{D_2} \right)^2$$

teremos, finalmente:

$$\frac{\sigma_{x_1}}{Y} = \frac{1 + B}{B} \left[1 - (1 - r)^B \right]$$

Observação:

Quando $\sigma_{x_1} = Y$, teremos estabelecida a condição limite de redução por passada, pois:

$$\frac{\sigma_{x_1}}{Y} = 1 = \frac{1 + B}{B} \left[1 - (1 - r)^B \right]$$

Fazendo, por exemplo:

$$\begin{cases} \mu = 0,05 \\ \alpha = 15^\circ \end{cases}$$

$$B = \mu \cotg \alpha = 0,1865$$

$$1 = \frac{1,187}{0,1865} \left[1 - (1 - r)^B \right]$$

$$(1 - r)^{0,1865} = 1 - 0,158; \quad (1 - r) = 0,398$$

$$\therefore \boxed{r_{\text{máximo}} \cong 60\%}$$

- Método de Geleji

Pelo Método de Geleji a componente F_T na trefilação é obtida como segue⁽²³⁾:

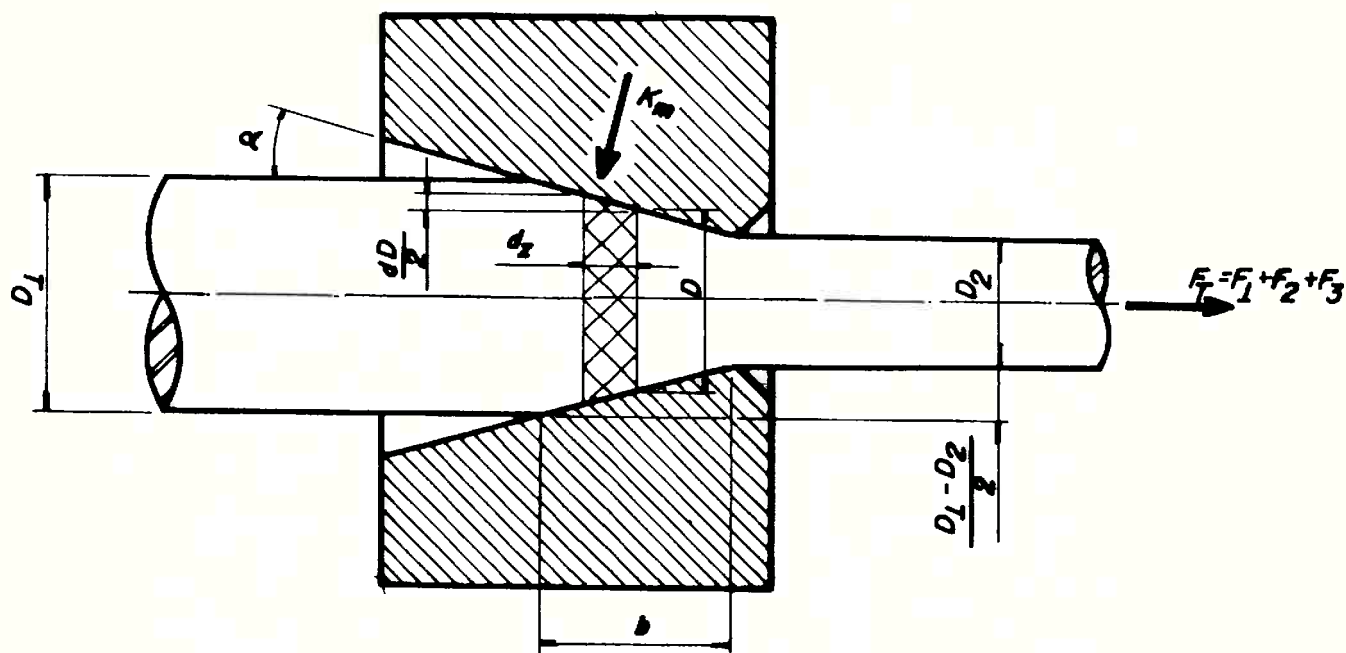


Figura 2.21 - Esforços na trefilação.

De acordo com a figura 2.21, o esforço F_T , relativo ao trabalho de deformação na trefilação, é dado por:

$$F_T = F_1 + F_2 + F_3$$

onde:

F_1 = esforço necessário somente para o trabalho de deformação.

F_2 = esforço de atrito gerado no cone da fieira.

F_3 = esforço necessário para vencer as resistências internas.

Determinação de F_1

A força necessária para o trabalho elementar de deformação será dada por:

$$dF_1 = K_m \cdot d_s \cdot \text{sen } \alpha$$

onde:

K_m = pressão ou resistência média de conformação

d_s = área elementar relativa a espessura $d\gamma$

α = ângulo de inclinação do cone da fieira

Na expressão anterior: $d_s \text{ sen } \alpha = d_a = \frac{D \cdot \pi \cdot dD}{2}$

Daí a força F_1 , valerá:

$$F_1 = \frac{K_m \pi}{2} \int_{D_1}^{D_2} D \cdot dD = \frac{K_m \cdot \pi \cdot (D_1^2 - D_2^2)}{4}$$

$$\therefore F_1 = \frac{K_m \cdot \pi \cdot (D_1^2 - D_2^2)}{4}$$

fazendo

$$\frac{\pi \cdot D_1^2}{4} = A_1 \text{ e } \frac{\pi \cdot D_2^2}{4} = A_2$$

A_1 = seção de entrada

A_2 = seção de saída

teremos:
$$F_1 = K_m \cdot (A_1 - A_2) = K_m \cdot A$$

onde:
$$A = \text{Redução absoluta da área}$$

Determinação da Componente F_2

A força F_2 devido ao atrito na área de contacto da fieira, será:

$$F_2 = \frac{(D_1 + D_2) \cdot \pi \cdot b}{2 \cdot \cos \alpha} K_m \cdot \mu = Q K_m \mu$$

Sendo a área do cone de atrito dada por:

$$Q = \frac{(D_1 + D_2) \cdot \pi \cdot b}{2 \cdot \cos \alpha}$$

Determinação de F_3

Para determinar F_3 , esforço necessário para vencer resistências internas, recorreremos a expressão seguinte:

$$W_S = \frac{4}{3 \sqrt{3}} V \cdot K_{fm} \cdot \alpha = 0,77 A_2 l_2 \cdot K_{fm} \cdot \alpha = F_3 \cdot l_2$$

onde:

K_{fm} = tensão média de escoamento definida entre os valores correspondentes na entrada e saída da fieira .

portanto:
$$F_3 = 0,77 A_2 \cdot K_{fm} \cdot \alpha$$

Resultará:

$$F_T = F_1 + F_2 + F_3 = K_m (A + Q\mu) + 0,77 K_{fm} \cdot A_2 \cdot \alpha$$

$$F_T = K_m (A + Q\mu) + 0,77 K_{fm} \cdot A_2 \cdot \alpha$$

A potência necessária será:

$$N_T = F_T \cdot V = \left[K_m (A + Q\mu) + 0,77 K_{fm} A_2 \alpha \right] \cdot V$$

onde:

V = velocidade de trefilação.

Determinação de K_m

A pressão ou resistência média de conformação pode ser dada, segundo Mohr, para condição de escoamento, através de (Fig.2.22):

$$\sigma_1 - \sigma_3 = 2\tau_{\text{máx}} = K_f \quad (1)$$

onde K_f caracteriza a condição de escoamento ou a tensão de escoamento.

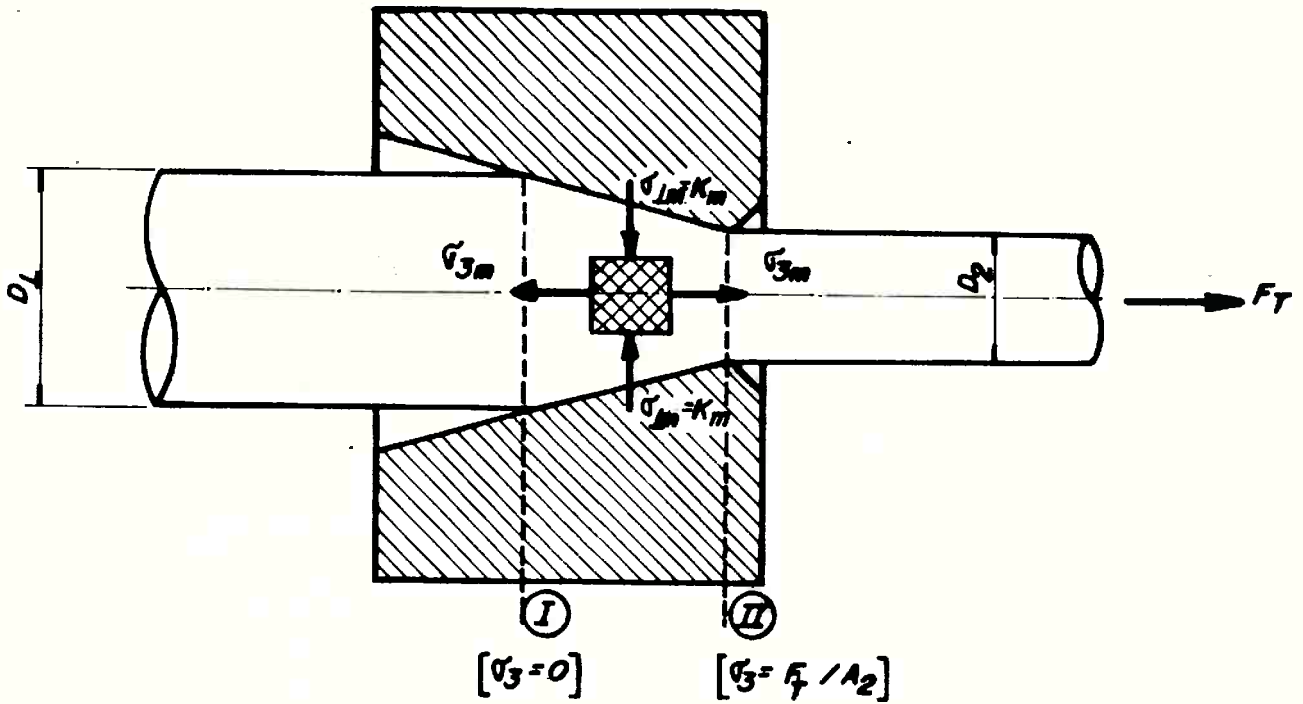


Figura 2.22 - Distribuição das tensões.

Na trefilação σ_3 tem sinal negativo e a expressão (1) passa a ser:

$$\sigma_1 + \sigma_3 = K_f$$

fazendo $\sigma_1 = K$, pode-se escrever que: $K + \sigma_3 = K_f$ (2)

O valor médio de σ_3 , no interior (meio) do cone será:

$$\sigma_{3m} = \frac{F_T}{2 \cdot A_2}$$

Sendo que na entrada do cone teremos $\sigma_3 = 0$ e na seção de saída $\sigma_3 = \frac{F_T}{A_2}$, devido respectivamente não ter ocorrido

nenhuma deformação na entrada e total na saída.

Substituindo-se em (2) o valor médio de σ_3 , teremos:

$$K_{fm} = K_m + \frac{F_T}{2 A_2}$$

Substituindo-se agora, o valor de F_T , resultará:

$$K_{fm} = K_m \left(1 + \frac{A + \mu Q}{2 A_2} \right) + 0,385 \alpha K_{fm}$$

portanto, a pressão média de conformação será:

$$K_m = \frac{K_{fm} (1 - 0,385 \alpha)}{1 + \frac{A + \mu Q}{2 A_2}} \quad (3)$$

O valor de

$$K_{fm} = \frac{K_{f1} + K_{f2}}{2}$$

onde:

$K_{f1} = \Delta_{esc}$ antes de entrar na fieira

$K_{f2} = \Delta_{esc}$ depois de sair da fieira

} Valores experimentais característicos de cada material.

- Método de Avitzur

O processo de conformação plástica de metais através de matrizes cônicas convergentes é aplicado em diferentes situações na indústria moderna. As características dimensionais, físicas e metalográficas dos materiais submetidos a este tipo de processo, conferem-lhes propriedades adequadas as mais diversas aplicações manufatureiras.

Nos referimos, então, à trefilação de fios e barras, trefilação de tubos e extrusão. Tais processos descritos acima, apresentam uma análise matemática semelhante, ou seja, seguem basicamente o mesmo modelo analítico e, que será exposto a seguir, de uma maneira resumida, baseada nos trabalhos de Avitzur⁽²⁴⁾.

Quando o corpo, seja ele fio ou barra, passa através da matriz cônica convergente, ocorre uma redução em seu diâmetro por conformação plástica do material, devido ao contato entre sua superfície e as paredes da ferramenta.

A solução matemática leva em consideração as perdas por atrito entre o material e a ferramenta, baseado na hipótese do coeficiente de atrito permanecer constante durante o processo, devendo satisfazer as equações de equilíbrio. Pode-se também desenvolver a análise matemática sob a hipótese da existência de um coeficiente de atrito de Coulomb, sendo a solução apresentada pela combinação das equações de equilíbrio do corpo e balanço energético do sistema.

Devido as características geométricas da ferramenta, é adotado um sistema de coordenadas esféricas (r, f, θ) onde define-se um elemento infinitesimal que é a estrutura de toda a análise a seguir. A figura 2.23 esquematiza o processo em estudo.

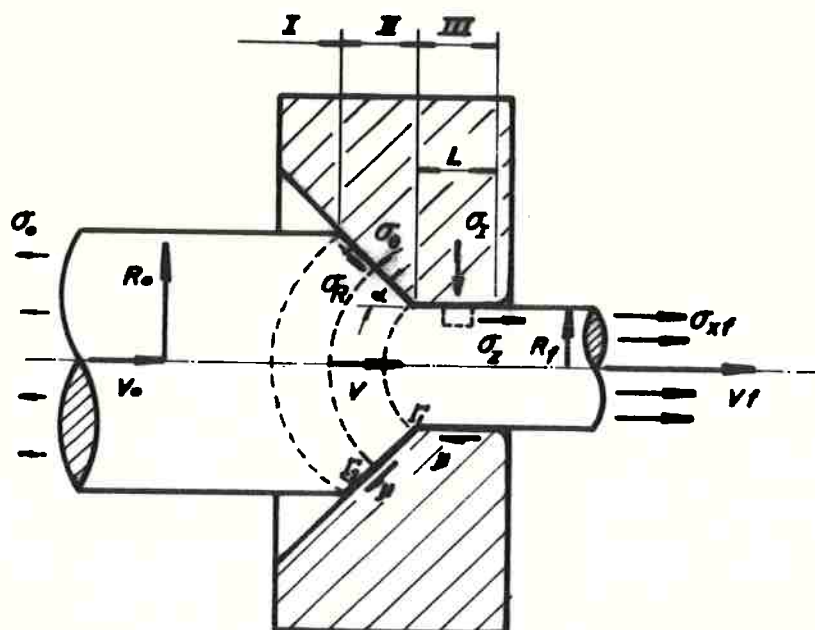


Figura 2.23 - Esquemática do processo de trefilação.

Como indicado na figura acima, divide-se o material em três regiões distintas, separadas pelas superfícies \mathcal{C}_1 e \mathcal{C}_2 , ambas esféricas com centro de curvatura localizado no vértice do cone (ponto 0) da matriz. Na região I o material não sofreu deformação e o campo de velocidades é contínuo e constante com módulo V . O mesmo refere-se a região III, onde o módulo da velocidade é V_f . Toda a deformação do material ocorre, então, na região II limitada pelas superfícies \mathcal{C}_1 , \mathcal{C}_2 e \mathcal{C}_3 (paredes da matriz). O campo de velocidades nesta região é contínuo e tem a direção do vértice do cone.

As superfícies \mathcal{C}_1 e \mathcal{C}_2 apresentam uma componente paralela a elas que é variável e descontínua. Além disso, pelo fato da matriz estar em repouso, temos nas suas superfícies \mathcal{C}_3 e \mathcal{C}_4 velocidades descontínuas.

A caracterização adequada do sistema físico, bem como, a determinação precisa do campo de velocidades é importantíssimo na solução matemática do problema que fornece a potência necessária para executar o trabalho de deformação. Esta potência depende da

energia para a deformação interna do material, da energia relativa as perdas por atrito e da energia da força de trabalho para empurrar o material, no caso de extrusão, ou para puxar o material no processo de trefilação.

- Energia de deformação interna

Como já exposto, toda a deformação ocorre na região II. Utilizando o sistema de coordenadas mencionado para o caso de simetria cilíndrica axial, as velocidades de deformação serão:

$$\dot{\epsilon}_{rr} = \frac{\gamma v_r}{\gamma_r}$$

$$\dot{\epsilon}_{\theta\theta} = \frac{\dot{v}_r}{r}$$

$$\dot{\epsilon}_{ff} = \frac{\dot{v}_r}{r} = - (\dot{\epsilon}_{rr} + \dot{\epsilon}_{\theta\theta})$$

$$\dot{\epsilon} = \frac{1}{2r} = \frac{\gamma \dot{v}_r}{\gamma_\theta}$$

$$\dot{\epsilon}_{of} = \dot{\epsilon}_{rf} = 0$$

onde:

$\dot{\epsilon}$ = velocidade de deformação $\left\{ \begin{array}{l} \text{os índices referem-se} \\ \text{as coordenadas esféricas.} \end{array} \right.$

\dot{v}_r = campo de velocidades na direção radial.

Substituindo o campo de velocidades nas equações acima e estas na expressão da potência, obtém-se:

$$W_i = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_0 \int_V v_f \cdot r_f^2 \cdot \frac{1}{r^3} \cdot \sqrt{3 \cos^2 \theta + \frac{1}{2} \sin^2 \theta} \cdot dV$$

onde, $dV = 2\pi r (\sin \theta) r \, d\theta \, dr$

σ_0 = tensão de escoamento do material

v_f = velocidades de saída da matriz

$r_f = \frac{R_f}{\sin \alpha}$ onde R_f é o raio da superfície cilíndrica do material na saída.

r = distância entre o vértice da matriz e o elemento de estudo

θ = é o ângulo formado pela posição do elemento de estudo e o eixo de simetria da matriz.

α = semi ângulo da matriz

$r_\theta = \frac{R_\theta}{\sin \alpha}$ análogo a r_f , só que R_θ é o raio da superfície cilíndrica do material na entrada

m = coeficiente de atrito entre o material e a ferramenta (constante para uma dada temperatura)

$$0 \leq m \leq 1$$

L = comprimento paralelo ao eixo de simetria da matriz da região III

σ_{xb} = tensão do material na entrada da matriz

σ_{xf} = tensão do material na saída da matriz

Após integração, obtemos:

$$\dot{W}_i = 2 \pi \sigma_0 v_f r_f^2 \left(1 - \cos \alpha \sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2 \alpha} + \right. \\ \left. + \frac{1 - \frac{11}{12}}{\sqrt{\frac{11}{12}}} l_n \frac{1 + \sqrt{\frac{11}{12}}}{\sqrt{\frac{11}{12} \cos \alpha + \sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2 \alpha}}} \right) l_n \frac{r_\theta}{r_f}$$

$$\Rightarrow \dot{W}_i = 2 \pi \sigma_0 v_f R_f^2 f(\alpha) l_n \frac{R_\theta}{R_f}$$

onde:

$$f(\alpha) = \frac{1}{\sin^2 \alpha} \left[1 - \cos \alpha \sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2 \alpha} + \right. \\ \left. + \frac{1}{\sqrt{11 \cdot 12}} l_n \frac{1 + \sqrt{\frac{11}{12}}}{\sqrt{\frac{11}{12} \cos \alpha + \sqrt{1 - \frac{11}{12} \sin^2 \alpha}}} \right]$$

A função $f(\alpha)$ depende apenas do semi-ângulo da matriz e é tabulado a seguir (Tabela 2.6):

Tabela 2.6 - Valores relativos a função $f(\alpha)$.

α (grão)	$f(\alpha)$	$\frac{\alpha}{\text{sen}^2 \alpha}$ -cotg α	α (grão)	$f(\alpha)$	$\frac{\alpha}{\text{sen}^2 \alpha}$ -cotg α	α (grão)	$f(\alpha)$	$\frac{\alpha}{\text{sen}^2 \alpha}$ -cotg α
0	1,00000	0,000000						
1	1,00001	0,011636	31	1,00672	0,37539	61	1,03603	0,83746
2	1,00003	0,023275	32	1,00721	0,38854	62	1,03784	0,85632
3	1,00006	0,034920	33	1,00772	0,40180	63	1,03974	0,87549
4	1,00010	0,046573	34	1,00825	0,41516	64	1,04174	0,89500
5	1,00016	0,058237	35	1,00881	0,42864	65	1,04384	0,91484
6	1,00023	0,069915	36	1,00939	0,44224	66	1,04605	0,93503
7	1,00031	0,081611	37	1,01000	0,45596	67	1,04838	0,95559
8	1,00041	0,093327	38	1,01063	0,46981	68	1,05082	0,97653
9	1,00052	0,10507	39	1,01129	0,48380	69	1,05340	0,99787
10	1,00064	0,11683	40	1,01198	0,49792	70	1,05613	1,01961
11	1,00078	0,12862	41	1,01270	0,51218	71	1,05900	1,04178
12	1,00093	0,14045	42	1,01345	0,52660	72	1,06204	1,06438
13	1,00109	0,15231	43	1,01423	0,54117	73	1,06526	1,08745
14	1,00127	0,16421	44	1,01505	0,55590	74	1,06867	1,11099
15	1,00146	0,17614	45	1,01590	0,57080	75	1,07228	1,13503
16	1,00167	0,18813	46	1,01679	0,58587	76	1,07611	1,15958
17	1,00189	0,20016	47	1,01772	0,60111	77	1,08018	1,18467
18	1,00212	0,21223	48	1,01869	0,61655	78	1,08451	1,21031
19	1,00237	0,22437	49	1,01970	0,63217	79	1,08912	1,23653
20	1,00264	0,23656	50	1,02075	0,64800	80	1,09404	1,26335
21	1,00292	0,24881	51	1,02185	0,66403	81	1,09928	1,29080
22	1,00322	0,26112	52	1,02300	0,68027	82	1,10488	1,31890
23	1,00354	0,27350	53	1,02420	0,69674	83	1,11087	1,34768
24	1,00387	0,28595	54	1,02546	0,71344	84	1,11727	1,37717
25	1,00422	0,29848	55	1,02677	0,73037	85	1,12413	1,40740
26	1,00459	0,31108	56	1,02814	0,74755	86	1,13148	1,43840
27	1,00498	0,32377	57	1,02958	0,76498	87	1,13935	1,47020
28	1,00538	0,33653	58	1,03108	0,78268	88	1,14780	1,50284
29	1,00581	0,34939	59	1,03265	0,80066	89	1,15687	1,53636
30	1,00625	0,36234	60	1,03430	0,81891	90	1,16660	1,57080

- Energia dissipada por atrito

A energia é dissipada nas superfícies τ_1 , τ_2 , τ_3 , e τ_4 . Nas duas primeiras, devido as suas componentes descontínuas, temos uma perda em função da tensão de cisalhamento do material dado por:

$$\dot{W}_{s_{1,2}} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_0 \pi v_f R_f^2 \left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cotg \alpha \right)$$

Esta equação leva em consideração o critério de Von Mises e foi apresentada por Matsuura com referência a trabalhos anteriores de Körber e Eichinger.

Adotando-se o atrito de cisalhamento constante (uma das hipóteses abordadas anteriormente), as perdas nas superfícies τ_3 e τ_4 são, respectivamente:

$$\dot{W}_{s_3} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_0 m \pi v_f R_f^2 (\cotg \alpha) l_n \frac{R_\theta}{R_f}$$

$$\dot{W}_{s_4} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_0 m \pi v_f R_f L$$

onde;

$$\tau = m \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}$$

- Energia da força de trabalho

Relaciona-se com as tensões que surgem no material devido a aplicação de forças externas, sendo dada por:

$$\dot{W}_S = \pi V_f R_f^2 \sigma_{xb} \quad (\text{trefilação})$$

$$\dot{W} = -\pi V_f R_f^2 \sigma_{xf} \quad (\text{extrusão})$$

Combinando-se as equações apresentadas com a solução geral de deformação, baseada no Teorema do Limite Superior, obtemos no caso de trefilação:

$$(*) \frac{\sigma_{xf}}{\sigma_0} = \underbrace{\frac{\sigma_{xb}}{\sigma_0}}_{(I)} + \underbrace{2 f(\alpha) \ln \left(\frac{R_\theta}{R_f} \right)}_{(II)} + \underbrace{\frac{2}{\sqrt{3}} \left[\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} - \cotg \alpha + m (\cotg \alpha) \ln \left(\frac{R_\theta}{R_f} \right) + \frac{m L}{R_f} \right]}_{(III)} + \underbrace{\left[\frac{m L}{R_f} \right]}_{(IV)}$$

Na expressão acima, identificamos os seguintes termos:

- I : referente à força de trabalho
- II : deformação interna - a variação do semi-ângulo da ferramenta no aumento da potência é moderada.
- III : perdas devido a tensão de cisalhamento - aumenta a potência com o aumento do ângulo.

IV : perdas por atrito - para pequenos ângulos a potência aumenta em função da maior área de contato entre o material e a ferramenta para uma dada redução.

A equação (*) pode ser rearranjada, analisando-se a redução do material, obtendo-se:

$$\frac{R_{\theta}}{R_f} = \exp \left\{ \frac{\frac{(\sigma_{xf} - \sigma_{xb})}{\sigma_0} - \frac{2}{\sqrt{3}} \left[\left(\frac{\alpha}{\sin^2 \alpha} \right) - \cotg \alpha + \frac{m L}{R_f} \right]}{2 \left[f(\alpha) + \left(\frac{m}{\sqrt{3}} \right) \cotg \alpha \right]} \right\}$$

Plotando-se os valores de σ_{xf} / σ_0 em função da variação do semi-ângulo da ferramenta, obtem-se o gráfico da figura 2.24:

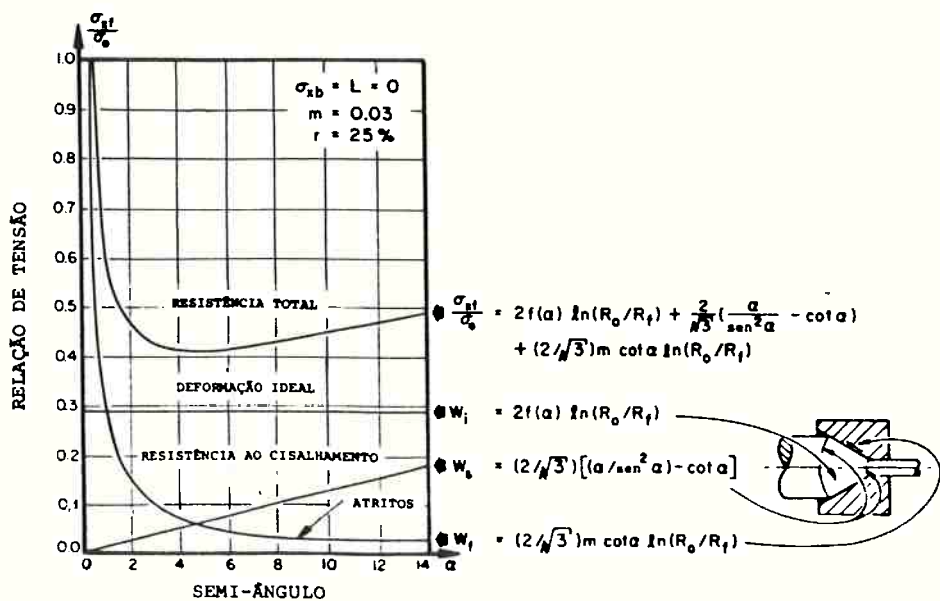


Figura 2.24 - Diagrama de σ_{xf} / σ_0 em função da variação do semi-ângulo da ferramenta. (24)

2.2.11 - Determinação da Potência de Trefilação

A potência de trefilação é obtida, relacionando-se o esforço de tração com a velocidade de trefilação. Assim sendo, teremos:

$$N = \frac{F_t \cdot V}{60 \times 75} \quad (\text{CV})$$

onde:

F_t = esforço de tração de trefilação (kp)

V = velocidade de trefilação (m/min)

N = potência de trefilação (CV)

Os diferentes fabricantes desses equipamentos oferecem diagramas que permitem determinar os esforços de trefilação. Anexamos pela figura 2.25, um âbaco que permite determinar o esforço de trefilação.

As velocidades de trefilação variam desde 4 a 5 m/min para materiais grossos em bancos de trefilação de barras e 80 - 120 m/min nas máquinas combinadas de trefilação tipo Schumag.

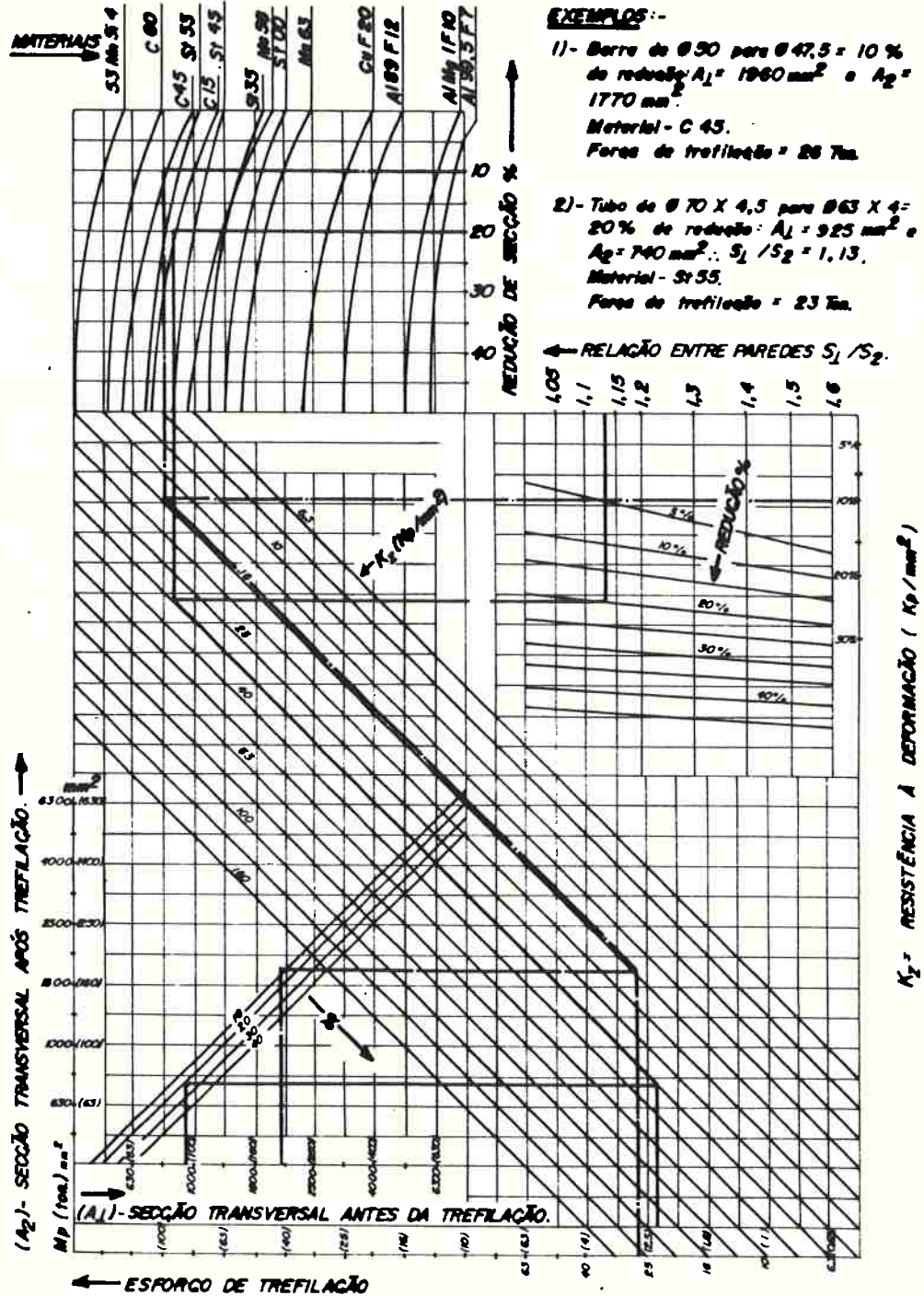


Figura 2.25 - Diagrama para determinar força de trefilação.

2.2.12 - Distribuição da Deformação

A uniformidade de deformação é uma função da geometria da matriz de tração, conforme expresso pela proporção h/L . Somente quando esta proporção for grande é que a deformação se tornará, marcadamente não-homogênea em casos extremos. A fricção aumenta de uma forma não homogênea de deformação, como mostrado na figura 2.26 , para dois ângulos de matriz para a trefilação de barra de cobre de 9 mm de diâmetro para redução de 36% na área ⁽²⁵⁾ .

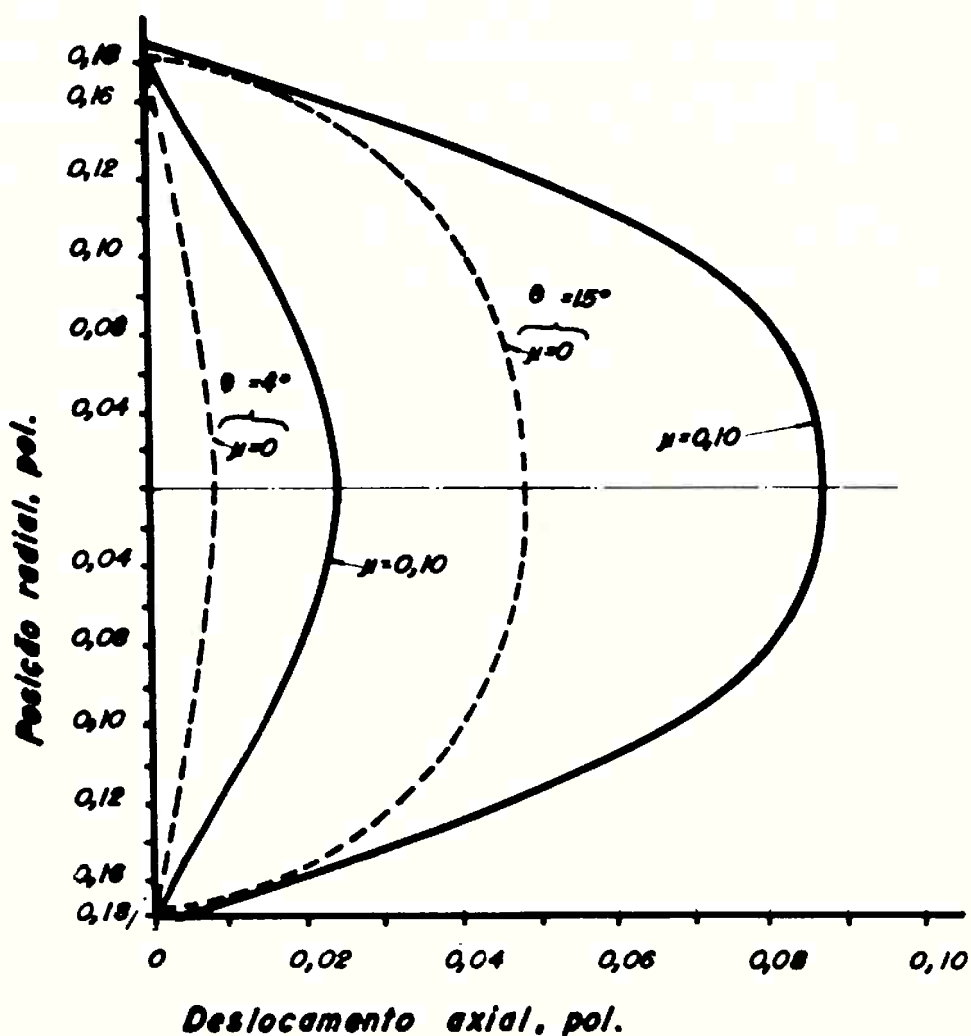


Figura 2.26 - O efeito da fricção e ângulo da matriz sobre a distorção de uma linha vertical traçada sobre a secção transversal de uma barra redonda. ⁽²⁵⁾

Tem sido repetidamente observado que o arame continua a afinar além da matriz, sendo que o adelgaçamento é maior que as geometrias de matriz causando uma não-homogeneidade. Desta forma, podemos concluir que esta fricção aumentaria este adelgamento contínuo não importando se a deformação é grande ou se não é homogênea.

A deformação não-homogênea pode ter uma série de efeitos colaterais. Em formas mais brandas, os esforços residuais permanecem na barra e os esforços de tração nas camadas da superfície podem causar rachadura quando a barra é exposta a corrosão. A magnitude desses esforços residuais é obviamente influenciada pela fricção através de seu efeito na não-homogeneidade, apesar de nenhuma análise detalhada da situação ter sido, aparentemente efetuada.

Mais importante, do ponto de vista do sucesso imediato do processo, é a ocorrência de fendas internas de centro (fratura de taça e cone ou chevron)⁽²⁶⁾. Qualitativamente, o fenômeno pode ser entendido se for considerada uma deformação não-homogênea, com altas razões h/L de escoamento das geometrias da matriz. Considerando-se que as superfícies são mais deformadas que as partes centrais, são gerados esforços de tração secundários no centro da direção axial. Se esses esforços são grandes o suficiente, a separação do material ocorre no centro. Já que a fricção aumenta a não-homogeneidade da deformação, poder-se-ia esperar que, para a mesma geometria de matriz e reduções, fendas internas centrais são mais prováveis de ocorrer em matriz pouco lubrificada. Uma análise de Avitzur, prevê tal tendência, no entanto, não se aplica para as variações devido a ductibilidade básica do material. Uma análise completa do problema ainda não se encontra disponível.

2.2.13 - Geração de Calor

O aspecto importante a ser destacado na geração e dissipação do calor gerado no processo está voltado aos problemas de lubrificação, pois o equilíbrio térmico na trefilação é rapidamente obtido na matriz.

O calor gerado é devido à deformação e ao atrito nas superfícies em contato. Considerando que os lubrificantes podem se deteriorar quando expostos a uma temperatura mais elevada, por um longo período de tempo, seria interessante contar com um conhecimento da temperatura de interface real.

As temperaturas podem ser estimadas de análises simplificadas do fluxo de calor, como a que foi produzida por Siebel e Kobitzsch⁽²⁷⁾. As temperaturas da superfície podem, então, ser substancialmente mais elevadas (geralmente 200 - 300°C) que as temperaturas do núcleo (Fig. 2.27). Para um cálculo preciso do aumento

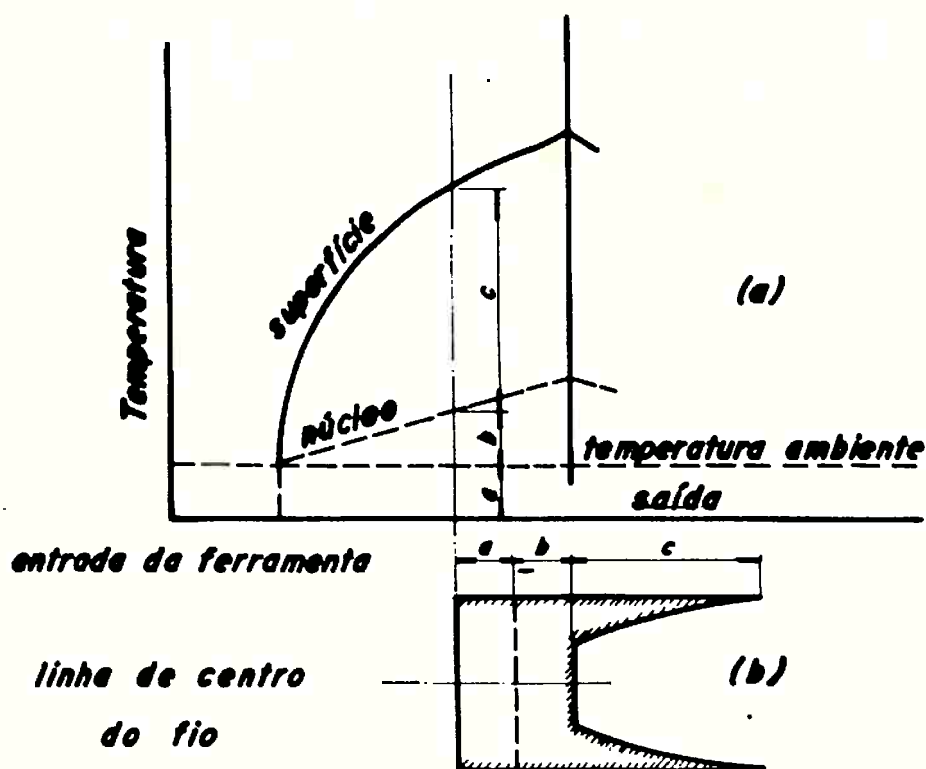


Figura 2.27 - Distribuição de temperatura, (a) ao longo do arame e (b) através do arame.⁽²⁷⁾

máximo de temperatura, é necessário saber as temperaturas da matriz e a perda de calor para os tambores e o esfriador. Uma discussão mais detalhada dos aspectos teóricos e práticos das temperaturas de arame pode ser encontrada em Wistreich⁽¹⁵⁾. Devido a alta condutividade de calor em todos os metais, a temperatura rapidamente se equaliza e, desta forma, a menos que a verdadeira temperatura de interface possa ser medida na matriz, o efeito da fricção pode ser julgado apenas da temperatura aparente do arame que irá, logicamente, aumentar com a fricção crescente.

2.2.14 - Limitações do Processo

Devido ao fato de a força necessária para deformar o arame ser fornecida pela tração do produto deformado, obviamente existe uma limitação. Se o esforço de trefilação exceder a resistência do arame deformado, ocorre uma separação de tração. A máxima redução permissível é prontamente obtida a partir das equações da força de tração, equacionando a força de tração com a resistência do arame trefilado. Assumindo nenhum encruamento, uma redução máxima de 63% seria possível na ausência de fricção. Com uma fricção crescente, a redução máxima possível diminui, a menos que seja contrabalanceada pelo encruamento.

Qualquer previsão da redução máxima permissível na presença de fricção, logicamente dependerá da equação de força de tração particular aceita como válida. Como um exemplo, as reduções máximas são dadas como uma função do meio-ângulo da matriz α e o coeficiente de fricção μ de acordo com Avitzur⁽²⁴⁾ na figura 2.28 para material sem encruamento. Reduções de 45 - 50% são regularmente obtidas com materiais que demonstram pouca aderência contra o material da matriz e, desta forma, desenvolve forças de tração relativamente constantes.

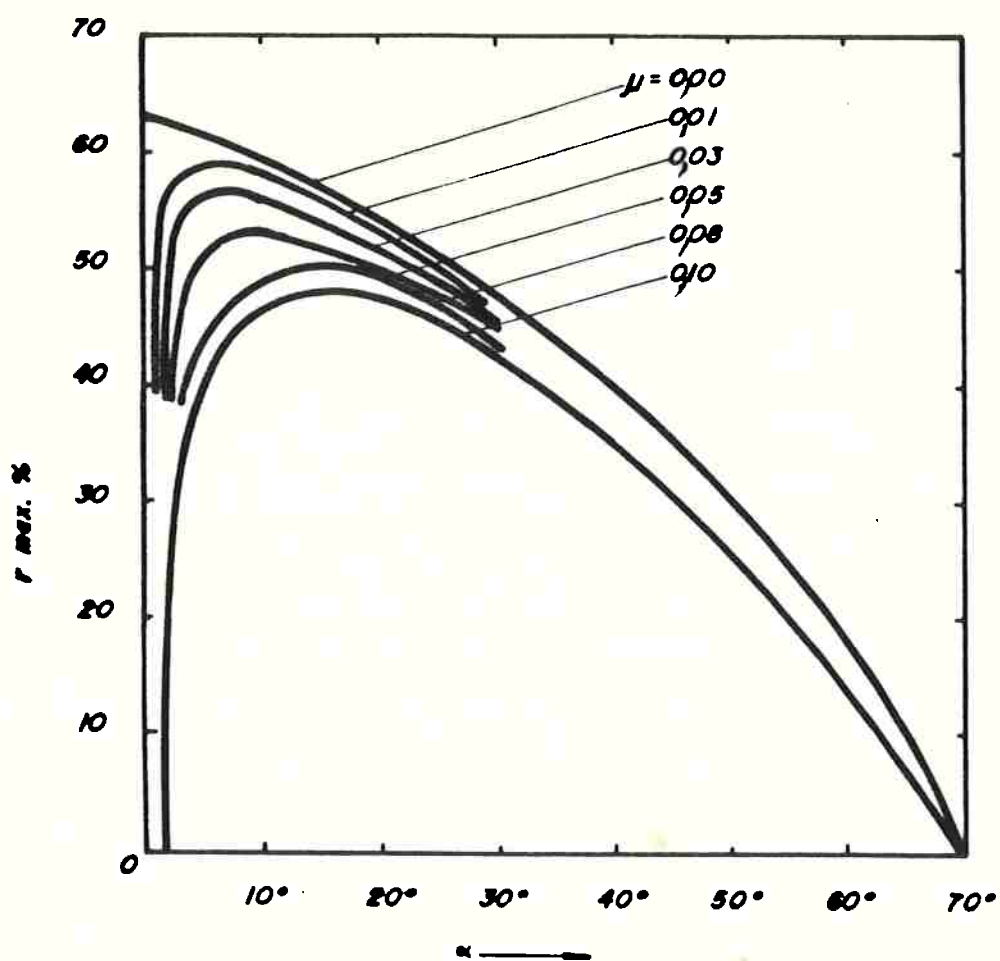


Figura 2.28 - Redução máxima em função do meio-ângulo da matriz e do coeficiente de fricção μ (Avitzur) (24)

CAPÍTULO 3

CONSIDERAÇÕES SÔBRE LUBRIFICAÇÃO NO PROCESSO DE TREFILAÇÃO

3.1 - Introdução

Até cerca de 50 anos atrás, a maioria dos grandes desenvolvimentos na lubrificação de trabalho em metal ocorreram por acidente, inspiração ou na melhor das hipóteses, como resultado de experiências persistentes. No entanto, alguma informação teórica para uma abordagem mais sistemática tem estado disponível por um tempo considerável. Leonardo da Vinci reconheceu a lei básica de atrito em 1.508⁽²⁸⁾ que foi então redescoberta por Amontons⁽²⁹⁾ em 1.699. Desde então, o conceito de um coeficiente de atrito foi adotado, mas quase um século se passou antes que Coulomb⁽³⁰⁾ desenvolvesse uma teoria postulando que o atrito era devido a aspereza e aderência da superfície. Depois de mais algumas centenas de anos, no final do século XIX, os princípios da teoria hidrodinâmica da lubrificação foram desenvolvidos por vários cientistas, todos trabalhando dentro de um limite de tempo de 20 anos⁽³¹⁾. A lubrificação de contornos, que desempenhou um papel importante nos processos de trabalho em metal, foi estudada por Hardy⁽³²⁾ nos anos de 1.919 a 1.933, e seu trabalho é ainda um marco do conhecimento atual. A ciência da fricção, lubrificação e desgaste (tribologia)⁽³³⁾ está sendo reconhecida como uma disciplina por si mesma, apesar de ainda ser praticada por pesquisadores treinados nas respectivas disciplinas clássicas. Desta forma, é comum referir-se a tribologia como uma ciência interdisciplinar.

Fica evidente com este pequeno relato que a base teórica que

podia ter influenciado o desenvolvimento da lubrificação em trabalho com metal foi muito fraco nos últimos anos. As primeiras medidas de atrito em processo de deformação datam o final dos anos 20. Teorias elementares e algumas vezes bastante obscuras foram elaboradas para explicar os efeitos da lubrificação, como está evidenciado muito bem em um excelente capítulo sobre lubrificação no livro sobre trefilação de arame de Bonzel⁽³⁴⁾. Teorias detalhadas sobre os efeitos da fricção na distribuição e magnitude das forças são igualmente recentes, datando do começo dos anos 20.

Antes de qualquer discussão sobre os efeitos friccionais, é importante que alguns dos termos básicos, geralmente usados em teorias de plasticidade, sejam definidos claramente.

Em primeiro lugar, deve-se reconhecer que a teoria da plasticidade parte de um ponto de vista simplificado dos processos de trabalho em metal. Normalmente, presume-se que o material para deformação é contínuo, homogêneo e isotrópico. Uma maior simplicidade de tratamento é obtida se o material é também considerado como tendo uma substância plástica (antiendurecedora), perfeitamente rígida. Isto significa que o material não mostra nenhuma deformação elástica mas, de repente começa a se deformar plasticamente quando o critério de escoamento é satisfeito. Em tração ou compressão simples, isto ocorre quando o limite de escoamento uniaxial do material σ_0 é obtido. Então assume-se que o escoamento deve continuar no mesmo limite (Fig. 3.1(a)). Logicamente que todos os materiais reais, primeiro sofrem uma deformação elástica e, especialmente em trabalho à frio, também no encruamento, levando a um aumento contínuo no limite de escoamento (Fig. 3.1(b)). O comportamento plástico perfeitamente ideal é às vezes aproximado em trabalhos à quente (Fig. 3.1(c)) ou por alguns metais muito encruados (por exemplo, alumínio) em trabalhos à frio.

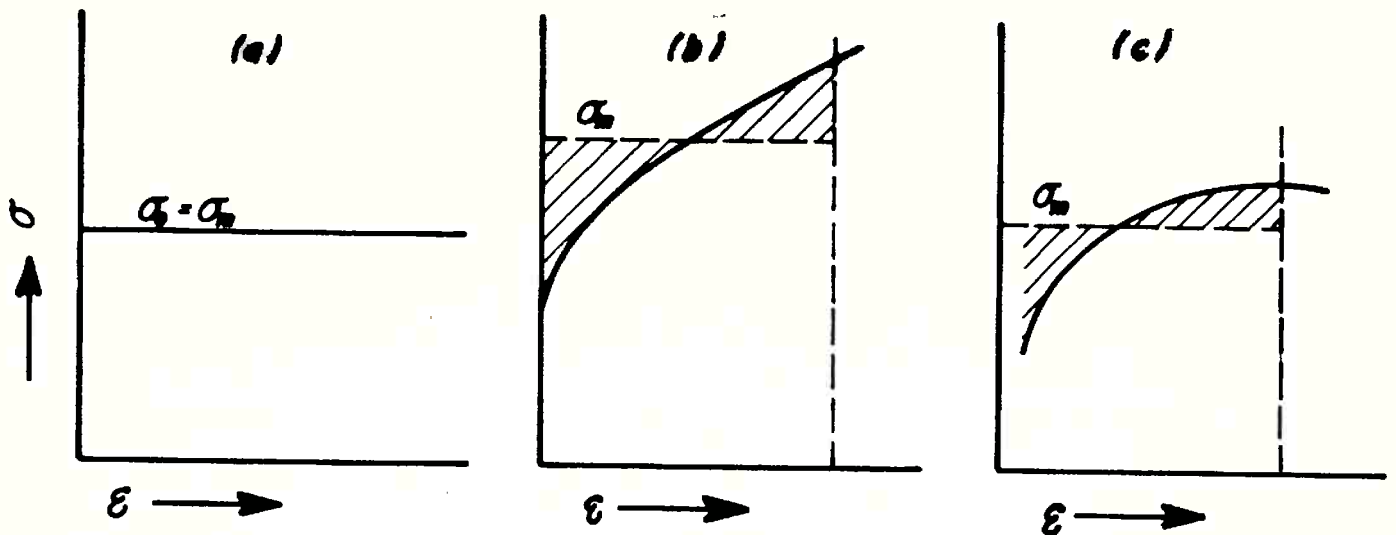


Figura 3.1 - Algumas curvas de tensão-deformação: (a) material plástico-rígido, (b) trabalho à frio e (c) trabalho a quente.

O material em processo de deformação está sujeito a uma série de combinações complexas de esforços de compressão, de tração e cisalhamento. O escoamento plástico só ocorre quando o estado do esforço satisfaz o critério de escoamento. O critério de escoamento de Tresca diz que o escoamento ocorre quando a diferença dos esforços principais máximos e mínimos alcançar σ_0 . O critério mais preciso e mais usado no geral é o de Von Mises que também considera o esforço principal intermediário.

A diferença entre os esforços previstos por escoamento pelos dois critérios não é grande e atinge o máximo de 15% na situação teórica e praticamente importante de deformação plana.

Sob essas condições de compressão, Tresca ainda prediz um escoamento a σ_0 enquanto que os valores medidos, geralmente concordam mais com o critério de Von Mises que coloca um rendimento a $1,5 \sigma_0$. A diferença é pequena o suficiente para ser ignorada para nossos propósitos. Além disso, a deformação plana, deformação axisimétrica, tipificada por um eixo de simetria rotacional (por exemplo, extrusão e trefilação de cilindros) é mais usada: o escoamento

mento ocorre, em σ_0 .

A seguir, o limite médio de escoamento σ_m será usado para cálculos de força e potência. É obtido pegando a altura média da área sob a curva de limite de escoamento, entre os limites de deformação que prevalecem durante o processo de deformação e é considerado para efeitos de encruamento ou trabalho a quente da forma mais simples (Fig. 3.1(c)). Para uma solução efetiva é, logicamente, importante que a curva de tensão-deformação seja conhecida para os níveis de temperatura e de deformação típicos do processo.

3.2 - Atrito de Interface

Os metais são capazes de acomodar apenas uma quantidade limitada de deformação de tração; fraturas ocorrem logo. Uma deformação muito maior pode ser obtida sem fratura na compressão, desta forma, a maioria dos processos práticos de trabalho em metal efetuam a deformação plástica aplicando uma força através de uma ferramenta ou matriz adequada. Duas visões básicas da relação de atrito devem ser consideradas: a primeira, o atrito de interface pode ser caracterizado pelo coeficiente de atrito:

$$\mu = F / P \quad (3.1)$$

ou para uma área unitária

$$\mu = r / p \quad (3.2)$$

onde F e r são, respectivamente, a força lateral e o movimento relativo resistente ao esforço lateral (tangencial) entre a matriz e

o material deformado, enquanto P e p , respectivamente, são a carga e o esforço normal na superfície.

A segunda visão dos fenômenos friccionais consideram que a zona interfacial pode ser representada, como uma primeira aproximação, por um material idealizado ou real de uma resistência cisalhante τ_i . Isto pode ser aceito como um material constante independente da pressão de interface e uma fração constante m da resistência cisalhante τ_0 do corpo deformante:

$$\tau_i = m \tau_0 \quad (3.3)$$

Tanto μ como τ não fornecem nenhuma informação sobre as condições de contato na interface da matriz / material deformado, no entanto, as duas representações matemáticas do mesmo fenômeno físico ocupam um papel importante no tratamento quantitativo das relações entre atrito e outros parâmetros do processo.

Na maioria das operações de trabalho em metal, as pressões de interface p desenvolvidas pela maior força ativa atinge, pelo menos, o limite de escoamento uniaxial σ_0 mas, dependendo do sistema de esforço que prevalecer, eles podem rapidamente alcançar um múltiplo de σ_0 (Fig. 3.2). Por outro lado, o esforço de cisalhamento tangencial τ nunca pode ser maior que a resistência de escoamento do material deformado em cisalhamento τ_0 . Uma vez que este valor é alcançado, o movimento ao longo da interface é reprimido (fricção aderente) e a deformação contínua por fluxo de sub-superfície, ou cisalhamento, no material deformado.

Considerando que a resistência ao cisalhamento τ_0 dos materiais é 0,5 de acordo com o critério de escoamento de Tresca (ou 0,577 τ_0 de acordo com o critério de escoamento de Von Mises), o coeficiente de atrito não pode exceder a 0,5 (ou 0,577) no começo

do escoamento plástico geral, pelo menos em um material de não encruamento. Se, para facilitar, supõe-se que a deformação é mais ou menos uniforme, em todo o corpo, então a resistência ao cisalhamento aumenta na mesma proporção da resistência ao escoamento compressivo e o valor máximo do coeficiente de atrito nunca pode exceder a 0,5 (ou 0,577), mesmo em material encruado.

Conforme mencionado anteriormente, as pressões de interface podem alcançar um múltiplo do limite de escoamento uniaxial na maioria das operações de trabalho em metal.

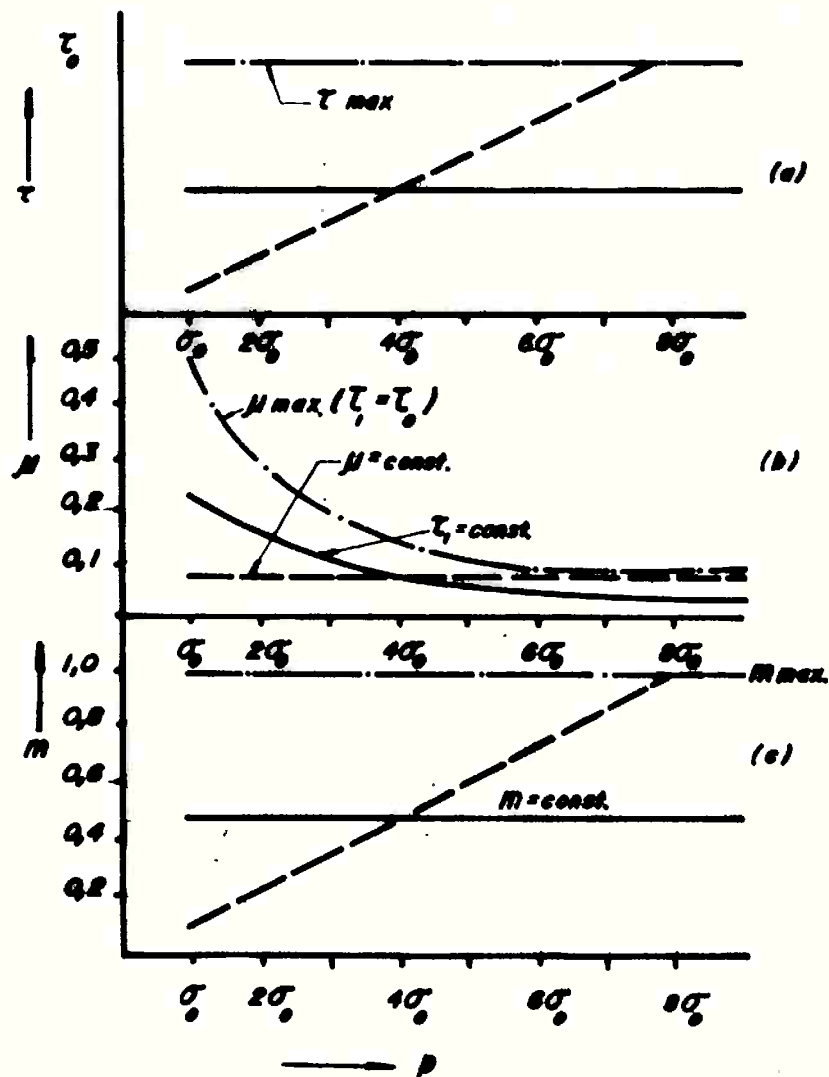


Figura 3.2 - Exemplos de variação de esforço friccional com pressão normal: (a) Variação de esforço ao cisalhamento, (b) Coeficiente de atrito e (c) Fator de resistência de cisalhamento de interface ⁽³⁵⁾ ⁽³⁶⁾.

Uma vez que a evidência disponível indica que a resistência do escoamento ao cisalhamento do material deformado não é afetada por pressão normal, o esforço friccional que fica na fricção aderente permanece constante (Fig. 3.2(a) - linha traço-ponto). Quando representada como um coeficiente de atrito, o valor do atrito diminui em proporção inversa a pressão de interface (Fig. 3.2(a)) em virtude do método de cálculo (equação 3.2). Isto é, obviamente, uma situação anômala que poderia causar má interpretação de resultados e apresentar coeficientes de atrito insignificantes, a menos que as pressões de interface das quais foram tiradas as medidas, estejam especificadas.

Um coeficiente de atrito é, realmente, insignificante para fricção aderente e é melhor evitá-lo. O método de cálculo também introduz incertezas na fricção deslizante. Uma constante μ (linhas quebradas na Fig. 3.2), realmente corresponde a uma situação na qual a resistência ao cisalhamento da interface aumenta com pressão crescente e a interface não tem, desta forma, nenhuma propriedade constante.

A dependência do coeficiente de atrito na pressão de interface levou vários pesquisadores a defenderem o uso de um esforço de cisalhamento de interface τ ; (Equação 3.3) que, em contato não lubrificado, seria sempre igual a resistência de cisalhamento τ_0 , dando um fator de multiplicação constante $m = 1$ (Fig. 3.2(c)). Se o lubrificante introduzido entre a matriz e o material deformado for de uma resistência ao cisalhamento constante, igual a uma fração m da resistência ao cisalhamento τ_0 do material deformado, τ_i será menor que τ_0 , mas ainda permanecerá constante, independentemente da pressão de interface (linhas contínuas da Figura 3.2(a)). Isto resultaria em um coeficiente menor de atrito, novamente perceptível a pressão de interface, mas está corretamente indicado como uma constante independente de pressão quando o con-

ceito de resistência ao cisalhamento de interface ζ_i é usado (Fig. 3.2(c)).

Na prática, dificilmente a situação é tão simples quanto nos exemplos acima. Os esforços de interface friccional podem variar de ponto a ponto na zona de contato entre a matriz e o material de formado; esta dificuldade é, geralmente, evitada assumindo um esforço de fricção médio (o coeficiente de atrito) na zona de contato. Se o atrito aumentar devido a degradação gradual do lubrificante, o coeficiente de atrito ainda poderá permanecer constante se, fortuitamente, a pressão aumentar na mesma proporção. Infelizmente, o conceito de uma resistência ao cisalhamento de interface constante não é aplicável aqui, pois seria necessário assumir que m é variável e uma função de pressão de interface. Evidentemente, a parte de m contra p (Fig. 3.2(c)) é nada mais do que uma repetição do esforço friccional original \times a curva da pressão de interface (Fig. 3.2(a)).

Relutantemente, chega-se a triste conclusão de que não há uma forma totalmente aceitável para representar, matematicamente as condições friccionalis.

A deformação plástica é, por definição, associada a mudanças de forma, e o efeito do atrito sobre as necessidades de distribuição de deformação precisam ser discutidas com mais detalhes.

A deformação total e o atrito de superfície atuam para aumentar as temperaturas no produto deformado e na interface, uma vez que a temperatura é geralmente vital na determinação da utilidade de um lubrificante, este aspecto é considerado quantitativamente, se possível. Análises teóricas são geralmente limitadas a processos de deformação simples, e em muitos casos, é necessário confiar na avaliação qualitativa das condições que afetam a fricção e lubrificação.

3.3 - Mecanismos de Lubrificação

Embora a maior tarefa de um lubrificante para trefilação seja frequentemente considerado como preventivo ou para minimizar o desgaste⁽³⁷⁾, uma grande possibilidade de trefilação de algumas composições tiveram que esperar pelo desenvolvimento de lubrificantes adequados. Aço de alto carbono, por exemplo, não poderia ser trefilado antes que a oxidação provocada em fio máquina a ser trefilado por via seca fosse introduzida⁽³⁸⁾. Desse modo, o lubrificante para trefilação de arame desempenha muitas funções adicionais, entre elas: redução da fricção a fim de economizar energia, obter reduções maiores por passagem e redução total maior entre recozimentos e prevenindo aceleração e aderência do material do arame à matriz que cause defeito na tensão do fio em casos extremos. Uma vez que estas tarefas iniciais foram desenvolvidas, a indústria volta-se ao lubrificante para minimizar o desgaste da matriz, que pode limitar, severamente a produtividade.

Existem várias formas de como esses objetivos podem ser atingidos; não existe somente uma faixa toda de lubrificantes disponíveis, mas existem também, um número de técnicas especiais introduzidas recentemente. Elas incluem métodos para criar uma película de lubrificante espessa e vibração dos elementos matriz para uma redução da fricção de limite em operações difíceis.

É de interesse imediato examinar os meios da ação do lubrificante que predomina na maioria das técnicas estabelecidas da trefilação. Uma distinção inicial pode ser feita entre práticas de trefilação "por via seca" e "por via úmida", visto que em cada uma dessas operações uma função diferente primária é requerida do lubrificante.

Como os nomes sugerem, a diferença básica está na natureza física do lubrificante.

Vários fatores podem governar a seleção de um método sobre o outro. A trefilação por via úmida tem como seu objetivo, uma grande redução possível na área do arame com o mínimo de desgaste da matriz: rugosidade superficial resultante da deformação da superfície do arame através da película espessa de lubrificante é frequentemente de importância menor. Ela pode tornar-se, também, necessária em trefilação de baixa velocidade, por exemplo; de barras, onde os lubrificantes líquidos seriam inadequados. A trefilação por via úmida é praticada frequentemente na indústria de não-ferrosos e é também usada em aço em seguida à trefilação por via seca, porque o acabamento da superfície polida pode estar mais facilmente em contacto com uma camada mais fina de lubrificante na interface do fio / matriz. Líquidos, especialmente os líquidos à base de água, são mais efetivamente refrescantes do que os sólidos e como resultado, são empregados para prevenir uma elevação excessiva da temperatura em trefilação em alta velocidade, por exemplo, em máquinas de trefilação submersas. Em adição, muitas máquinas de trefilação com matrizes múltiplas são lubrificadas por salpico e lubrificantes sólidos não podem ser usados.

Entretanto, através de uma manipulação adequada do lubrificante e da velocidade da trefilação, a trefilação tanto por via seca como por via úmida pode ser feita satisfatoriamente para um material dado. A geometria do processo de trefilação de arame é de tal modo que dois regimes distintos de lubrificação podem ser obtidos dentro da faixa prática das condições do processo. Quando as velocidades de trefilação e as viscosidades do lubrificante estiverem baixas, a lubrificação limite é a predominante e existe conta

to interno das superfícies do fio e da matriz, separados nos locais somente através de poucas camadas moleculares do lubrificante. Sob essas condições, as reduções são de alguma forma limitadas, mas a superfície do produto é polida. Aumentando a velocidade e a viscosidade aumentará a espessura da película de lubrificante de separação, enquanto um acabamento da superfície relativamente opaco pode ser esperado, reduções muito grandes podem ser conseguidas sem separação do lubrificante.

A espessura da película do filme, é então, uma das maiores diferenças no mecanismo de lubrificação entre a trefilação por via seca e por via úmida. Esses dois processos serão examinados agora, com mais detalhes com relação aos requisitos e funções.

3.4 - Trefilação por Via Úmida

Uma das funções mais importantes de um lubrificante na trefilação de arame fino - geralmente pelas técnicas de trefilação por via úmida - é a redução do calor de atrito^(41,42). Como um resultado direto, muitos lubrificantes para trefilação do fio por via úmida são projetados para extrair calor da matriz e do fio na proporção mais rápida possível. Visto que a lubrificação é, primariamente, do tipo limite, é importante manter a temperatura de interface baixa o suficiente para evitar decomposição química do lubrificante. Quando trefilar o fio de aço, frequentemente requiere-se temperaturas baixas também para evitar problemas metalúrgicos. O método de resfriamento mais eficiente é o de submergir tanto as matrizes, o fio como as máquinas no lubrificante, ou para recircular grandes quantidades de lubrificante.

Esses lubrificantes estão frequentemente na forma de solu-

ções ou emulsões tendo água, a média de troca de calor comum mais eficiente, como o elemento principal. Geralmente, tais lubrificantes são fáceis de se aplicar à matriz e ao fio e para estocar. Entretanto, muitas máquinas de trefilação operam com fluídos à base de óleo mineral, particularmente se mancha d'água ou corrosão do fio puderem causar problemas.

Trefilação por via úmida é prática frequentemente em bitolas de aço mais finas (particularmente em diâmetros abaixo de 0,050 pol.) e em todas bitolas de aço inox, cobre, latão e alumínio. O cobre é trefilado, a maioria das vezes para fio elétrico, de modo que a necessidade para um acabamento liso é evidente. Uma solubilidade melhor é obtida na trefilação por via úmida, porque a superfície do fio é relativamente limpa e não necessitará normalmente de tratamento especial antes da solda.

O acabamento da superfície melhorado é obtido pelo modo de lubrificação, que é deliberadamente restrito ao regime limite predominante. É permitido um contato mais próximo da matriz e do fio, desde que somente uma camada fina de lubrificante precise ser interposta sob condições limites. Entretanto, lisura e polimento consideráveis das irregularidades da superfície é possível, desde que uma boa lubrificação limite possa ser mantida. Superfície laminada a quente, após tanto decapagem química como mecânica, tem uma altura média do pico ao vale de pelo menos 40μ pol.⁽⁴⁴⁾. Depois de trefilar através de matrizes polidas, esse fio torna-se progressivamente liso até que a aspereza esteja entre 20μ pol.⁽⁴⁴⁾ e 1μ pol.⁽⁴⁵⁾ dependendo do número de passagens, a redução total e o estado da lubrificação. Os riscos na superfície circunferencial predominante evidente em barras laminadas muda para longitudinal no produto trefilado depois de uma passagem simples.

Os efeitos foram resumidos em termos da seleção do lubrificante por Wistreich⁽⁴⁶⁾ que observou que um acabamento do fio mais liso requer o fechamento de pequenos furos e dobras na superfície do fio através de brunimento. Este é o melhor resultado alcançado, usando-se um lubrificante que seria normalmente considerado pobre (comparado, por exemplo, com um sabão sólido), visto que ele dá uma fricção mais alta. Deste modo, a seleção do lubrificante é baseada no equilíbrio correto entre a fricção mais alta para dar um bom acabamento e boa lubrificação para reduzir o desgaste da matriz. Um desgaste excessivo da matriz é preventivo somente, se o fluido de lubrificação possui um bom resfriamento e propriedades de lubrificação limite; conseqüentemente, fluídos compostos baseados em óleo altamente desenvolvidos e emulsões à base de água encontram grandes aplicações.

Wistreich considera que os problemas principais na trefilação por via úmida são a deteriorização do lubrificante e o desgaste pelo roçamento das matrizes. O lubrificante deteriora devido a instabilidade química de alguns elementos e através de deposição de resinas com sabão insolúvel a metal e pó fino metálico⁽⁴⁷⁾. Esses efeitos não podem ser provavelmente eliminados, mas um controle químico mais próximo e uma filtragem mais eficiente, são métodos de prolongar a vida do lubrificante. O desgaste pelo roçamento pode ser eliminado pelo uso de um revestimento de lubrificante melhorado, conforme providenciado - geralmente para aço - pela fosfatização ou pela melhoria na cobertura e aderência do lubrificante limite ao fio. A fosfatização, entretanto, é bem sucedida somente com um sabão ou outro lubrificante sólido, e é normalmente usada na trefilação por via úmida. A fim de melhorar a cobertura, a British Iron e Steel Research Association seguiram uma idéia atri-

buída a Williams⁽⁴⁸⁾ e retiraram fio de aço doce neutralizado e de capado recentemente numa máquina comercial com 9 furos. O lubrificante era um sabão semifluído na água, aplicado ao fio através de uma técnica eletroforética, com eletrodos na frente de cada matriz. Uma melhoria considerável nas propriedades da superfície do produto a ser trefilado foi obtida; o fio tinha um brilho maior e estava isento de deslustro fora do normal. Isto era devido a cobertura mais eficiente com o lubrificante; entretanto, o método não era confiável o suficiente para objetivos industriais.

As duas funções de prevenir o contato metal com metal e garantir um bom acabamento podem ser satisfeitos simultaneamente com um sistema com dois componentes: o primeiro atua como um separador e o segundo assegura razoavelmente, baixa fricção. Na trefilação por via úmida, depósitos de metais, tais como cobre e estanho são usados, frequentemente como separadores, onde camadas de cal, borato de sódio ou fosfato são mais típicos da trefilação por via seca. Um lubrificante aplicado à matriz ôca preenche a segunda função.

Na trefilação por via úmida, o lubrificante é reaplicado raramente, e os sistemas de recirculação são mais comuns. Soluções com sabão são evitadas nesses sistemas, porque tendem a formar espuma. Um lubrificante de alta estabilidade é desejado para minimizar a frequência de trocas de lubrificantes com suas consequentes perdas de tempo e alto custo.

Embora os fundamentos da trefilação para o acabamento da superfície estão bem entendidos, a falta de estabilidade de alguns lubrificantes do tipo de emulsão cria problemas práticos que podem ser difíceis de superar, e faz com que a trefilação por via seca torne-se mais atrativa. Em baixa velocidade, entretanto, a trefi-

lação por via úmida não dá uma espessura adequada da película para garantir a separação da matriz da peça, fazendo com que lubrificantes sólidos sejam, frequentemente obrigatórios para trefilação de tubo e barra.

3.5 - Trefilação por Via Seca

As operações com trefilação por via seca têm como seus objetivos, a redução maior possível na área do fio.

A diminuição da carga de trefilação observada com o aumento da velocidade e a viscosidade do lubrificante na trefilação por via seca é contrária ao comportamento esperado na lubrificação limite completa (e também na hidrodinâmica total). Um lubrificante colocado direto é a característica das condições limites que tem sido medida e Wistreich⁽⁴⁹⁾ calculou uma espessura da película entre 1.000 e 30.000 Å a partir das medidas da resistência elétrica entre a matriz e o fio, usando cera como lubrificante.

Baseado nestas observações, uma teoria dos mecanismos de lubrificação envolvido na trefilação por via seca foi proposta por Wistreich⁽⁵⁰⁾. Mesmo se o lubrificante, tal como o sabão, estiver, normalmente sólido, torna-se um fluido não newtoniano sob altas temperaturas e regimes de cortes prevalecendo na matriz. As altas pressões aumentam sua viscosidade e previnem de diluimentos excessivos perigosos. A geometria da trefilação do fio é uma das mais favoráveis para desenvolver as condições hidrodinâmicas. Na figura 3.3, a flecha aponta para a zona de entrada onde o lubrificante é transportado por uma superfície sólida (o fio) convergindo sobre outra superfície (a matriz). So essas circunstâncias, o lubrificante fica preso no canal de conversão e contato que a viscosidade do

lubrificante e a velocidade do fio estejam adequados, uma cunha hidrodinâmica pode formar, forçando a matriz e fio separados. Se o ângulo da matriz estiver reduzido, o lubrificante é cortado acima de uma distância muito maior e a ação hidrodinâmica é encorajadora.

Entretanto, os efeitos da velocidade observada sugerem que não ocorre nem lubrificação hidrodinâmica total, nem lubrificação limite completa. A operatividade do mecanismo intermediário que prevalece na trefilação por via seca é, frequentemente descrita como "lubrificação quase hidrodinâmica" e Wistreich⁽⁵⁰⁾ considera que uma película do fluido procura estabelecer, continuamente no seu local, mas as altas pressões mantêm a película tão fina que mudanças na configuração da superfície são suficientes para causar seu colapso, com reversão para contato do limite. Se um ou outro mecanismo predomina, depende da aspereza da superfície, ângulo da cunha (ângulo da matriz), área de contato, temperaturas e pressões interfaciais e propriedades reológicas do lubrificante.

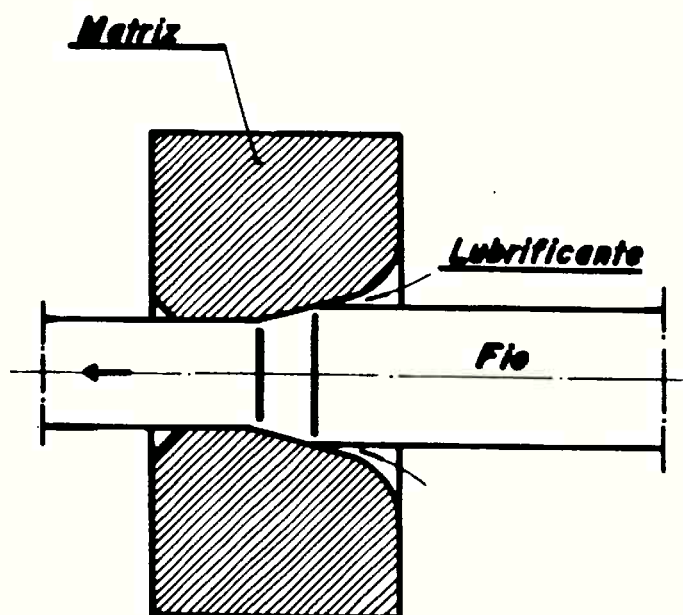


Figura 3.3 - Esboço do processo de trefilação do fio, mostrando as regiões onde a geometria pode induzir a efeitos hidrodinâmicos.

Essa teoria da lubrificação responde pela dependência da fricção e carga do trefilado na velocidade da trefilação, a relação pressão, temperatura, viscosidade do lubrificante e o ângulo da matriz.

Uma parte total dessa teoria é que a ruptura das películas do fluido formado localmente é causada pelas irregularidades e asperezas da superfície, e a extensão desse argumento pode ser que com uma superfície de fio liso, a película do fluido não romperá. Entretanto, as condições de processo mais favoráveis, em termos de velocidade e de viscosidade do lubrificante, seria requerida, a fim de formar uma película hidrodinâmica e, normalmente uma delas conta com as asperezas e cavidades da superfície no fio para fixar o lubrificante. Desse modo, com superfícies asperas adequadas, uma lubrificação parcial da película do fluido pode ser alcançada com velocidades muito mais baixas, viscosidades mais baixas e ângulos da matriz mais altos do que com o fio liso. Rowe^(51,52) desenvolveu esse tema e propõe que cavidades superficiais podem ser formadas pelo jateamento abrasivo do fio, e uma lubrificação muito melhor, que resultará de uma trefilação subsequente, se sabão ou lubrificantes líquidos forem empregados.

Na indústria, uma variedade de lubrificantes foram descobertos para preencher as exigências da trefilação por via seca. O lubrificante mais comum é o sabão, mas, onde compostos tendo boas propriedades limites foram uma vez considerados como essenciais para a trefilação por via seca⁽⁵³⁾, essa propriedade toma agora, uma posição secundária. Para uma boa lubrificação limite, materiais com um alto ponto de fusão são os preferidos, de modo que, sabão puro seria mais adequado. Sob condições quase hidrodinâmicas, Wistreich considera mais importante ter uma transição gradual do estado sólido para o fluido⁽³⁹⁾, de modo que, sabão homogeneizado

derivado de bases com gordura natural seriam superiores ao sabão puro; embora nenhuma evidência experimental direta parece ser disponível. Lubrificantes alternativos para trefilação por via seca incluem graxas com petróleo e compostos de gordura-sabão não diluídos, nos casos onde o acabamento obtido da trefilação com sabão não é aceita⁽⁵⁴⁾.

Arrastadores de lubrificantes são usados, invariavelmente para trefilação por via seca de arame de aço. Como seu nome envolve, sua finalidade é a de acelerar e reter o lubrificante sólido no arame, e adicionalmente, evitar o contato metal com metal. Esses arrastadores incluem a oxidação causada em fio máquina a ser trefilado por via seca, que é essencialmente uma camada leve de óxido hidratado no aço; é usado junto com o cal ou borato de sódio. Mais caro e, em casos específicos, mais eficientes, é o sistema compreendendo um revestimento antioxidante por banho fosfatizante com sabão reativo ou alguma outra película do lubrificante sólido (o revestimento antioxidante por banho fosfatizante sózinho, pode atuar como um abrasivo). Outros materiais que são difíceis de trefilar, podem se beneficiar de revestimentos similares, por exemplo, um revestimento de oxalato para aço inoxidável, ou um revestimento de fosfato-fluoreto para titânio e suas ligas.

3.6 - Efeitos da Velocidade e da Viscosidade

Tanto a velocidade como a viscosidade podem ter grandes efeitos na ação do lubrificante na trefilação do arame, de modo que a seleção de ambos parâmetros é de grande importância industrial. Na maioria dos casos, a velocidade e a viscosidade estão interrelacionadas, visto que a velocidade aumentada provoca um aumento da tem-

peratura na interface do arame-matriz, que pode reduzir consideravelmente a viscosidade do lubrificante. Contrabalanceando esse efeito, está o engrossamento da película hidrodinâmica com aumento da velocidade. O fenômeno contrário pode, até certo ponto, ser observado separadamente e, portanto, será conveniente discutir primeiro a variação da viscosidade do lubrificante e depois considerar o efeito da velocidade.

3.6.1 - Efeitos da Viscosidade

Touret⁽⁴⁰⁾ trefilou arame de alumínio a uma velocidade constante com quatro tipos de óleos minerais para aumentar a viscosidade. Os resultados (Fig. 3.4) mostram que a força da trefilação diminui, uniformemente quando aumenta a viscosidade do lubrificante. Esse comportamento indica que as condições parciais da película do fluido existem na trefilação do arame e que um aumento na viscosidade melhora a separação da matriz e do arame.

Outra evidência disso foi dada por Bramley⁽⁴⁷⁾, que observou a superfície do arame de alumínio trefilado com óleo mineral. A superfície poderia tornar-se progressivamente mais clara, diluindo o óleo mineral com uma parafina clara e resultaram, eventualmente, riscos do arame. Esta observação confirmou que uma diminuição na separação do arame-matriz ocorreu quando a viscosidade do lubrificante caiu. Isto foi manifestado pela troca do acabamento opaco, representante da boa separação, quando os furos hidrodinâmicos do lubrificante são formados na superfície, para um acabamento lustroso, típico da lubrificação limite.

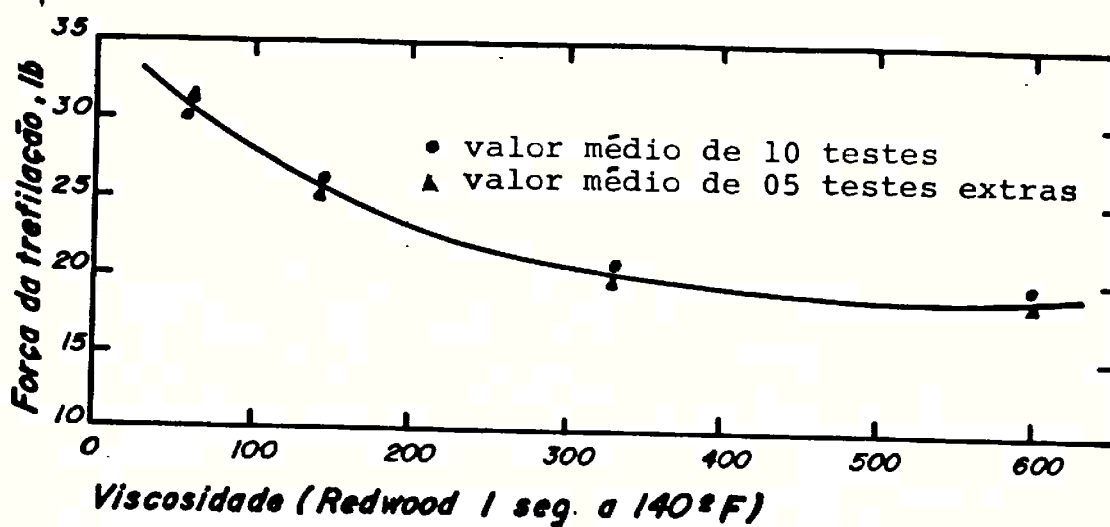


Figura 3.4 - Efeito da viscosidade do lubrificante na força requerida para trefilar arame de alumínio usando óleo mineral⁽⁴⁷⁾.

Tourret⁽⁴⁰⁾ conduziu experimentos similares para o cobre, no qual um sabão foi diluído progressivamente com água e, como resultado, a força da trefilação aumentou uniformemente. Embora a viscosidade não foi a única propriedade afetada pela diluição (a concentração do aditivo limite também variou), não existe dúvida que a contribuição da viscosidade foi um fator a mais.

Deve ser lembrado, entretanto, que a magnitude do efeito da viscosidade também será determinada pela resistência do arame a ser trefilado⁽⁴⁰⁾. Visto que o alumínio é muito macio, ele mostra mudanças de grande magnitude em comparação com pequena mudança na viscosidade do lubrificante. Mudanças maiores na viscosidade são necessárias para o cobre responder e a resistência ainda maior do aço desencoraja as condições da película do fluido mesmo com viscosidade relativamente altas, particularmente com baixa velocidade.

A viscosidade de um lubrificante é afetada pelas variáveis do processo, tais como, temperatura e pressão. Desse modo, a viscosidade medida com temperatura e pressão normais não é uma indicação da condição do lubrificante na matriz da trefilação. Também existem variações na temperatura no vão da matriz, com temperaturas locais razoavelmente altas, em contato com as asperezas. Em geral, os lubrificantes tornam-se menos viscosos com temperaturas mais altas; Wistreich⁽⁴⁹⁾ apresentou evidência disso sob condições de trefilação de arame.

Se a lubrificação fosse totalmente hidrodinâmica, os aumentos das temperaturas diminuiriam o coeficiente de atrito. Com condições parciais da película do fluido, entretanto, temperaturas mais altas reduzem a separação do arame-matriz, e conseqüentemente aumentam a fricção. Isto foi demonstrado, experimentalmente por Wistreich⁽⁴⁹⁾, que mediu a resistência elétrica entre a matriz e o arame na trefilação do arame de aço doce polido, com 0,1 pol. de diâmetro, usando um revestimento de cera sintética como lubrificante. Quando a matriz de carboneto de tungstênio foi aquecida externamente, sem mudança na velocidade de trefilação, as resistências medidas entre a matriz e o arame caíram (Fig. 3.5). Isto foi atribuído a uma diminuição na espessura da película do lubrificante devido à rápida mudança da viscosidade do que a uma variação da resistividade elétrica da cera com temperatura.

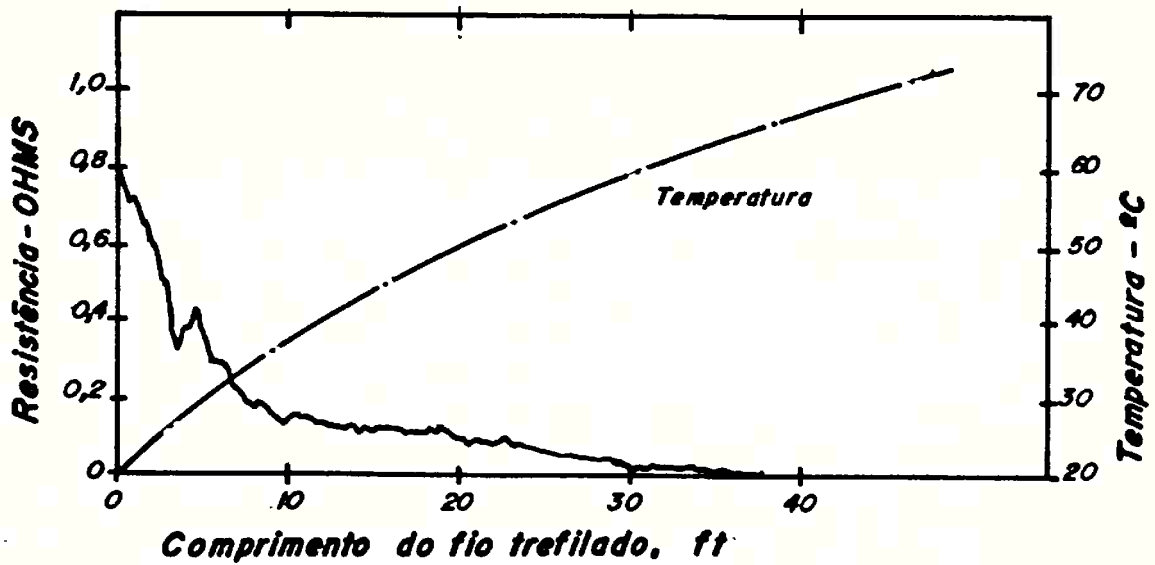


Figura 3.5 - Efeito do comprimento do arame trefilado na temperatura e resistência elétrica entre a matriz e o arame⁽⁴⁹⁾.

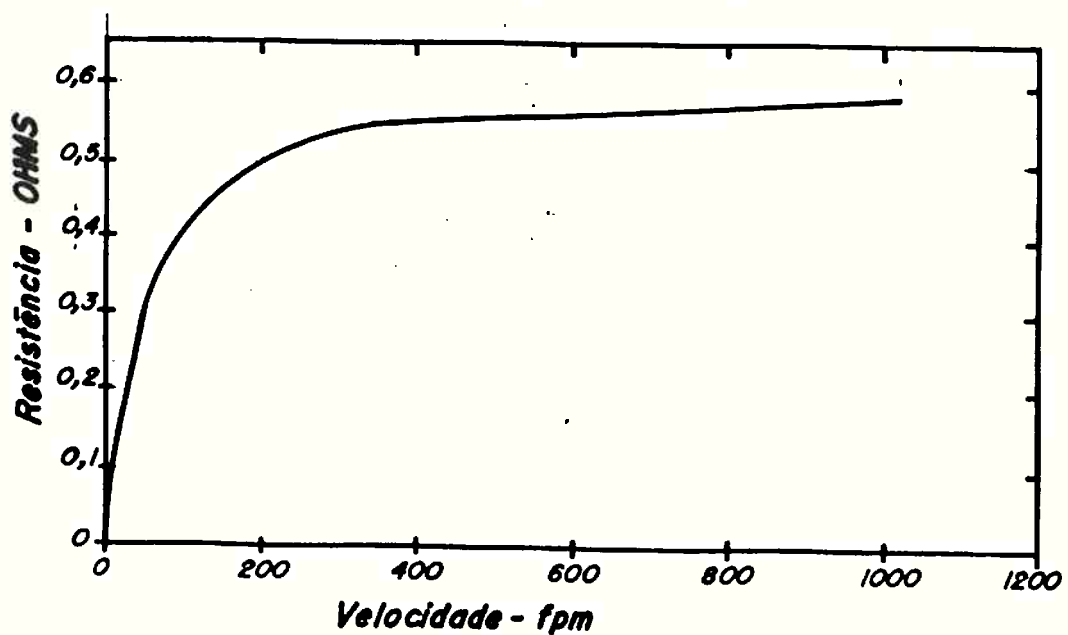


Figura 3.6 - Efeito da velocidade de trefilação na resistência elétrica entre a matriz e o arame⁽⁴⁹⁾.

3.6.2 - Efeitos da Velocidade

As mudanças da velocidade provocam simultaneamente variações da pressão e da temperatura no vão da matriz, mas, sob condições favoráveis o efeito total é que velocidade mais alta aumenta a espessura da película do fluido e, conseqüentemente, causa uma queda na carga da trefilação. A película mais grossa resultou na resistência elétrica aumentada nos experimentos de Wistreich⁽⁴⁹⁾ (Fig. 3.6). Isto, por conseqüência, levou a uma diminuição na carga de trefilação.

Cargas de trefilação inferiores foram registradas com aumento da velocidade por Pomp e Becker⁽⁵⁵⁾ para arame de alumínio em velocidades de até 1.500 fpm, por Ranger⁽⁵⁶⁾ também para arame de aço em velocidades entre 0 e 2.000 fpm, e por Wistreich⁽⁵⁷⁾ que levantou os dados tomados do trabalho de Christopherson no cobre para trefilação, com velocidades de até 600 fpm e que também registrou os resultados da British Iron e Steel Research Association na trefilação do arame de aço com velocidades de até 5.000 fpm. Neste último trabalho, entretanto, foi visto que enquanto a força de trefilação foi reduzida quando a velocidade aumentou até 4.000 fpm, mesmo velocidades mais altas provocaram um aumento na força, presumivelmente devido um aumento excessivo na temperatura do arame e os efeitos nocivos formados no lubrificante de estearato de cálcio.

O comportamento do lubrificante observado nestes experimentos corresponde a um mecanismo quase hidrodinâmico, visto que a colocação direta do lubrificante e, conseqüentemente, a separação do arame-matriz são acentuadas por um aumento na velocidade. Isto foi confirmado por Turret⁽⁴⁰⁾ que também salientou que esses efeitos são mais prontamente observados quando trefilar materiais mo-

les, por exemplo, alumínio ou latão recozido, do que materiais encruados ou com alta resistência (isto indica novamente a similaridade dos efeitos da velocidade e da viscosidade).

Mesmo que o aumento da velocidade cause separação do arame-matriz e, com isso, uma redução do calor friccional, o calor da deformação é produzido a um regime crescente. Visto que existe pouco contato do arame-matriz, este pouco calor será absorvido diretamente pela matriz e o lubrificante tenderá a superaquecer na entrada da matriz, bem como, na zona de contato. Desse modo, o lubrificante poderia romper-se e mesmo as temperaturas maiores do fio e da matriz seriam produzidas pelo calor friccional adicional. No equipamento de trefilação de matriz múltipla, a temperatura do arame entrando na matriz é também, geralmente controlada, tanto pelo resfriamento interno dos cabrestantes como pela trefilação submersa.

Geralmente uma elevação muito alta da temperatura é afastada na prática, pela seleção de um lubrificante e refrigerante mais eficiente. Muitos lubrificantes são versáteis e podem ser usados sobre uma ampla faixa de velocidade, mas é concebível que um lubrificante que seja satisfatório a uma velocidade de 1.200 fpm, pode falhar em velocidades muito mais altas. Entretanto, as velocidades de operação são escolhidas muito cuidadosamente numa indústria e são dependentes de tais fatores como custo do trabalho, vida da matriz, custo do equipamento e custo da lubrificação. Geralmente, entretanto, se o desgaste da matriz puder ser mantido a lubrificantes adequados e mínimos puderem ser encontrados, velocidades mais altas sempre dão produtividade maior. Sob tais condições, o lubrificante com viscosidade mais baixa é selecionado dando o desempenho adequado⁽⁴⁷⁾. Entretanto, deve-se tomar cuidado para garan

tir que este lubrificante também desempenhará adequadamente durante a parada e aceleração de tais operações e que a aceleração solicitada para uma boa performance de um dado lubrificante não excede as capacidades das resistências dos arames mais finos. Esses fatores formam as regras básicas para a seleção da velocidade e da viscosidade em uma operação dada.

3.7 - Valorização do Coeficiente de Atrito

O coeficiente de atrito na trefilação tem sido medido frequentemente através de várias técnicas.

Sachs⁽⁵⁸⁾ obteve $\mu = 0,04$ em seus experimentos com matriz rotativa no arame de aço. Experimentos com matriz bipartida por Wistreich deram valores de atrito na mesma ordem de grandeza. - Tourret⁽⁴⁰⁾ determinou que o coeficiente de atrito para aço baixo carbono trefilado com sabão está entre 0,02 e 0,10. Os experimentos considerados abrangem uma ampla faixa de condições, tais como, velocidades, ângulo da matriz e, composição do sabão e o atrito foi geralmente calculado da força de tração.

Lewis⁽⁵⁹⁾ estabeleceu valores de atrito entre 0,16 e 0,18 trefilando cobre entre 1.000 e 2.000 fpm com matrizes de aço e lubrificante de trefilação comercial. Esses valores indicam a lubrificação limite e parecem excessivamente altos. Mac Lellan determinou $\mu = 0,06$ para trefilar cobre através de matrizes de carboneto de tungstênio em velocidade muito baixa (1.1/2 fpm) usando um lubrificante comercial e 0,08 através de matrizes de diamante com palmitato de etila ou com estearato de etila. Óleo Castrol, um lubrificante limite menos eficiente, deu coeficientes de atrito muito

mais altos (0,10 a 0,21).

Os valores observados são obviamente dependentes do método de cálculo. Por exemplo, Baron and Thompson⁽⁶⁰⁾ trefilaram arame e latão em matrizes de carboneto de tungstênio com velocidades de até 3.1/2 fpm, e obteve-se valores de atrito entre 0,03 e 0,06 com sabão como lubrificante. Com três outros lubrificantes, uma emulsão aquosa, óleo Castrol e suspensão de grafite no óleo, o atrito estava entre 0,06 e 0,09, enquanto que com um óleo com extrema pressão estava ao redor de 0,10. Nas velocidades baixas empregadas, esses valores eram mais baixos do que o normalmente esperado, mas Baron e Thompson estiveram testando várias teorias sobre trefilação e selecionaram aquela, devido a Davis e Dokos⁽⁶¹⁾, onde valores de fricção mais altos foram dados consistentemente pela teoria de Sachs⁽⁶²⁾.

Wistreich⁽⁴³⁾ deu uma declaração mais geral do comportamento de vários lubrificantes, dizendo que sabão e outros lubrificantes sólidos darão um coeficiente de atrito entre 0,02 e 0,05. Quando lubrificantes líquidos são usados, o valor aumenta entre 0,08 e 0,15, visto que o lubrificante tem uma viscosidade mais baixa e existe uma tendência maior para predomínio de condições limites. Como um guia aproximado, Wistreich⁽⁴³⁾ deu números de $\mu = 10^{-2}$ na trefilação por via seca e $\mu = 10^{-1}$ na trefilação por via úmida.

Sob altas pressões, as películas do lubrificante tem uma tendência a ser afinada, a menos que elas estejam presas tanto por pequenas cavidades superficiais como pela geometria da peça e da ferramenta.

Rowe⁽⁶³⁾ demonstrou através de meios tanto teóricos como experimentais que a fricção tem efeito desprezível no trabalho redundante na trefilação. De modo inverso, Hundy e Singer⁽⁶⁴⁾ descobri-

ram que a não homogeneização da deformação, conforme medido pela variação da dureza através do arame de cobre trefilado, aumenta conforme a fricção aumenta para um ângulo da matriz de 20°, mas não muda com uma matriz de 30°.

De maneira geral, os valores dos coeficientes de atrito utilizados a partir das teorias de trefilação são convenientes no prognóstico das cargas de trefilação. Na verdade, mais importantes que os coeficientes de atrito, são a vida da matriz, o acabamento superficial e a lubrificação e refrigeração do processo.

3.8 - Problemas Relativos ao Desgaste das Ferramentas

Duas das maiores exigências industriais dos lubrificantes para trefilação são a manutenção de um bom acabamento superficial no produto trefilado e a redução do desgaste da matriz. Os custos totais do desgaste da matriz podem ser muito altos, não somente a substituição ou o retrabalho está envolvido, mas também a perda da produção devido às mudanças na matriz, pode representar uma ineficiência operacional.

Existe também um problema substancial com o desgaste do cabrestante (cones) nas máquinas para trefilar do tipo deslizante. Esses cabrestantes são usados para transmitir a força de tração ao arame numa máquina para trefilação, isto é, ambos são compactos e capazes de produção em alta velocidade. Nas máquinas deslizantes, um diferencial de velocidade de 2% é permitido para desenvolver entre o cabrestante e o arame, para que a tração adequada seja garantida. Os cabrestantes tendem a desgastar e causar riscos e têm que ser substituídos. O custo da substituição é razoavelmente alto e

visto que o mesmo lubrificante é usado tanto no cabrestante como na matriz da trefilação, alguma atenção é dada, geralmente à seleção de um lubrificante que evitará um desgaste excessivo de ambos os itens. Entretanto, o desgaste da matriz não pode ser eliminado totalmente pela lubrificação limite, visto que os detritos do desgaste contaminam o lubrificante e podem causar riscos, mesmo na presença dos melhores lubrificantes limites. Na maioria dos equipamentos de trefilação, o lubrificante é recirculado e a filtragem dos detritos do fluido torna-se extremamente importante.

O próprio lubrificante pode contribuir para o desgaste da matriz produzido através de erosão da cavidade no plano de entrada. Desse modo, mesmo se um material da matriz resistente ao desgaste, relativamente duro for usado com os lubrificantes mais eficientes, o desgaste da matriz continuará, embora a proporção possa ser reduzida substancialmente.

A intensidade do desgaste numa matriz dada varia ao longo da interface do arame-matriz. A proporção mais alta de desgaste ocorre na entrada da matriz, onde ocorre o toque (ringing) (Fig. 3.7). Wistreich⁽⁴³⁾ observa que o toque é, geralmente, mais severo do que o desgaste no plano de saída.

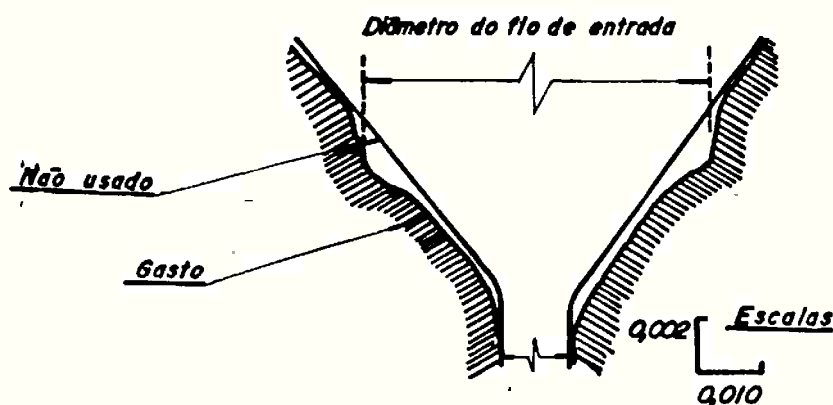


Figura 3.7 - Perfil de uma matriz para trefilação de arame gasta .

Desse modo, a vida de uma matriz num uso industrial contínuo será determinada tanto pelo ponto onde a lubrificação é prejudicial com um acabamento superficial pobre resultante e o tamanho máximo aceitável ou desvio da forma circular do produto trefilado, conforme estabelecido pelas tolerâncias.

Papsdorf⁽⁵³⁾ observou que se o tamanho do produto trefilado for medido em intervalos regulares depois que uma nova matriz para trefilação estiver instalada e, este tamanho for representado graficamente de modo subsequente versus as toneladas de arames trefilados, então uma curva do tipo mostrado na figura 3.8 é obtida. A matriz suporta um desgaste rápido durante sua vida primitiva. Depois, segue um estágio de taxa de desgaste uniforme até que a matriz fique bem gasta e que outra trefilação torna-se impossível.

A partir de experimentos, onde as condições do processo, tais como tração, ângulo da matriz e dimensões do arame de entrada estiverem variando, Wistreich⁽⁶⁵⁾ deduziu que o desgaste do toque é causado pelas irregularidades do tamanho ou vibração do arame de entrada. Isto resulta na oscilação rápida da linha de contato entre a superfície da matriz e do arame e, conseqüentemente, uma região estreita da superfície da matriz está sujeita a tensão compressiva cíclica, variando entre o zero e a pressão total da matriz. É hipótese de Wistreich que um desgaste subsequente é o resultado do defeito da fadiga das camadas superficiais da matriz. A observação de Cleaver e Miller⁽⁶⁶⁾ que na trefilação do arame de cobre, a intensidade do toque aumenta com a vibração lateral do arame, e adiciona o peso a essa teoria. O toque das matrizes é obviamente agravado pelos detritos do desgaste presentes nos lubrificantes.

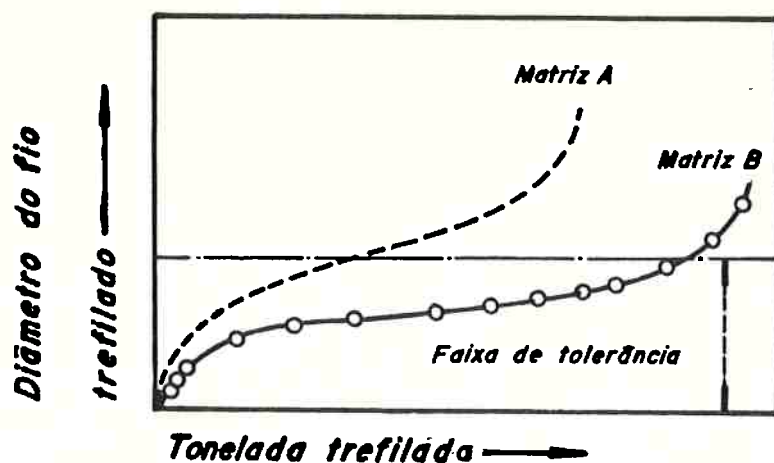


Figura 3.8 - Comportamento típico do desgaste das matrizes para trefilação do arame pela mudança no diâmetro do arame trefilado com a quantia total trefilada.⁽⁵³⁾

Mesmo com lubrificantes limpos, quedas de pressões repentinas numa película do óleo podem causar erosão da cavidade da matriz, enquanto um lubrificante líquido também pode penetrar sob a influência da matriz, causando micro rachaduras.

Embora possa ser visto que as condições são altamente favoráveis para um rápido desgaste no plano de entrada da matriz, também é verdadeiro que o desgaste ocorre em algum lugar no cone de tração da matriz e, um mecanismo de fadiga seguido pela soltura e separação das partículas superficiais da matriz, pode ser a causa. De acordo com Wistreich⁽⁵⁰⁾, as teorias relacionadas com a solda das asperezas são mais relevantes nessas regiões. Esta idéia foi confirmada por Wistreich⁽⁶⁷⁾ que fez um exame metalográfico dos perfis das matrizes gastas. Wistreich⁽⁴³⁾ observou que um mecanismo similar ocorre para matrizes de diamante.

Entretanto, existem provas que mostram que esse mecanismo opera somente sob certas circunstâncias. Rowe⁽⁶⁸⁾ usou uma matriz, onde, tanto o tungstênio como o cobalto eram radiativos. O tungstênio

nio tem somente uma meia vida curta, de modo que a distribuição da radiação de tungstênio forte poderia ser medida logo depois do deslizamento da matriz sobre o cobre. Depois de 400 dias, somente a radiação relativamente fraca do cobalto estava presente. A partir de duas autoradiografias, apareceu que tanto o carboneto de tungstênio como o cobalto foram distribuídos uniformemente sobre a superfície de cobre e, a composição dos detritos do desgaste era, praticamente idêntica àquela da matriz original. Entretanto, desgaste regular de ambos materiais tem que ocorrer simultaneamente. Rowe⁽⁶⁸⁾ atribuiu a diferença no mecanismo de desgaste observado às diferenças na preparação da superfície do corpo de prova da peça de cobre. Ele observou que os defeitos ou as não-homogeneidades químicas nas superfícies de cobre conduziram a aumentos repentinos no desgaste, e autoradiografias mostraram depois um fundo uniforme com manchas discretas de alta intensidade sobrepostas sobre ele .

Na região da matriz, um mecanismo de desgaste adicional é operativo, levando a um rápido aumento no tamanho do produto trefilado. A taxa de desgaste aqui cai entre aquele observado no plano de entrada, onde ocorre o toque e aquele na parte cônica central da matriz onde a taxa de desgaste é mais baixa. De acordo com Wistreich⁽⁶⁷⁾, o desgaste na área resulta, primeiramente da abrasão através de partículas que estão soltas nas superfícies próximas ao plano de entrada.

Entretanto, deverá ser observado que a abrasão através de óxido ou outras partículas finas é importante não somente na região da matriz, mas em todo lugar na matriz, incluindo o cone de tração, quando um sistema de recirculação ou submerso for usado. As partículas são produzidas então no cone de tração, mas também são trazidas pelo lubrificante. O único método adequado de preve-

nir isso é uma filtragem cuidadosa do lubrificante.

Para a redução do desgaste nas ferramentas, poderão ser citados alguns métodos. O mais óbvio disso é usar materiais duros, resistentes à abrasão para as matrizes. Wistreich⁽⁴³⁾ deu alguns números comparativos para ilustrar a eficiência relativa de vários materiais da matriz. Para um aumento do furo da matriz de 0,001 pol., uma matriz de aço doce (quase impraticável) trefilaria 1/4 a 1 milha, uma matriz de aço alto carbono 15 a 40 milhas, carboneto de tungstênio 50 a 200 milhas e de diamante 1 milhão a 8 milhões de milhas de arame de aço. Embora o diamante seja bem superior a qualquer outro material para matriz, o fator do custo tem que ser considerado. É normal encontrar matrizes de diamante em uso somente para trefilar arame com bitola bem fina, não somente pelas considerações com custo inicial, mas também pelo tamanho limitado dos diamantes disponíveis.

O material mais comum para matriz é o carboneto de tungstênio sinterizado.

Riley-Gledhill⁽⁶⁹⁾ descobriu que o desgaste substancial é causado pelo desalinhamento do arame, conforme é alimentado na matriz. Isto é equivalente para aumentar o ângulo da matriz em um lado do arame, enquanto diminui no outro. Visto que metade da matriz sofre um toque muito maior do que a outra metade, as matrizes têm que ser rejeitadas mais cedo do que se o desgaste fosse distribuído uniformemente. Riley-Gledhill sugere que o uso de duas polias guia permitem um alinhamento mais preciso do fio de entrada na maioria das máquinas para trefilação de arame e também reduz as vibrações no arame. Isto, junto com uma limpeza e lubrificação eficiente para o desgaste excessivo da matriz.

Vimos que a velocidade mais alta causa um aumento da separa-

ção das superfícies da matriz e da peça. Com o contato metal com metal, minimizado, o desgaste da matriz será reduzido. Sob condições de lubrificação limite predominante, desgaste corrosivo das matrizes, especialmente matrizes em aço, podem ocorrer, quando aditivos E.P. altamente reativos são empregados. Se a espessura da película do lubrificante não aumenta quando a velocidade aumenta - (por exemplo: com lubrificantes sólidos), então o aumento da temperatura é um grande problema, visto que o desgaste da matriz também se acentua.

Wistreich⁽⁴³⁾ observou que a promoção de uma película grossa de lubrificante entre a matriz e a peça, através do método proposto por Christopherson⁽⁷⁰⁾ é bem sucedido em eliminar o desgaste do toque da matriz. Isto dá importância à hipótese que o toque é causado pelas flutuações da pressão no plano de entrada, visto que sob condições de lubrificação hidrodinâmica, o fluido exerce pressão total nas paredes da matriz por toda operação. Entretanto, na ausência de um sistema de tensão cíclica, a falha pela fadiga não pode se desenvolver.

Este método também minimiza o desgaste abrasivo, visto que pequenas partículas duras são levadas através da matriz, pela película grossa do fluido. Na realidade, sob condições ideais, o único modo no qual pode ocorrer o desgaste na trefilação hidrodinâmica é durante a partida e a parada, quando a velocidade estiver inadequada para suportar uma película do fluido, e pela erosão da matriz através do líquido. Obviamente a erosão pelo fluido e o ataque químico das matrizes podem ser muito importantes, quando ocorre lubrificação total pelo fluido, mas a taxa de erosão pelo fluido é relativamente pequena; lubrificantes não corrosivos adequados podem ser substituídos por óleo E.P., quando uma espessura grossa

puder ser produzida.

3.9 - Considerações Práticas sôbre Lubrificantes (83,84,85)

O desenvolvimento dos lubrificantes para trefilação de arame durante os últimos anos, avançou continuamente de métodos experimentais para científicos. Os fatores que influem na lubrificação da trefilação são:

- Variáveis dos Lubrificantes

- . consistência
- . agentes espessantes
- . agentes diluentes
- . título
- . abrasivos
- . agentes lubrificantes
- . aditivos
- . higroscopicidade
- . granulometria
- . uniformidade

- Variáveis da Lubrificação

- . variáveis do processo
 - composição do material trefilado
 - asperezas da superfície do material
 - tipo de limpeza
 - tipo de cobertura
 - eficiência do resfriamento

- eficiência do operador

- . fieiras
 - ângulo de entrada
 - comprimento do paralelo
 - ângulo de entrada da fieira
 - acerto de direção
 - asperezas da superfície
 - diâmetro do núcleo da fieira

- . mecanismo da trefilação
 - bitola do arame
 - velocidade de trefilação
 - redução por passe
 - redução total
 - reduções irregulares
 - desenho do cabeçote
 - condições da máquina

Todos estes fatores se inter-relacionam para determinar o tempo durante o qual uma fieira de trefilação dará resultados satisfatórios. De todos os fatores relacionados, o resfriamento é, frequentemente a limitação maior, uma vez que depende do projeto da máquina.

O fabricante de lubrificantes e o trefilador devem selecionar um lubrificante que atenda aos fatores mais importantes, incluindo as exigências de acabamento final do arame ou da barra.

Portanto, é obvio que as variáveis podem ser identificadas somente com uma colaboração estreita entre o trefilador e o fabri-

cante de lubrificantes, de tal modo que se possa fazer uma recomendação que pode melhorar ou solucionar o problema.

A maior diferença entre a trefilação e a lubrificação de mancais está na pressão superficial. Os lubrificantes para mancais estão sujeitos a cargas contínuas de pressões mais baixas e na trefilação operamos com pressões superficiais bem mais altas, de 4 a 6 vezes maiores.

Medições científicas revelam a ocorrência de temperaturas de mais de 538°C (1.000°F) dentro de uma fieira. Porém, estes extremos são de duração muito curta, geralmente não passando de 1/1.000 de um segundo. O calor gerado em trefilação à frio resulta, tanto de forças de atritos, como de deformações. Estudos têm revelado que somente uma pequena parte do calor de 6% a 7% é gerada pelo atrito. A deformação plástica produz de 93% a 94% do calor. Baseado nestas afirmações, é lógico assumir que a quantidade de calor gerada na trefilação é diretamente proporcional à redução de área da seção transversal e à velocidade de trefilação. O resfriamento da fieira com água removerá o calor da carcaça da fieira, mas diminuirá muito pouco a temperatura do arame.

Óleos, graxas e sabões que assumiram o estado líquido, ficam mais finos pelo calor e mais grossos pela pressão. Sob uma carga de 9,86 kg/mm² (14.000 psi) a 38°C (100°C), a viscosidade de um lubrificante pode ser 800 vezes maior que sob uma carga de somente 0,986 kg/mm² (1.400 psi). Sabões, gorduras e óleos gordurosos, que são os agentes lubrificantes na trefilação do arame ou barra, engrossam muito menos sob pressão do que óleos minerais. Um outro fator importante que não pode passar despercebido é o grau de polaridade ou aderência do lubrificante. A polaridade é, geralmente interpretada como sendo a afinidade com a superfície metálica. As

moléculas tipo cadeia das gorduras, dos óleos gordurosos, dos ácidos graxos e sabões se arranjam entre si de uma maneira razoavelmente orientada ao longo das superfícies e são fortemente fixadas. A ligação resultante é a mais forte no caso de moléculas com polaridade pronunciada, tais como, ácidos graxos e sabões feitos de ácidos graxos. Óleos minerais são não-polares.

Na trefilação às temperaturas mais elevadas, a viscosidade do lubrificante diminui; todavia, a reatividade dos aditivos poderá aumentar.

Nas condições atuais de trefilação, sabões de sódio poderão reagir com coberturas de cálcio, formando um sabão de cálcio. Às vezes os sabões de cálcio formam sabões de sódio, como resultado da reação com coberturas de borax. Na trefilação de arames de aço, também se forma sabão de ferro que tem um ponto de amolecimento relativamente baixo. O grau de alteração química do lubrificante depende, principalmente da temperatura e do tipo de metal que está sendo trefilado.

Além da sua simples transformação em diferentes tipos de sabões, os lubrificantes de trefilação podem sofrer um número de alterações moleculares mais complexos devido à oxidação durante o processo de trefilação.

Ácidos graxos saturados, tais como, os de gordura animal hidrogenados, podem reverter em ácidos graxos não-saturados com um título mais baixo. Simultaneamente, o lubrificante pode ser, parcialmente queimado, resultando numa mistura mais pobre com menos agente lubrificante. Para melhorar esta situação, o fabricante de lubrificantes pode selecionar ácidos graxos que são menos sensíveis ao calor e possuem melhor estabilidade química. Além disso, existem numerosos aditivos que melhorarão o desempenho dos lubrifi

cantes aos quais eles são incorporados.

A produtividade é afetada negativamente pelo desgaste excessivo das fieiras, resultando num decréscimo de produtividade. Ao selecionar um lubrificante de trefilação, o técnico deve se preocupar com seu efeito sobre a vida útil da fieira e do acabamento.

Afim de compreender a natureza do desgaste das fieiras, é preciso ter uma concepção básica do estado físico da superfície a ser trefilada. Qualquer superfície, quando ampliada, suficientemente, aparecerá aspera.

A aspereza pode ser medida por rugosímetros. Na ponta dos picos da superfície, haverá contato durante a trefilação. Se a espessura do filme lubrificante é pequena, a carga inteira está sendo sustentada nesses picos de aspereza. Já com cargas bastante pequenas, as asperezas são achatadas até formar uma área de contato, suficientemente grande para suportar toda a carga.

O desgaste excessivo das fieiras resulta da incapacidade do lubrificante de resistir às pressões e temperaturas que ocorrem dentro das mesmas, causando decréscimo da espessura do filme lubrificante entre a fieira e o arame.

Se a temperatura interna da fieira puder ser conservada entre 100 e 150°C, não há dúvida que o seu desgaste pode ser reduzido. Existem lubrificantes que são menos sensíveis à temperaturas e outros contêm aditivos para minimizar riscos.

A temperatura do arame na entrada, o grau de deformação e a fricção são os fatores responsáveis pela geração de calor. Se a construção da máquina não garante o resfriamento eficiente entre os passes e o desgaste da fieira for excessivo, poderá ser necessário reduzir a velocidade de trefilação.

Quando o filme lubrificante é fino demais, partículas de me-

tal são raspadas da superfície do material e aderem à superfície da fieira. Durante o início desta falha na lubrificação, um alto brilho poderá aparecer de um lado do material. A continuação da trefilação produzirá uma série de linhas longitudinais, conhecidas, em geral, como riscos. Neste estágio, a insistência no uso da mesma fieira resultará, certamente, na produção de refugos, mesmo se a fieira ainda não sofreu muito desgaste.

Para aumentar a espessura do filme residual na superfície do arame, tradicionalmente se aplica uma cobertura. Estas coberturas possuem afinidades com o lubrificante e funcionam como separadores, o que significa que elas preenchem a finalidade de aumentar a espessura do filme entre o material e a fieira. As coberturas devem ser, quimicamente estáveis em todas as temperaturas encontradas na trefilação e, normalmente não queimam, não amolecem e não se decompõem. A cobertura mais barata é o cal. Os vergalhões ou arames decapados são imersos em banhos de cal, cuja concentração varia de 1 a 14%.

Para obter coberturas mais espessas, recomenda-se repetir diversas vezes a imersão numa suspensão de cal de concentração média, ao invés de uma única imersão numa suspensão altamente concentrada de cal.

Coberturas de borax são aplicadas com soluções de borax 5 mol comercial em água, com concentrações variando de 90 a 240 gm/l (12 a 32 onças por galão). As coberturas solúveis de borax possuem maior capacidade de penetração do que suspensões de cal e, são facilmente adaptáveis a um sistema de cobertura em linha.

Para trefilação sob condições severas muitas vezes se usam coberturas de fosfato. Estas são produzidas por soluções químicas que transformam a superfície do material num filme poroso, não-metálico.

Lubrificantes

É comum considerar o lubrificante como nada mais do que um sabão em pó, mas na realidade, ele sempre contém aditivos que ajudam a produzir o tipo e a quantidade de filme residual necessário, não só para trefilar o material mas também deixá-lo preparado para a próxima operação.

Lubrificante Básico, Elementos Metálicos com Material Graxo

O agente lubrificante nos lubrificantes em pó é, geralmente um composto químico de um elemento metálico com um material graxo.

Muitas vezes nós ouvimos pessoas descreverem um sabão em pó como sendo um sabão "metálico" ou um sabão "solúvel". Como quase todos os lubrificantes básicos são compostos contendo um elemento metálico e ácido graxo, seria mais significativo de categorizá-los como sendo sabões solúveis em água (sódio e potássio) ou sabões in solúveis em água (cálcio, alumínio ou bário).

Elementos Metálicos:

Cálcio, Sódio, Alumínio, Potássio, Bário e Combinações

Os elementos metálicos mais importantes são; cálcio, sódio, alumínio, potássio, bário e combinações. Estes são, geralmente adicionados aos misturadores e reatores na forma de hidróxidos ou outros compostos de pH elevado. Por exemplo, sabões de cálcio são, normalmente produzidos pela reação do cal (hidróxido de cálcio) com uma variedade de ácidos graxos.

Matérias Graxas, Baixo Ponto de Fusão, Alto Ponto de Fusão e Combinações

As matérias graxas são, principalmente, derivadas de gordura de boi e consistem de misturas de ácidos graxos, tendo títulos ou pontos de fusão de 38°C até 65°C.

Em geral, os sabões produzidos de ácidos graxos de títulos mais baixos têm força de compressão e pontos de amolecimentos menores.

Aditivos de Lubrificantes

Os lubrificantes básicos por si só são inadequados para a maioria das aplicações, pelo fato de que, tanto a sua força de compressão como a sua temperatura de amolecimento serem baixas demais. São os aditivos que dão aos lubrificantes suas características especiais.

- Cal

É o aditivo ou agente espessante mais popular usado em sabões para trefilação de arames via seca. Há 40 anos ele foi, simplesmente, misturado mecanicamente com um sabão de sódio, mas hoje ele é dispersado no sabão, quando este se encontra num estado plástico.

Na realidade, as partículas de cal são envolvidas e saturadas com o agente lubrificante que é o sabão.

Cal é relativamente barato e possui as seguintes características importantes:

- . aumenta a força de compressão do lubrificante seco e a viscosidade do lubrificante quando este se encontra no estado plástico numa fieira de trefilação.
- . sua rápida solubilidade em ácido clorídrico facilita sua remoção antes do processamento, como por exemplo, antes da galvanização.
- . lubrificantes para aplicações pesadas podem conter até 70% de cal livre.

- Barrilha

Barrilha é também um agente espessante que produz filmes residuais solúveis em água e muito solúveis em ácidos. É usada, principalmente em sabões de sódio, onde seja essencial deixar um resíduo completamente solúvel em água.

- Borax

Borax tem sido usado como cobertura durante, aproximadamente 30 anos e está também sendo usado como um aditivo em sabões à base de estearato de sódio. É solúvel em água aumentando a força de compressão e age, aparentemente como um agente auto-compactante. Ele tem uma desvantagem evidente quando aumenta a umidade do ar, que é a propriedade de absorver água muito rapidamente.

- Sulfato de Ferro

Há mais de um quarto de século, uma das coberturas mais importantes para ajudar a trefilação de arames era uma cobertura fer

ruginosa, marrom clara, que é obtida molhando-se o arame decapado em ácido com uma névoa de água. O sulfato de ferro, que é um sal acídico, deixa um resíduo marrom avermelhado, similar no aspecto a uma cobertura ferruginosa. Os lubrificantes que contêm sulfato ferroso são preferidos por muitos fabricantes de pregos, porque eles parecem deixar um filme residual espesso que proporciona um bom corte dos pregos. Nos últimos anos existe uma tendência a eliminar o uso destes aditivos e no seu lugar usar lubrificantes de decomposição mais pobre que também deixam um espesso residual no material trefilado.

- Enxofre

O enxofre é o aditivo mais importante usado em sabões para trefilação de arames via seca. Ele ajuda minimizar o arraste de metal, assim como diminuir os riscos no arame, porque evita o contacto metal / fieira quando se atinge altas temperaturas.

É muito popular em lubrificantes usados para trefilar arames decapados mecanicamente. Ele possui uma propriedade física não usual, que é a de fundir e depois tornar-se mais viscoso conforme a temperatura aumenta.

- Dióxido de Titânio

Um dos problemas mais comuns na trefilação são os riscos no material. Isto ocorre quando partículas de metal aderem à superfície da fieira de tungstênio e causam uma saliência a ser reproduzida na superfície do material.

Dióxido de titânio é um material abrasivo muito duro, mas quando finamente dividido funciona como um agente polidor. Ele lustra continuamente a superfície da fieira, removendo o metal depositado e assim reduzindo os riscos.

Além disso, o dióxido de titânio parece ter uma afinidade muito especial com a superfície do arame de aço que ajuda a providenciar a separação do arame da fieira.

- Anti-Ferruginoso

Anti-ferruginosos são aditivos cujo uso de torna necessário na fabricação de produtos que devem ser armazenados por tempo prolongado e em cuja produção foram usados sabões sólidos solúveis em água. Durante os períodos de umidade alta, os arames trefilados com estearatos de cálcio terão uma resistência excelente contra a umidade, mas quando o conteúdo de cal ou percentagem de sabão solúvel for aumentada, o filme residual absorve água que pode causar manchas. Os aditivos anti-ferruginosos ajudam a retardar o desenvolvimento das manchas, mesmo que o filme residual absorva umidade

CAPÍTULO 4

LUBRIFICAÇÃO HIDRODINÂMICA

4.1 - Introdução (35) (71)

Com as presentes demandas industriais para o aumento de produtividade, tem sido inevitável que, constantemente, velocidades mais altas para acabamento sejam necessárias na trefilação. Esta tendência tem proposto um número de problemas ao engenheiro de lubrificação e ao projetista da matriz, cuja responsabilidade é a de garantir uma performance satisfatória na operação.

Essencialmente, os problemas envolvidos podem ser atribuídos a duas causas. Primeira, ao aumento da velocidade de operação numa taxa de aumento da produção de calor, que afeta, finalmente o desempenho do lubrificante. Desse modo, ambos acabamentos das superfícies do produto trefilado e a vida da matriz podem ser afetados de modo adverso. Segunda, se a velocidade da trefilação aumenta e a vida da matriz por comprimento unitário do produto trefilado diminui ou permanece constante, o tempo perdido na troca da matriz tornam-se um grande fator na determinação da produtividade.

Wistreich fez a estatística de uma fábrica de arame que indicou que o tempo perdido na substituição da matriz era equivalente a uma máquina em 20 paradas, permanentemente vazias. Wistreich também observou que a solução a esses problemas não cai totalmente na melhoria dos lubrificantes para trefilação, visto que os ganhos marginais podem ser previstos aqui. O único método prático de garantir uma performance satisfatória é separar completamente as superfícies da matriz e da peça, através de uma película de lubrifi

cante, de modo que o desgaste da matriz e o calor friccional sejam minimizados.

A transformação a frio está se ampliando de maneira toda especial, porque é por seu intermédio que se podem fabricar produtos acabados com alta precisão e boa qualidade superficial. Como em todos os processos de transformação a frio, também na trefilação de arame se cria um contato deslizante durante a transformação, entre a ferramenta e a peça. Através das forças de atrito geradas, são determinadas, a força de estiramento e, com isto a potência de acionamento necessária e, especialmente o desgaste das ferramentas de estiramento.

Além disso, a qualidade superficial alcançável e parcialmente, a transformação possível, dependem das forças de atrito geradas no processo. Por meio da introdução de camadas intermediárias que devem causar uma separação entre as duas superfícies dos corpos sólidos, tenta-se diminuir a influência das forças de atrito. A realização das atuais exigências no estiramento de arames, tais como, redução no consumo específico de energia, aumento das velocidades de estiramento, sobretudo, porém, o aumento do grau de utilização das máquinas de estiramento por unidade de tempo, ficou problemática. Isto porque os lubrificantes e os métodos de lubrificação adotados, não satisfazem as exigências de modo satisfatório. Juntamente com o constante aperfeiçoamento dos lubrificantes, tenta-se agora, por meio de pesquisas no processo de lubrificação, influenciar as condições de lubrificação e conseguir, assim, um estado de atrito mais favorável para o estiramento de arame.

Por intermédio dos efeitos alternativos entre as propriedades mecânicas, materiais e geométricas das superfícies dos dois corpos sólidos e, em decorrência das propriedades químicas e físi-

cas da camada intermediária, bem como da sua dependência em relação às condições de transformação, criam-se relacionamentos complicados e os diversos lubrificantes têm, por esta razão, um comportamento diferenciado e variável. Com isto, o estado de atrito na trefila fica sujeito a oscilações que, no caso extremo, podem alcançar desde os estados de atrito de aderência ou atrito de contato, passando pelos campos normalmente existentes de atrito limite e atrito misto, até ao puro atrito fluído.

No domínio do atrito de contato, existe um atrito superficial dos limites dos corpos sólidos, sem camada intermediária, através de distorção dos campos de força de seus átomos das superfícies limítrofes. Os coeficientes de atrito, nestes casos, oscilam entre 0,2 até 1. Quando temos um caso de atrito limite, as duas superfícies superpostas deslizantes, ficam separadas por uma camada intermediária; entretanto, forças moleculares atuam entre as camadas limites sólidas e as camadas fluidas contactantes, mas não atuam de corpo sólido à corpo sólido, atravessando a camada fluida.

Neste processo, contatos metálicos momentâneos localizados e atrito puntiforme entre corpos sólidos podem ocorrer. No estado misto de atrito, atuam tanto os fatores de influência da lubrificação hidrodinâmica, como também aqueles da lubrificação limite. Os coeficientes de atrito estão situados entre 0,02 e 0,2, sendo que os valores mais baixos caracterizam o atrito misto.

No domínio do puro atrito fluído, não surgem mais influências de superfície limítrofes. Os corpos sólidos ficam separados por uma camada fluida, na qual valem as leis da lubrificação hidrodinâmica. Os coeficientes de atrito que, neste caso dependem tão somente da viscosidade do lubrificante, podem ser reduzidos a uma faixa de valores entre 0,001 a 0,005.

De um modo geral, no estiramento de arames empregando-se os processos atuais, gera-se na trefila um estado de lubrificação que se situa no domínio da lubrificação limite, ou após pesquisas mais recentes no campo do atrito misto, com coeficientes de atrito de 0,02 até 0,1. Todos os resultados de pesquisas demonstram que no estiramento com lubrificante saponáceo, se forma um estado instável de lubrificação que, sob condições extremamente favoráveis, pode se aproximar ao atrito fluído puro, sendo caracterizado como lubrificação quase-hidrodinâmica, parcialmente também como lubrificação de película delgada. O fluxo de fluído lubrificante seguindo os princípios de Reynolds tende a se solidificar. Em decorrência das elevadas solicitações na trefila (ação de forças de compressão e forças de cisalhamento) as películas intermediárias ficam tão delgadas que com os atuais métodos de lubrificação, não pode ser formado um sistema fluído estável, bastando pequenas irregularidades superficiais para romper dito sistema momentaneamente em pontos localizados. Conseqüentemente, termos nestes pontos, contatos diretos entre ferramenta e peça, podendo então ocorrer o atrito entre corpos sólidos.

O problema na melhora da lubrificação na trefila, reside no objetivo de se aumentar a carga de lubrificante e, conseqüentemente, a espessura da película lubrificante sobre o arame durante a transformação. Em uma série de sugestões, foram apresentadas indicações construtivas para, com uma aplicação de acessórios antes da trefila, tais como, funís, campânulas, etc., obter-se uma carga de lubrificante maior.

Quando são utilizados lubrificantes saponáceos secos, tentou-se aumentar a quantidade de lubrificante arrastada pelo arame, com a instalação de vibradores, agitadores mecânicos, etc., no

reservatório do lubrificante. Todas estas experiências trouxeram pequenas melhoras: não estabilizaram, entretanto, o estado de lubrificação na trefila, na forma esperada.

Uma outra possibilidade para a melhora da lubrificação no estiramento de arame é oferecida pelo emprego da lubrificação hidrodinâmica, como é conhecida da técnica de lubrificação de mancais. O princípio e as bases da lubrificação hidrodinâmica foram pesquisados por O. Reynolds⁽⁷²⁾ e Vogelpohl⁽⁷³⁾ e, os resultados traduzidos em equações matemáticas.

Enquanto em mancais com atrito deslizando em serviço contínuo são gerados carregamentos superficiais específicos de 3 até 20 kp/mm², no estiramento de arame, condicionado pelas elevadas pressões na ferramenta, precisam ser suportadas pressões de 100 a 300 kp/mm² e, até mais altas, de modo que as condições prévias são muito mais desfavoráveis e expedientes especiais são necessários.

Para a formação do estado hidrodinâmico de lubrificação é pressuposto que o lubrificante tenha a possibilidade de, sob influência da viscosidade, fluir dentro de uma ranhura cônica e, que a pressão, com isto gerada, seja tão elevada que os dois corpos sólidos (peça-ferramenta) permaneçam separados durante a transformação. O estiramento de arames de aço já é feito em ferramentas cônicas, com uma superfície mutante entre arame e trefila. Quando puderem ser asseguradas condições prévias para que no ponto inicial da transformação se possa gerar a pressão necessária para o lubrificante, de modo contínuo, isto é, quando na trefila puderem ser atingidas pressões de aproximadamente a grandeza da resistência à deformação do material a ser estirado, então a lubrificação hidrodinâmica no estiramento de arames será possível.

4.2 - Processo para Alcançar um Estado Hidrodinâmico no Estiramento de Arames

Foram propostos diversos métodos para atingir-se a pressão necessária no lubrificante. Cada um dos processos se baseia, ou no emprego de acessórios mecânicos ou no aproveitamento de princípios hidrodinâmicos em soluções construtivas especiais, sem dispositivos suplementares para gerar a pressão necessária do lubrificante na trefila.

4.2.1 - Geração de pressão através do bombeamento de óleo

No ano de 1.955, M. P. Milliken⁽⁷⁴⁾ sugeriu fornecer o lubrificante sob pressão na fieira. Nesse processo, a pressão deveria ser criada no perímetro da fieira forçando o lubrificante através dos poros da mesma, levando a quantidade necessária até o arame. Esta proposta fracassou pela ausência de materiais apropriados.

Mais promissora surgiu a proposta de fornecer o óleo sob pressão ao arame numa câmara situada entre duas fieiras, alojadas em uma carcaça (Fig. 4.1). Neste sistema a primeira fieira serve como vedação da câmara de pressão, esperando-se reduções de seção de 1 a 10%.

V. F. Moscev e A. A. Korostelin⁽⁷⁵⁾ construíram, baseando-se na proposta de Milliken, um suporte de fieiras especial (Fig. 4.2). O lubrificante também é aplicado sobre o arame, sob pressão em uma câmara entre duas fieiras. A primeira, montada como vedação é carregada com reduções de 1 a 3%.

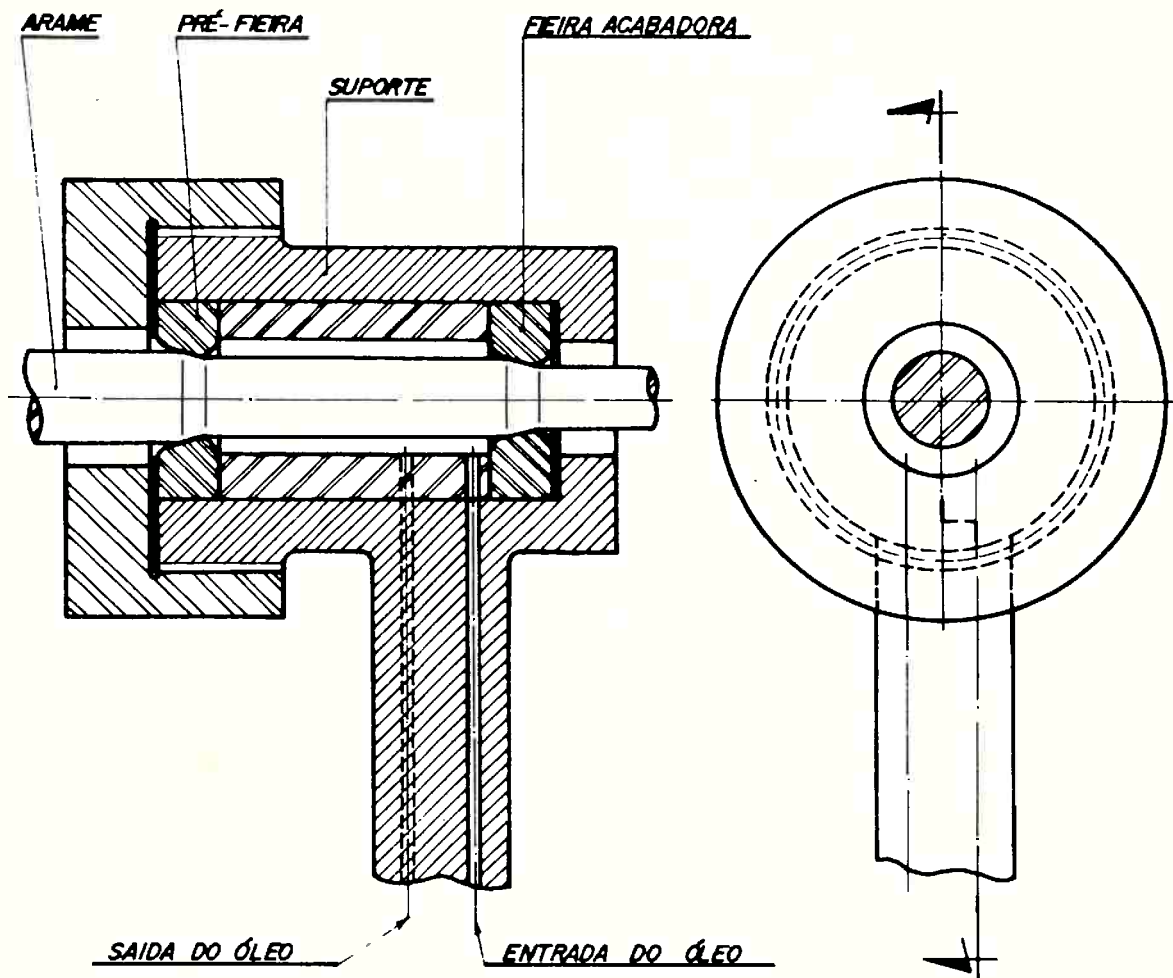


Figura 4.1 - Dispositivo para conseguir uma pressão elevada do lubrificante (conforme Milliken) ⁽⁷⁴⁾.

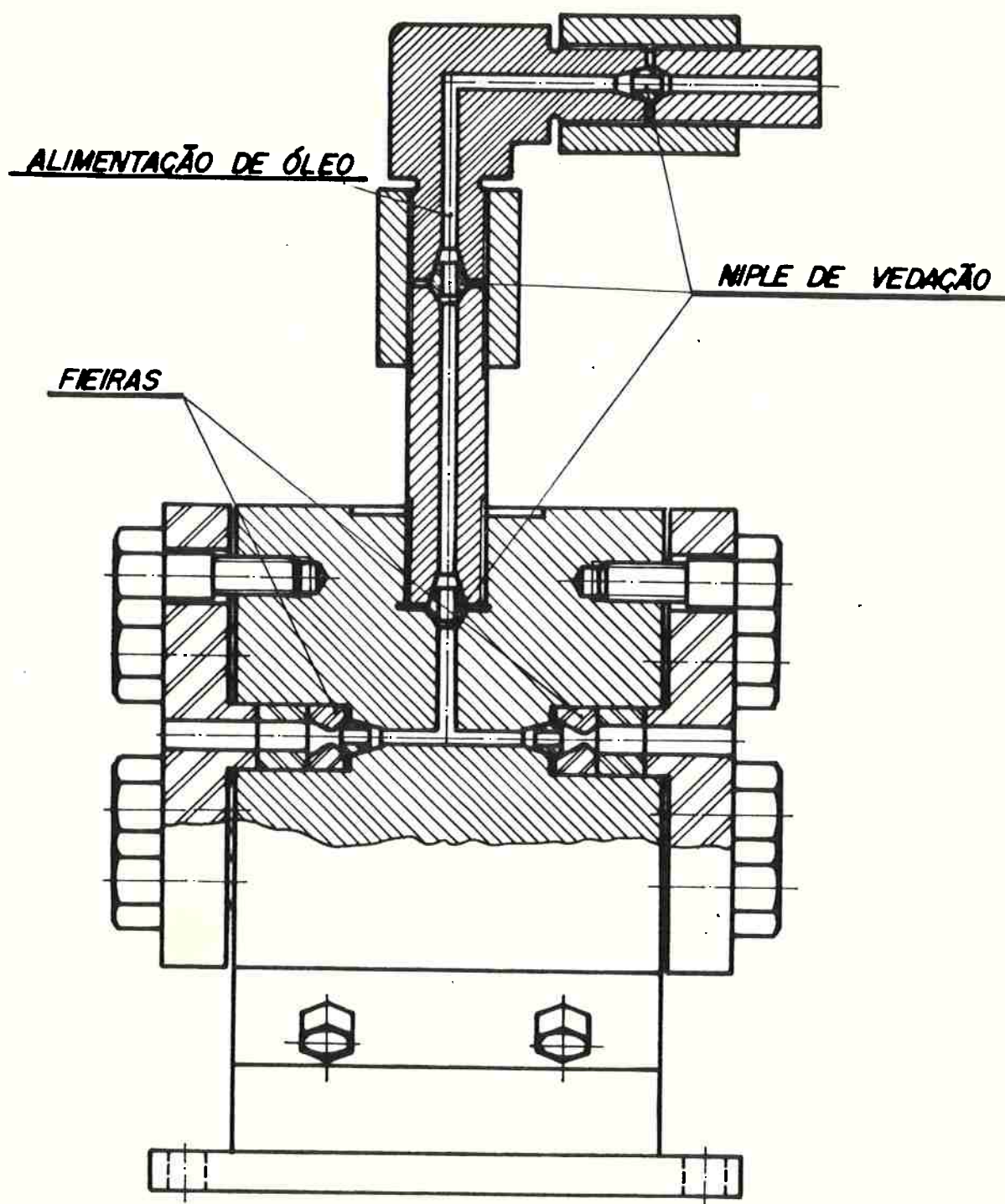


Figura 4.2 - Suporte de fieiras para aplicar a lubrificação sob pressão (de acordo com Moscev)⁽⁷⁵⁾.

No fornecimento do lubrificante sob pressão, a maior dificuldade é constituída pela vedação entre cada uma dessas construções e o arame em movimento. Por essa razão, R. Turret⁽⁴⁰⁾ propôs fornecer o lubrificante sob pressão, diretamente na zona de atrito da fieira. Por intermédio de uma série de orifícios pequenos ou por

alguns orifícios maiores, ou ainda por meio de uma ranhura anular, será introduzido o lubrificante sob pressão a partir do perímetro da fieira (Fig. 4.3). Particularmente, quando se emprega metal duro estas soluções construtivas são muito difíceis de realizar, de maneira que esta proposta não foi utilizada tecnicamente até agora.

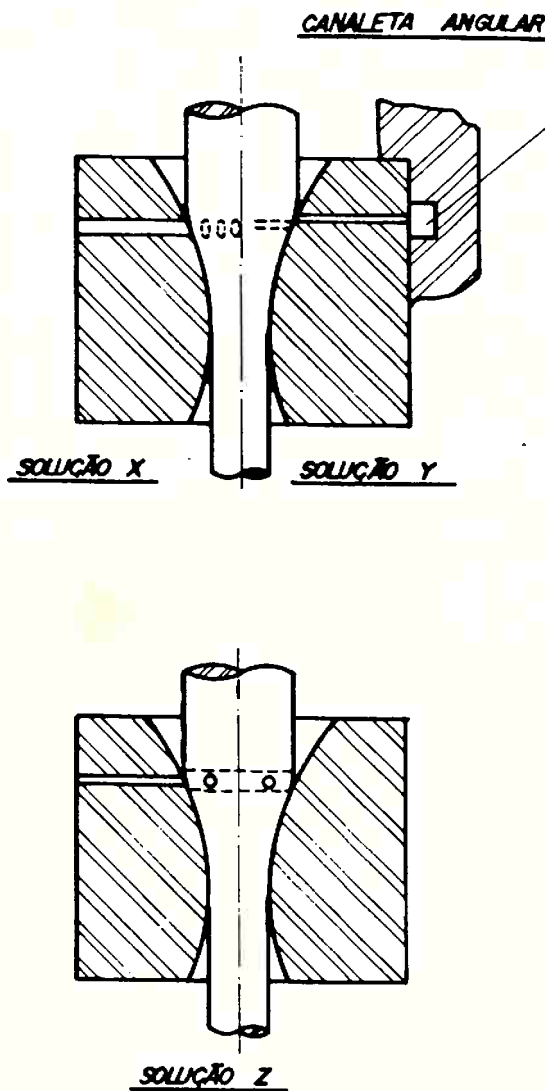


Figura 4.3 - Sugestões construtivas para fornecimento direto do lubrificante (de acordo com Tourret).

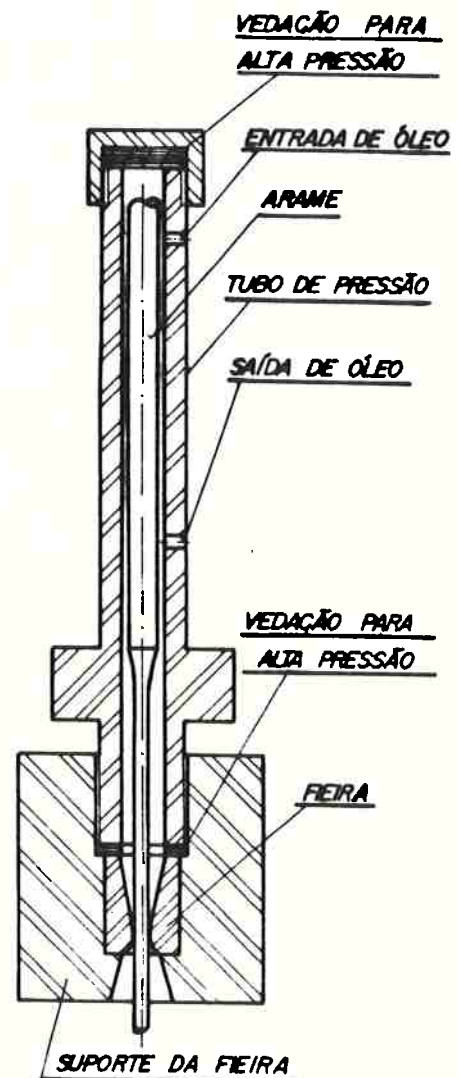


Figura 4.4 - Dispositivo adicional para lubrificação por óleo (conf. Christopherson).

Recentemente foram divulgados experimentos feitos no Japão, onde se fez a tentativa de introduzir o óleo entre a fieira dividida em forma anular, com uma pressão de 140 atm para conseguir, desse modo, condições melhoradas de lubrificação, especialmente no estiramento de tubos. As forças de estiramento, de fato, caem; parece que não chega a existir, contudo; um estado puro de lubrificação hidrodinâmica.

Todos os processos para criar a pressão do lubrificante por intermédio de dispositivos mecânicos auxiliares, externamente à trefila, têm a desvantagem, além da execução construtiva complicada e do emprego de bombas e reservatórios para o óleo, de tornar o fornecimento do lubrificante sob pressão na zona de transformação da ferramenta, altamente problemática.

4.2.2 - Geração de pressão por intermédio de construções adicionais

No ano de 1.943, Mac Lellan e Cameron⁽⁷⁶⁾ desenvolveram um dispositivo para introduzir óleo na trefila, empregando um tubo, mas ainda não se conseguiu a lubrificação hidrodinâmica. Christopherson e Naylor⁽⁷⁰⁾ prosseguiram nessa linha de pensamento e elaboraram uma construção constituída por um tubo acoplado, por dentro do qual o arame, de diâmetro ligeiramente menor é conduzido. Este tubo termina diretamente na trefila, onde é conectado através de uma vedação para alta pressão no suporte da fieira (Fig. 4.4). O lubrificante é arrastado para dentro do tubo, devido à sua viscosidade e ao efeito do atrito. De acordo com as leis da hidrodinâmica, gera-se no interstício uma pressão continuamente

crescente, que finalmente separa as duas superfícies dos corpos sólidos na zona de transformação.

Para este processo foram empregados óleos minerais com características de viscosidade, pressão e temperatura bem conhecidas. Pôde ser comprovado que, utilizando-se as tolerâncias corretas no tubo e a viscosidade certa do lubrificante, consegue-se alcançar a pressão necessária do lubrificante na trefila.

Entretanto, somente depois que uma velocidade crítica for ultrapassada e depois que uma determinada relação entre pressão e resistência à deformação for alcançada, surge uma lubrificação hidrodinâmica. As desvantagens deste método consistem: na limitação causada pelas más características de lubrificação limite do óleo; no tubo adicional que precisa ser bastante longo causando problemas de instalação com a máquina; na enfição do arame, que em consequência torna-se bastante complicada e, finalmente nas dificuldades de acelerar o estiramento do arame até que seja atingida a velocidade crítica.

Para eliminar estas desvantagens, o desenvolvimento de Christopherson foi aperfeiçoado pela BISRA (British Iron and Steel Research Association) ⁽⁷⁷⁾ para a utilização de lubrificantes saponáceos, empregando-se ao mesmo tempo, um tubo acoplado mais curto (Fig. 4.5).

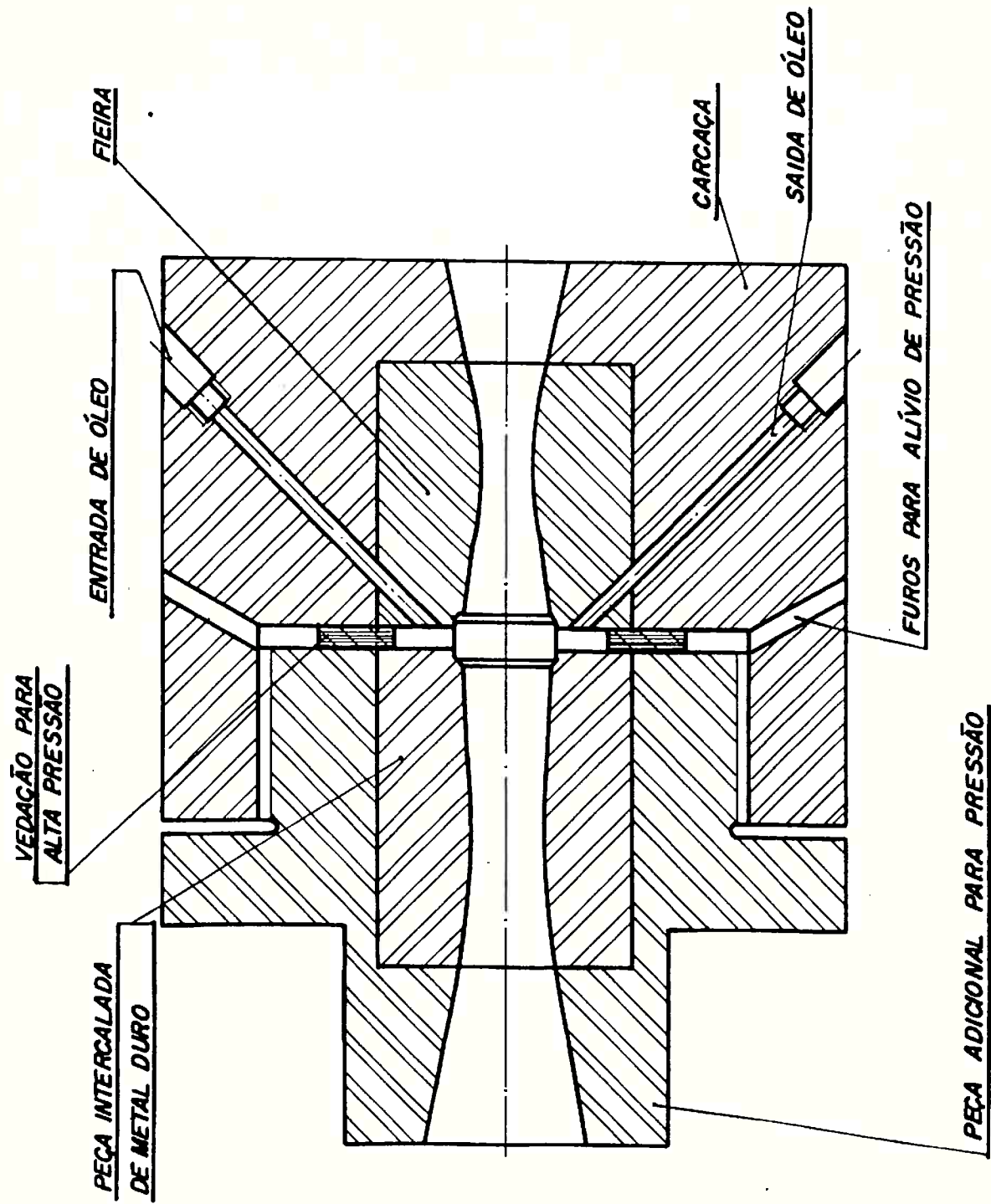


Figura 4.5 - Fieira com peça adicional para lubrificação com saponáceo (conforme a BISRA) (77).

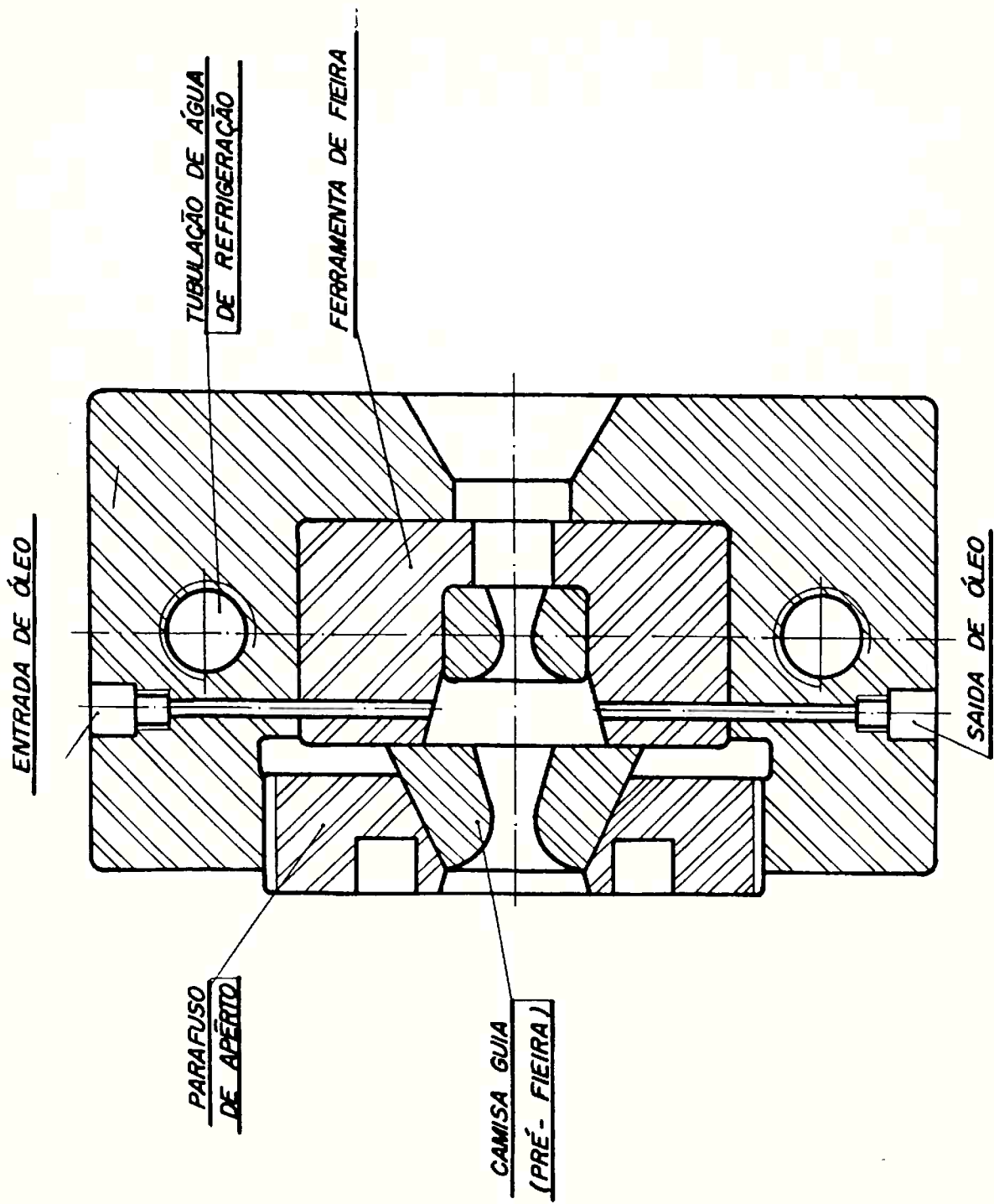


Figura 4.6 - Fieira de pressão americana (conforme Reishaus) (78).

Esta construção compactada foi possível porque no estiramento seco tradicional de arame de aço, já existe uma lubrificação hidrodinâmica parcial, e o canal de uma fieira tradicional é de 2 a 3 vezes mais longo do que a superfície limite fieira-aramé; desse modo, a fieira contém, simultaneamente, seu próprio tubo de pressão.

No primeiro estágio desta construção o sabão em pó é compactado e sob o efeito de pressão e temperatura é transformado em um líquido semelhante ao piche. No segundo estágio a pressão desse líquido cresce até 40 kp/mm^2 ou mais e, no terceiro estágio a seção do arame é reduzida. Nisso a superfície do arame e a superfície da trefila, dependendo das condições existentes, são separadas por uma película lubrificante de 0,01 até 0,05 mm de espessura. Vedações especiais para alta pressão, de aço estrutural dúctil, estão localizadas entre a construção adicional e a fieira. Furos de alívio de tensão, evitam que haja uma ruptura do conjunto em caso de vazamento.

Uma construção semelhante ao dispositivo da BISRA, é a assim chamada "fieira de pressão"⁽⁷⁸⁾, empregada nos USA (Fig. 4.6). Ao contrário do dispositivo da BISRA, inexistente a vedação de alta pressão e entre a, assim denominada, camisa-guia e a fieira, existe uma câmara intermediária alargada.

4.3 - Teorias da Lubrificação Hidrodinâmica na Trefilação

Das teorias disponíveis, a primeira das quais foi proposta por Christopherson e Naylor⁽⁷⁰⁾. Para lubrificação hidrodinâmica, a pressão do lubrificante na entrada da matriz tem que ser da ordem da resistência ao escoamento do material a ser trefilado. Usando esta suposição, a teoria de Christopherson e Naylor permite o cálculo de comprimentos adequados dos tubos para as velocidades de fluxo ou vice-versa. O arame é suposto de enrolar-se numa posição excêntrica no tubo, de acordo com uma hipótese mínima de arrasto.

A análise e o método de aplicação da solução são relativamente simples, mas a teoria é de maneira alguma uma teoria exata. Além disso, a teoria assume condições isotérmicas e não considera a deformação na matriz, de modo que todo prognóstico calculado terá que ser considerado somente como aproximado.

A segunda teoria proposta por Osterle e Dixon lida com o tubo de entrada e a parte cônica da matriz, separadamente. O endurecimento pela deformação a frio do arame é permitido, a viscosidade é assumida que seja dependente tanto da temperatura como da pressão e tanto as condições isotérmicas como adiabáticas são consideradas. As equações de continuidade, energia e impulso são resolvidas numericamente para encontrar-se a variação da temperatura e da velocidade, através da película do lubrificante.

É assumido que o lubrificante adquiriu a temperatura do arame, determinada pelo trabalho da deformação plástica e a variação da pressão na matriz é encontrada a partir das equações de plasticidade, assumindo a simetria esférica na zona de deformação do metal. Então, a equação e condição de Reynolds⁽⁷²⁾ que a velocidade de escoamento do lubrificante é a mesma em cada seção, leva a uma

fórmula prognosticando a variação da espessura da película na matriz.

Enquanto esta teoria enumera um número de variáveis, nenhuma evidência de sustentação foi proposta. Quando aplicada aos experimentos de Christopherson e Naylor⁽⁷⁰⁾, as discrepâncias assumem grandes proporções e a teoria tem, entretanto, que ser considerada como não provada.

Tattersall⁽⁷⁹⁾ tem proposto uma terceira teoria, na qual três zonas separadas são consideradas. A primeira zona é o tubo de entrada, a segunda é aquela parte da matriz onde o arame não está deformado e a terceira é a região na matriz onde o arame se deforma. Condições isométricas são assumidas e a viscosidade é tratada em função da pressão, no caso do óleo, e como uma função da velocidade de trefilação no caso do sabão. A equação de Reynolds está integrada com a primeira das duas zonas, então, na seção separando zonas 2 e 3, o gradiente da pressão axial é tomada como sendo zero e a pressão do lubrificante como igual ao limite de escoamento do material. Essas hipóteses levam a uma equação para a velocidade de escoamento do lubrificante em termos de parâmetros independentes conhecidos:

$$\sigma_0 = \eta \left[6 q \left(-\frac{2l}{h^3} + \frac{1}{\alpha h^2} \right) + 6 v \left(\frac{l}{h^2} - \frac{1}{\alpha h} \right) + \frac{3}{2\alpha} \cdot \frac{v^2}{q} \right]$$

onde:

σ_0 = o limite de escoamento do arame,

η = viscosidade do lubrificante,

q = vazão do lubrificante,

- l = comprimento da parte paralela do tubo de entrada,
 h = folga entre o arame e tubo,
 α = meio ângulo da matriz,
 v = velocidade do arame.

Os resultados obtidos com esta teoria foram comparados com os dados experimentais de Christopherson e Naylor e foi obtido um bom acordo na pressão na entrada da matriz, mas a velocidade de escoamento do lubrificante era geralmente de 2 a 3 vezes maior do que o observado. A precisão foi atribuída à possível excentricidade do arame no tubo e/ou velocidade de deformação do cisalhamento alta a qual pode reduzir a viscosidade do lubrificante. Melhor correspondência entre a teoria e o experimento foi observada com lubrificantes de sabão.

A teoria não considera a deformação atual do metal ou a variação da espessura da película do lubrificante na matriz. Entretanto, esta é a única teoria que dá um prognóstico da velocidade de escoamento do lubrificante em termos de parâmetros independentes conhecidos, e que também, geralmente dá uma boa concordância com o experimento. Seria proveitoso se a teoria pudesse incluir efeitos térmicos e variações na espessura da película na matriz. Esta parece ser, no momento, a melhor das três teorias disponíveis.

Esta teoria também pode ser aplicada ao sabão como um lubrificante da trefilação. Nos experimentos conduzidos por Tattersall, a pressão do lubrificante de sabão no tubo de entrada, foi medido, enquanto trefilava arame de aço doce em várias velocidades de até 80 fpm usando várias folgas e comprimentos do tubo de entrada. A pressão do sabão aumentou com a velocidade até o máximo antes de

diminuir. A colocação de sabão variou de modo similar, mas o acabamento da superfície estava, geralmente mais pobre nas altas pressões do sabão, quando quantidades maiores de sabão separaram a matriz e o arame.

4.4 - Lubrificação Hidrodinâmica Forçada

O segundo método de alcançar a separação completa da matriz e da peça, por meio de película de lubrificante grossa, envolve a aplicação de um lubrificante pressurizado externo à interface do arame-matriz.

Atribui-se a Milliken⁽⁷⁴⁾ a primeira sugestão da técnica básica. Ele examinou um material poroso da matriz através do qual o lubrificante pressurizado escoaria até a superfície de trabalho. A idéia era, puramente hipotética e limitada pela necessidade de fornecer um material para a matriz com porosidade suficiente, a fim de permitir a passagem do fluido lubrificante ainda com resistência adequada para suportar as pressões envolvidas. Uma idéia similar foi proposta por Turret, que sugeriu bombear lubrificante sob pressão até a interface do arame-matriz.

Os cooperadores subsequentes tiveram êxito em produzir modelos de trabalho de equipamento baseados nas idéias de Milliken, mas com o fluido pressurizado fornecido ao arame à frente da matriz. Na técnica apresentada por Butler⁽⁸⁰⁾, o lubrificante é alimentado em uma câmara de pressão que tem sangrias para um manômetro e para furos de sangria (Fig. 4.7). Há uma matriz a cada extremidade da câmara; a primeira é uma matriz de ferro que recebe uma passagem bem leve, enquanto a segunda é a matriz de redução princi

pal. Essas duas matrizes, que são montadas por meio de anéis de vedação, proporcionam vedação adequada contra perda de lubrificante. Devido ao fato de se aplicar lubrificante sob pressão, não é a viscosidade do lubrificante e o desenho da matriz que determinam, primariamente a pressão do lubrificante na interface do arame-matriz. Na realidade, a pressão pode ser variada para adequar as condições específicas requeridas, o que não é verdade no tipo de arranjo do tubo de Christopherson. A outra vantagem principal desta técnica é que alguns grãos de ovalização do arame de entrada podem ser eliminados pela matriz de ferro. Na trefilação hidrodinâmica pura, a ovalização do arame de entrada causaria uma variação substancial na espessura da película do lubrificante, o qual poderia ser nocivo ao produto trefilado.

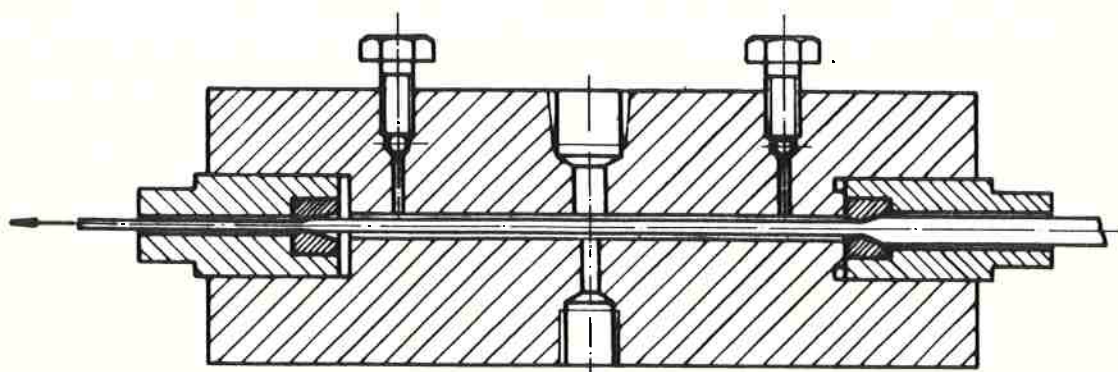


Figura 4.7 - Perfil da câmara de pressão para promoção da lubrificação da película grossa na trefilação⁽⁸⁰⁾.

Butler encontrou alguma esperança na técnica durante experimentos preliminares no arame de alumínio em baixa velocidade, mesmo com pressões baixas. Entretanto, salientamos também algumas das vantagens potenciais. Uma delas era também a condição crítica principal da técnica de Christopherson, isto é, a dificuldade de garantir uma lubrificação adequada no estágio inicial da trefilação an-

tes da pressurização. Isto, certamente não se aplica ao conjunto de matriz-bocal da BISRA, por causa do sabão usado. Há, também, a possibilidade de contaminação do lubrificante, resultante da formação de impurezas na câmara de pressão e, é necessário providenciar um corte da pressão alta para atuar logo depois que o arame entra na matriz de ferro. O custo da instalação de tais conjuntos numa trefilaria industrial pode ser alto e, toda operação precisaria ser re-orientada, de modo que o óleo e não o sabão pudesse ser acomodado.

Outros pesquisadores têm usado uma técnica similar à de Butler com o objetivo de eliminar alguns dos problemas experimentais e acumular dados do processo. Moscev e Korostelin⁽⁷⁵⁾ e Vasiliev⁽⁸¹⁾ desenvolveram, aparentemente independentes, um aparelho similar. Em seus experimentos, aço e alumínio foram trefilados com velocidades até 16 fps com reduções de até 35%. A pressão ótima do lubrificante para o aço era entre 57.000 e 64.000 psi; pressões mais altas causaram a queda da tensão do arame perto da entrada da segunda matriz. Nos níveis de pressão ótimos, a força da trefilação caiu para 18 - 20% para o arame de aço e cerca de 25% para o de alumínio. A queda maior na força com o alumínio foi considerada a de ser o efeito de reduzir um coeficiente de atrito inicial muito alto. A força, sem dúvida, cairia menos, se fosse usado um lubrificante melhor.

Thompson, Hoggart e Suiter⁽⁸²⁾ esticaram o cobre numa matriz e arranjo da câmara de pressão similares, capazes de pressão de até 45.000 psi e velocidades de até 3.000 fpm. Eles descobriram que havia uma redução inicial substancial na força de tração com o aumento da pressão do fluido (Fig. 4.8) corresponde a um aumento pronunciado na espessura da película do lubrificante.

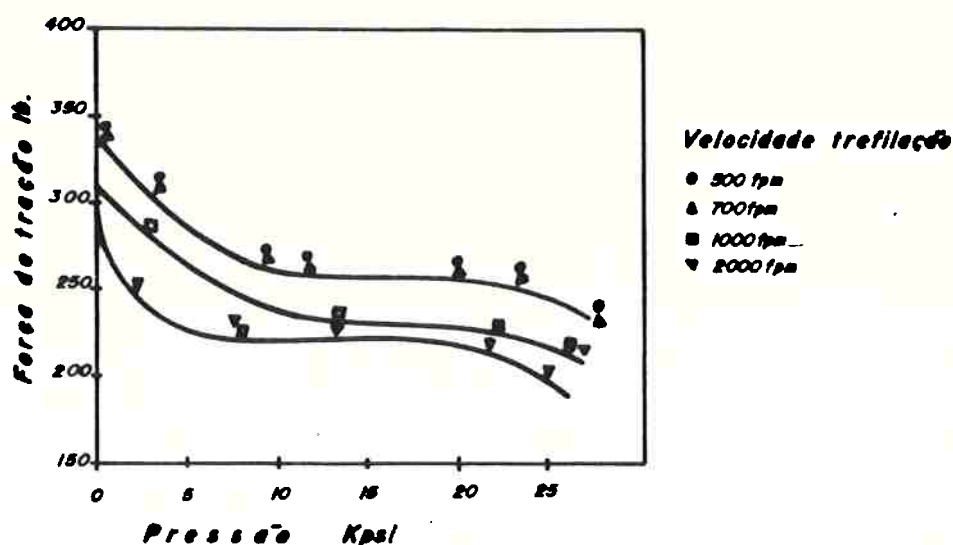


Figura 4.8 - Efeito da pressão do lubrificante na força de trefilação para arame de cobre duro⁽⁸²⁾.

Thompson e outros⁽⁸²⁾ descobriram que a força da trefilação é independente da viscosidade inicial do lubrificante, em contradição aos resultados de Butler⁽⁸⁰⁾. Isto foi explicado pelas baixas velocidades de trefilação usadas nos experimentos de Butler, onde as condições isotérmicas mais próximas prevaleceriam e a viscosidade do lubrificante inicial seria de grande importância. Com altas velocidades as condições adiabáticas seriam aproximadas e a viscosidade do lubrificante nas temperaturas de interface seriam mais importantes. Thompson e outros mostraram que com o aumento das temperaturas, as viscosidades do lubrificante tornaram-se mais similares, a qual explica a não sensibilidade às viscosidades medidas nas temperaturas da sala. Eles também observaram que o coeficiente de viscosidade da pressão para o óleo usado por eles mesmos e no trabalho de Butler não tinha estabelecido e teriam que ter um efeito de dimensão desconhecido.

Finalmente, encontrou-se uma versão modificada com aplicação direta na indústria. Esta unidade específica, construída para a

remoção de incrustações e defeitos na superfície das barras de aço incorporam uma descascadeira à frente da matriz de tração (Fig. 4.9) além de uma matriz de ferro.

A barra passa primeiro pela descascadeira a qual remove o material da superfície e depois para uma câmara contendo um lubrificante fluido sob baixa pressão e, subsequentemente, através de uma matriz de trefilação. Nesta técnica, tanto as matrizes de trefilação como de faceamento são fornecidas com lubrificante, resultando numa melhoria significativa no acabamento da superfície acima daquela observada sem a lubrificação da pressão. O método é similar àquele usado na indústria de metais não-ferrosos, exceto a lubrificação forçada que é requerida lá.

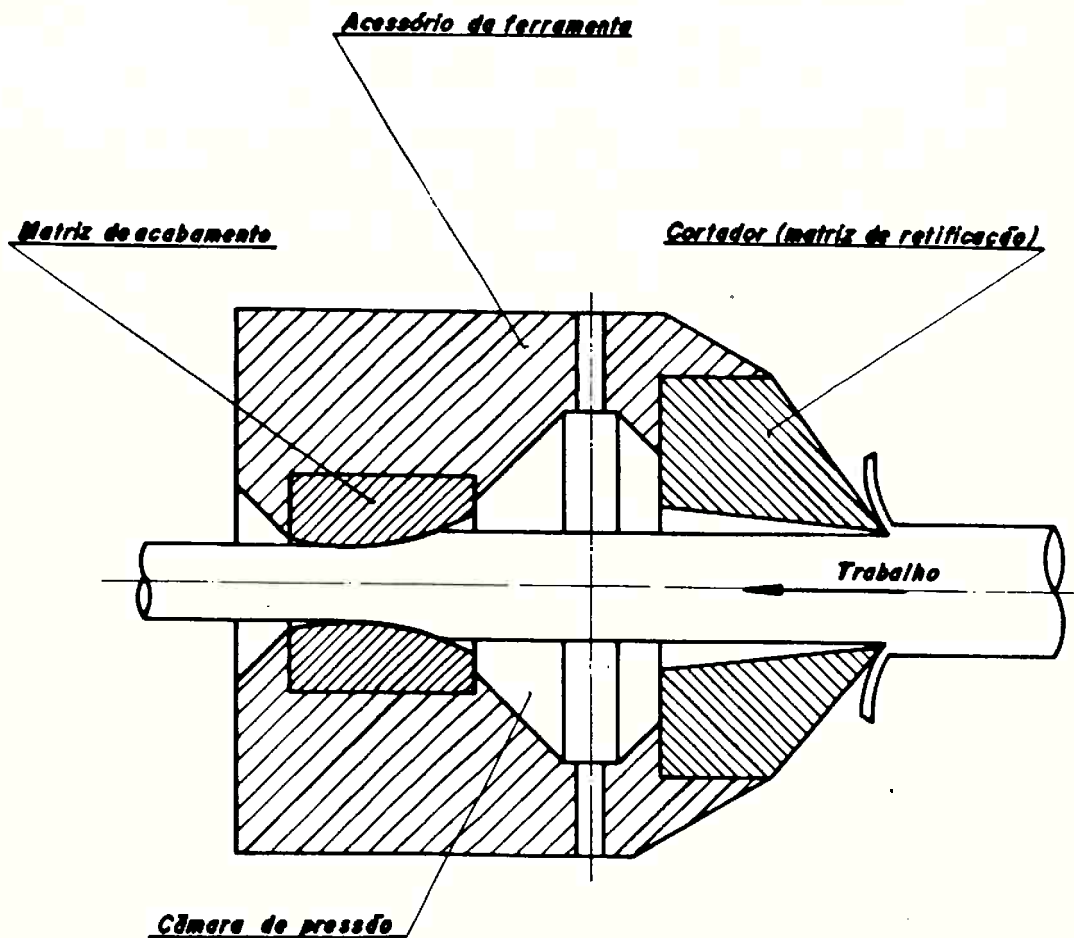


Figura 4.9 - Perfil da descascadeira usando lubrificante sob pressão.

4.5 - Formas de Fluxo Lubrificante

Podemos distinguir três formas esquemáticas do fluxo do lubrificante na trefila, na lubrificação hidrodinâmica (Fig. 4.10) . Em caso de funcionamento perfeito, cria-se o estado de fluxo (corrente) "a".

O estado "b" é o resultado de uma pressão insuficiente do fluido. Ele existe a partir do estado de repouso do arame, até que seja atingida uma velocidade limite determinada; irá surgir novamente, acima de uma certa velocidade, assim que a viscosidade do lubrificante, através da ação da temperatura, caia abaixo de um determinado valor. O estado "c" surge, quando a pressão sobe tanto, que a redução da seção do arame já aparece na peça cilíndrica adicional, isto é, antes da trefila.

A partir destes estados de lubrificação foram deduzidas três funções da espessura da película do lubrificante em relação à velocidade de estiramento (Fig. 4.10):

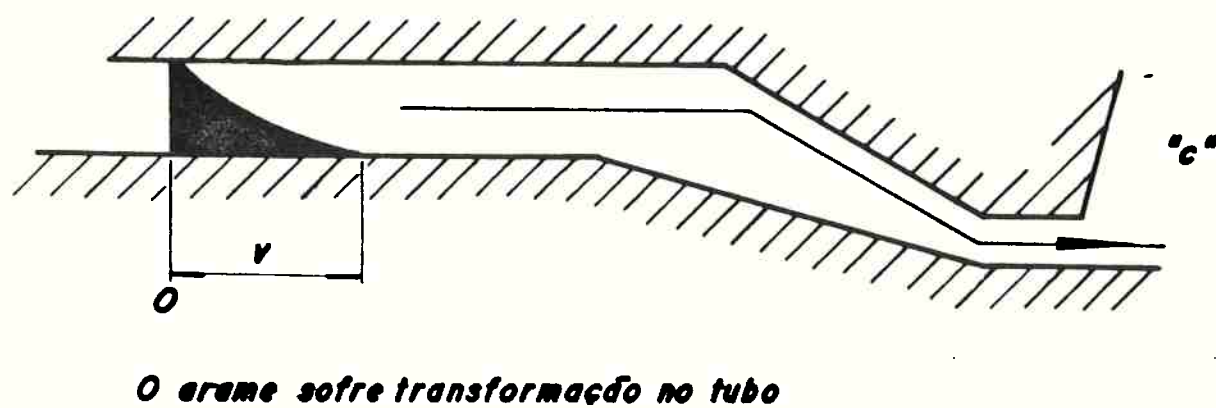
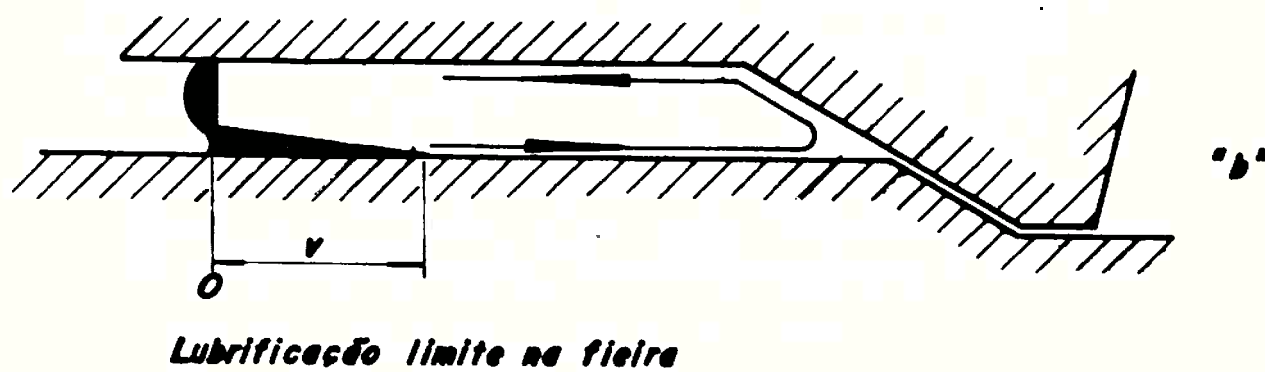
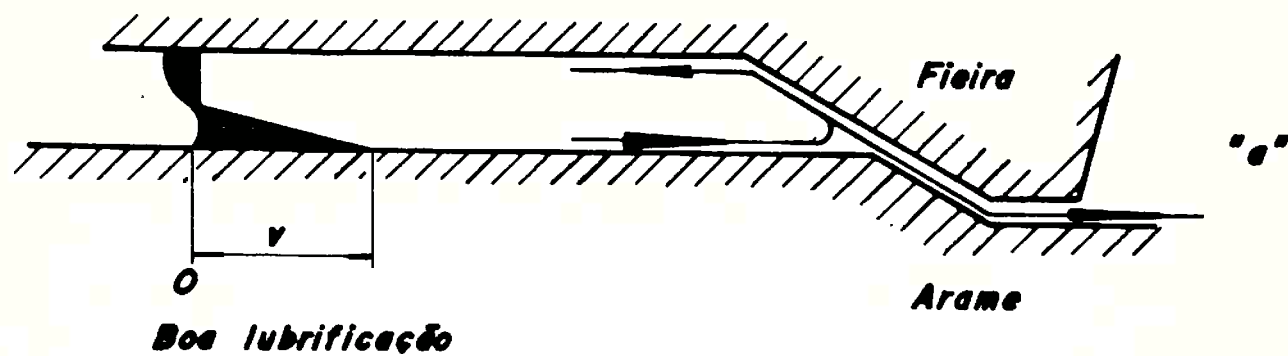


Figura 4.10 - Formas esquemáticas do fluxo do lubrificante.

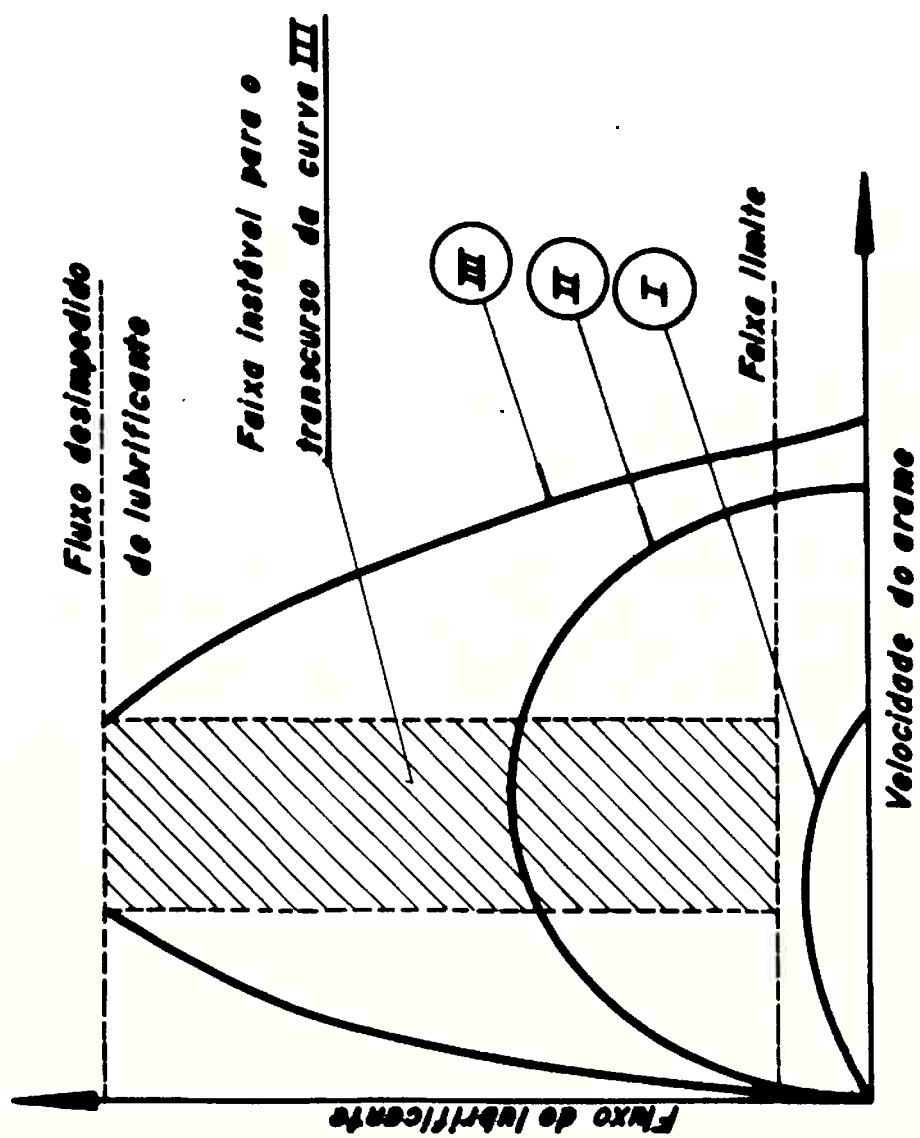


Figura 4.11 - Fluxo do lubrificante em função da velocidade do arame.

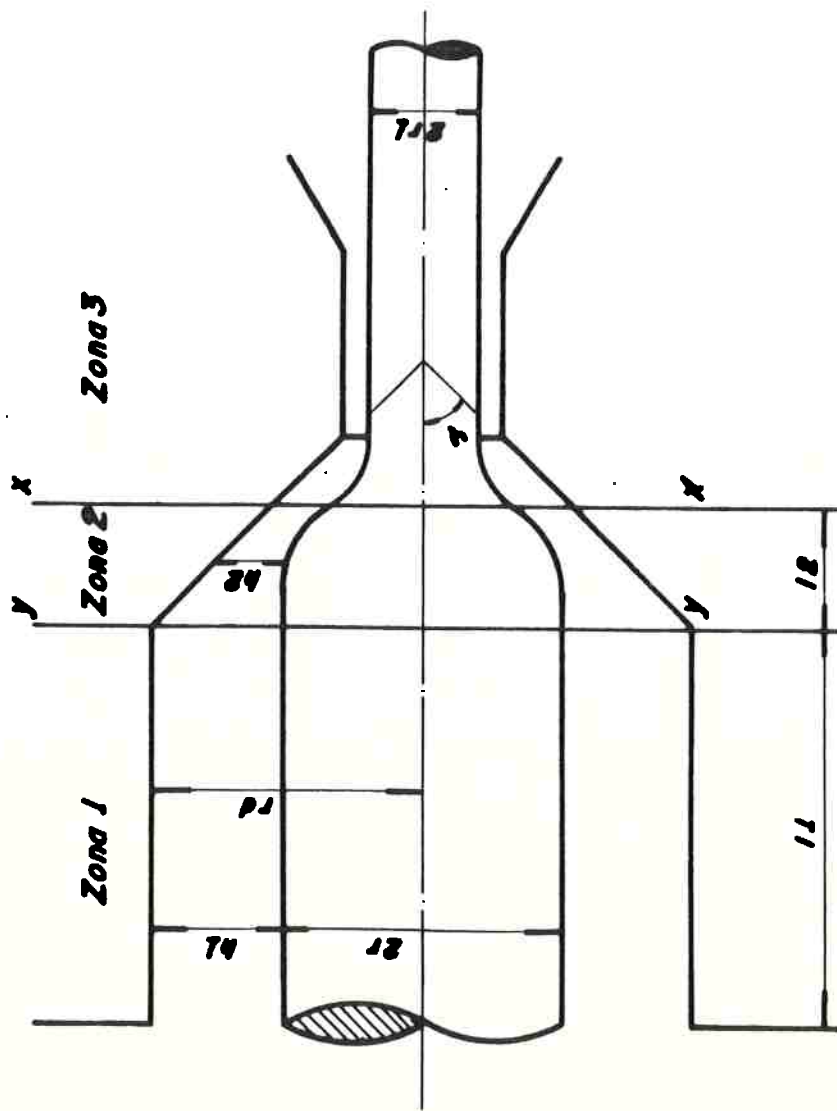


Figura 4.12 - Representação esquemática da peça adicional e da fieira.

estado I - a lubrificação fluída jamais será alcançada.

estado II - a lubrificação fluída está situada dentro de uma determinada faixa de velocidades.

estado III - dentro de parcelas parciais de velocidades surge um estado instável de lubrificação.

O caso normal que deve ser atingido no trabalho com lubrificação hidrodinâmica, está representado na curva II da figura 4.11, cujo máximo representa a velocidade de trabalho ideal. A posição e a amplitude desse máximo se diferenciam para cada óleo e para cada saponáceo. A faixa dentro da qual a lubrificação hidrodinâmica pode ser atingida, depende da viscosidade do lubrificante empregado, e com isto, da temperatura gerada na trefila. Em decorrência destas influências recíprocas, o mecanismo da lubrificação hidrodinâmica é complicado e de difícil compreensão.

Tattersall⁽⁷⁹⁾ esclarece as relações da lubrificação hidrodinâmica de modo teórico, incluindo as condições na trefila, ampliando assim as condições montadas por Christopherson e Naylor⁽⁷⁰⁾.

As seguintes fórmulas poderão ser aplicadas quando se empregam lubrificantes oleosos e quando se usa as condições geométricas representadas na figura 4.12:

a) espessura da película lubrificante:

$$t = \frac{- \left(b - \frac{M}{u} \right) - \sqrt{\left(b - \frac{M}{u} \right)^2 - 4 a c}}{2 a} \quad (1)$$

b) pressão na entrada da trefila:

$$P = \frac{12 \mu l}{h^3} \left(\frac{u h}{2} - q \right) \quad (2)$$

Significam:

t = espessura da película lubrificante,

P = pressão do lubrificante,

$$a = f^2 \left(-\frac{2l}{h^3} + \frac{1}{\gamma h^2} \right),$$

$$b = f \left(\frac{l}{h^2} - \frac{1}{\gamma h} \right),$$

$$c = \frac{1}{4\gamma},$$

$$f = r_w - r_f,$$

$$h = h_1 \text{ ou } h_2,$$

l = comprimento da peça adicional paralela (l_1), ou comprimento do arame até cada zona dada, respectivamente,

γ = semiângulo da fieira,

u = velocidade de entrada do arame,

μ = viscosidade,

$$M = \frac{K_f \cdot f}{6\mu},$$

$q = f \cdot u \cdot t =$ carga específica de lubrificante, conforme a unidade de comprimento do perímetro do arame,

$K_f =$ resistência à deformação.

A pressão calculada deverá ser maior do que a resistência média à deformação do material a ser estirado. Se esta pressão estiver abaixo do valor K_{fm} ou muito acima do mesmo, nos situaremos nas faixas críticas, nas quais, ou ainda não existe uma lubrificação hidrodinâmica ou surge a faixa instável com manifestações oscilantes, entre outras.

Se a relação entre a pressão e a resistência à deformação for desfavorável, as dimensões geométricas da peça adicional precisarão ser modificadas de uma forma tal que se obtenha a faixa de fluxo estável.

Por intermédio da melhora efetiva das condições de lubrificação na trefila, baseado na criação de condições hidrodinâmicas, será possível incrementar a produtividade, mantendo-se as mesmas velocidades de estiramento e diminuindo-se os tempos de parada das máquinas, e além disso, executar uma manutenção múltipla nas máquinas, aproveitando a diminuição dos tempos de mudança. Por causa da maior duração das fieiras, resultará uma diminuição considerável dos custos das ferramentas e de acabamentos posteriores. Ao mesmo tempo, devido aos menores coeficientes de atrito, as temperaturas geradas na trefila serão mais baixas.

A resolução dos problemas apresentados nas trefilarias, requer que sejam utilizadas as possibilidades que são dadas pelo emprego da lubrificação hidrodinâmica. Até o momento não temos notícia de experiências industriais com a lubrificação hidrodinâmica.

Por esta razão, será necessário realizar pesquisas industriais em maior volume para impulsionar o desenvolvimento neste campo de um modo adequado.

O emprego da lubrificação hidrodinâmica no estiramento de arames, deverá contribuir consideravelmente para o aumento da produtividade em nossas trefilarias.

CAPÍTULO 5

PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

De acordo com as informações obtidas na revisão bibliográfica, a experiência vivida no campo de projetos de máquinas trefiladoras e, ainda, o conhecimento da parte processual de operação de estiramento de metais, estabelecemos uma sequência operacional de ensaios recorrendo a um dos sistemas trefiladores propostos nesse trabalho.

5.1 - Sistemas Trefiladores Propostos

Foram projetados dois sistemas distintos que possibilitam a operação hidrodinâmica de trefilação.

A primeira opção construtiva consiste, essencialmente num dispositivo trefilador (Figs. 5.1 e 5.1(a)) adaptável em cabeçotes porta-ferramenta de qualquer banco trefilador de barras.

O outro projeto (Fig. 5.2) constitui-se numa máquina experimental trefiladora de arames (fio-máquina).

Analisados os dois projetos sob o ponto de vista econômico, resolveu-se desenvolver todo o trabalho experimental na segunda opção, trabalhando-se com arames de cobre e alumínio.

23	01	Manômetro GF-303 "Enerpac"	
22	01	Adaptador 6A-2 "Enerpac"	
21	01	Manômetro standard 1000psi 0-500 bar 1/2" BSP "DINA"	
20	01	União Anelar LPTMA-104 V2- BSP - Ermeto	
19	01	Fleira 2º redução	
18	01	Fleira 1ª redução	
17	01	Mangueira H-93 "Enerpac"	
16	01	Wirtul hidráulica V-8 "Enerpac"	
15	01	Niple FZ-1617 "Enerpac"	
14	01	Colarado FZ-1616 "Enerpac"	
13	01	Tubo TN100080 "Ermeto"	
12	01	Junção macho JMA 10 x 1/4" NPT "Ermeto"	
11	01	Bujão galv. de 1/4" Gds "Tuff"	
10	02	Anel O'Ring #12.932 "Vede- Ards" - Dim. 50 x 4	
9	02	Anel O'Ring #11.794 "Vede- Ards" - Dim. 50 x 4	
8	02	Anel O'Ring #12.505 "Vede- Ards" - Dim. 63,5 x 4	
7	04	Prot. seal iner. DIN 912 M10 x 60 - 606 cilíndrica	classif. P2
6	04	Prot. seal iner. DIN 912 M 6 x 15 - cob. cilíndrica	classif. P2
5	01	Cabo	ABNT-1045
4	01	Tampa	ABNT-1045
3	01	Techo	ABNT-1045
2	01	Platão	ABNT-1045
1	01	Cilindro	ABNT-1045

Qtd	1	Descrição e Dimensões	Material	Obs
Colarado				
U				
C				
M				
Y				
CD				
CR				
P				
C				

MOD. Nº	005P USM	REF	
ESCALA	1:1	PROJETA	
CONF		VISTO	
		Valido a	
		Subst. por	
Pl	Grava	Item	- 2 /

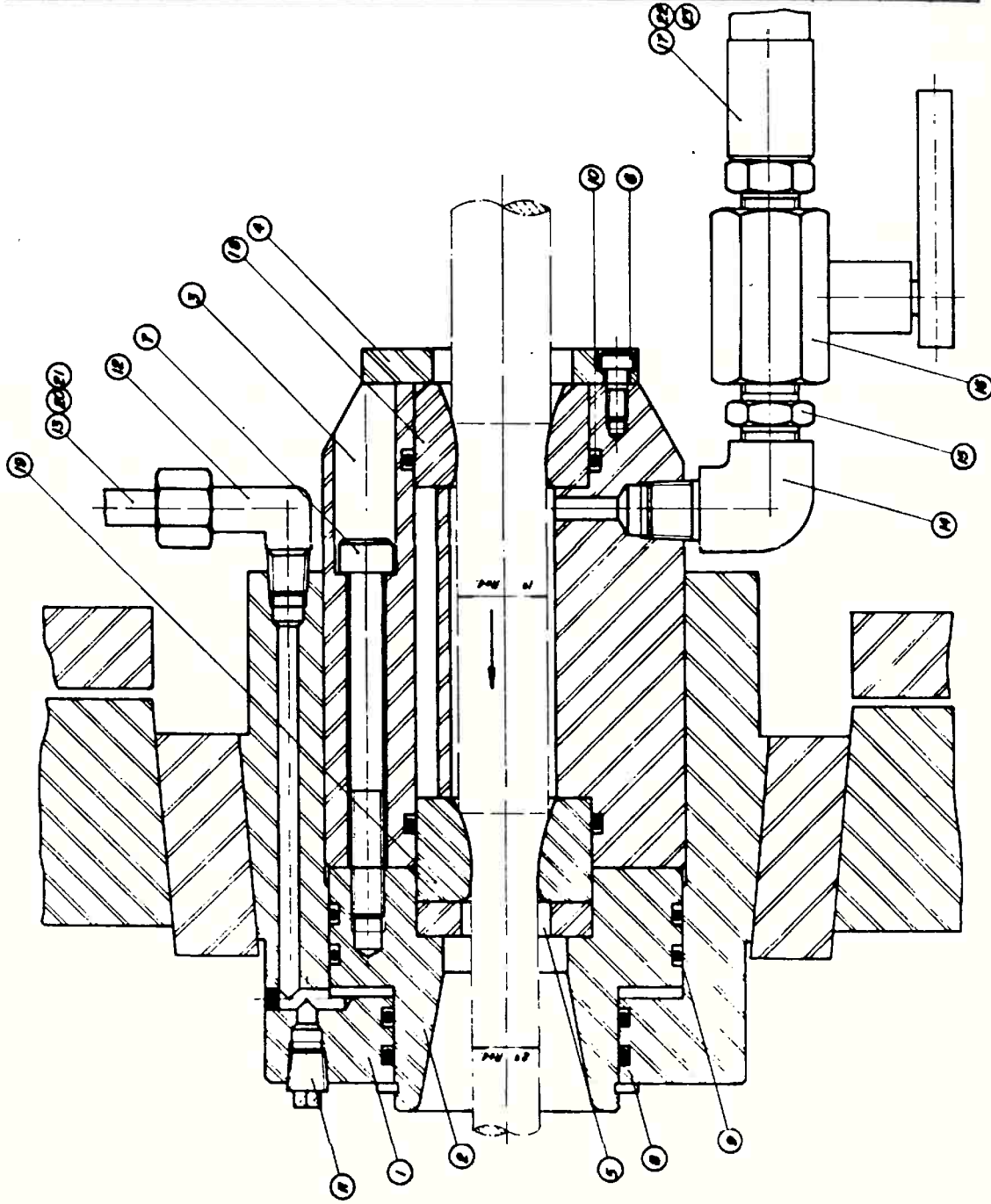


Figura 5.1 - Projeto de cabeçote trefilador hidrodinâmico para barras.

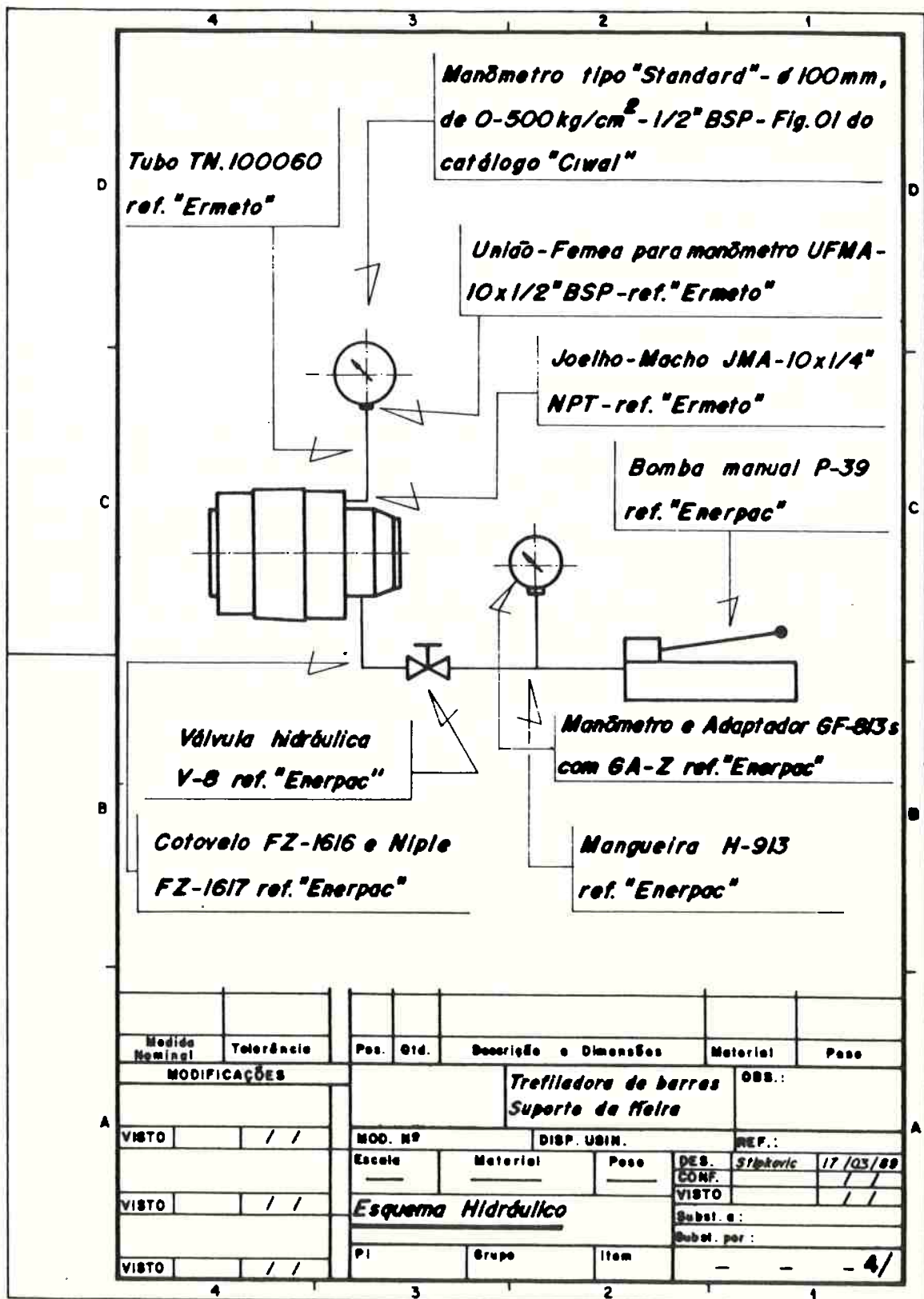
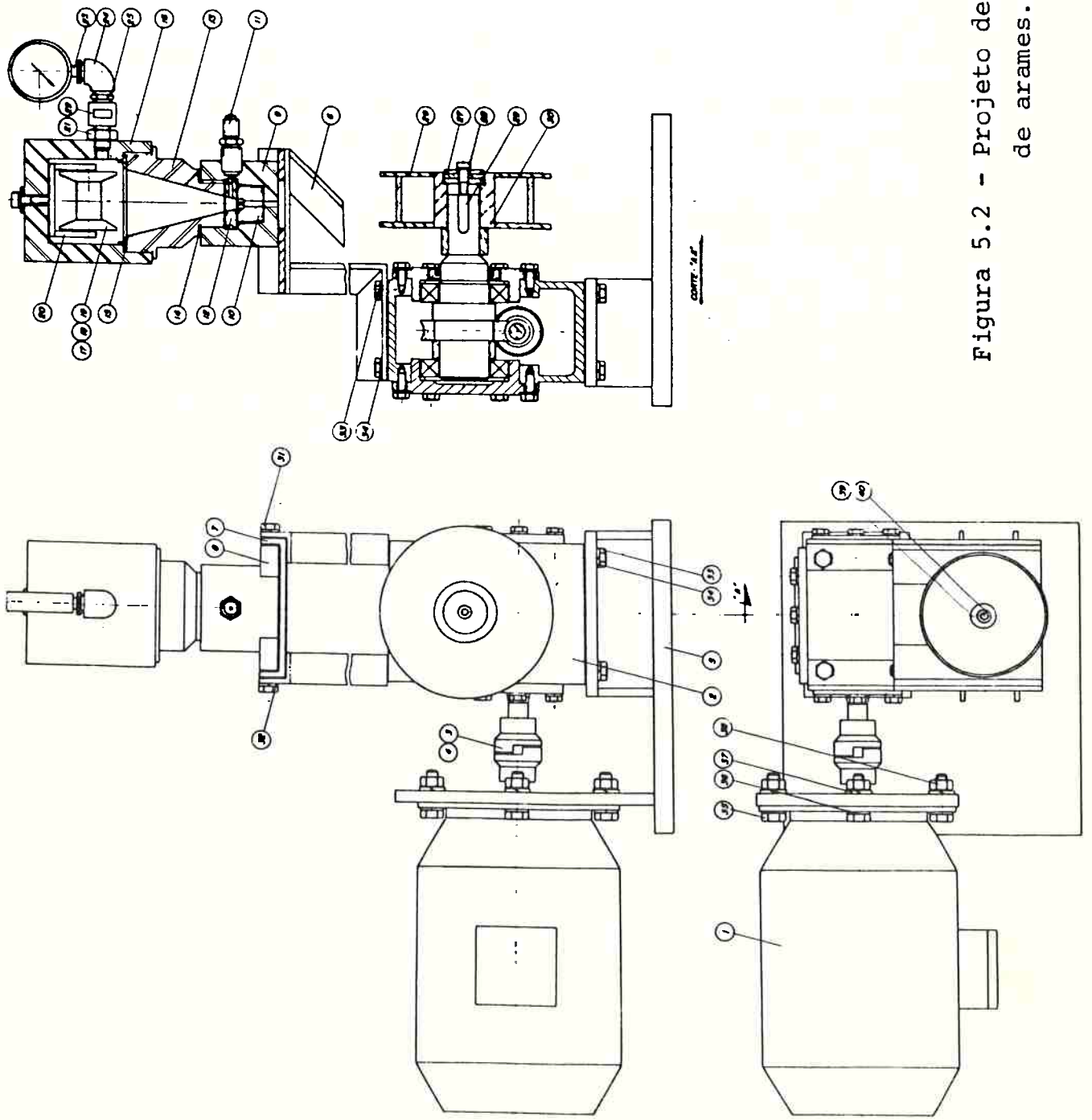


Figura 5.1(a) - Esquema de ligações proposto para cabeçote trefilador hidrodinâmico de barras.



40	O1	Parafuso de fixação - M 10 X 35	classe 4,8
39	O1	Arruela especial	ABNT 1020
38	O4	Parafuso de pressão - M 16	classe 5
37	O4	Arruela de pressão - M 16	
36	O4	Arruelas lisas de 17mm	classe 4,6
35	O4	Paraf. seq. R. I. - M 16 X 40	classe 5,6
34	O8	Arruelas de pressão - M 10	
33	O8	Paraf. seq. R. I. - M 10 X 15	classe 4,6
32	O4	Arruela de pressão - M 10	
31	O4	Paraf. seq. R. I. - M 10 X 30	classe 4,6
30	O1	Distanciado	ABNT 1020
29	O1	Chave 8 X 10 X 40	ABNT 1020
28	O1	Paraf. seq. int. Allen - M 8 X 30	classe 4,8
27	O3	Arruela distanciada	ABNT 1020
26	O1	Tombor	ASTM A 316
25	O1	Meio tubo de 1/2" NPT	UNF
24	O1	Conexão equipada de 1/2" NPT UNF	
23	O1	Mostrador 1/2" NPT (0,250 kg/cm ²) 1 H 1 Y	
22	O1	Abutador de manobra	ABNT 1020
21	O1	Peça do tipo, de manobra	ABNT 1020
20	O1	Peça do tipo, de manobra	ASTM A 316
19	O1	Placa de carterel	ABNT 1020
18	O1	Placa de carterel	ABNT 1020
17	O1	Carterel	ABNT 1020
16	O1	Corpo superior	ABNT 1020
15	O1	Arruela de encosto	cobre
14	O1	Arruela de encosto	cobre
13	O1	Capo central	ABNT 1020
12	O1	Escota da linha	ABNT 1020
11	O1	Adaptador de entrada	ABNT 1015
10	O1	Corpo da linha	ABNT 1020
09	O1	Corpo inferior	ABNT 1020
08	O2	Banco	ABNT 1020
07	O1	Banqueta	ASTM A 316
06	O2	Superfície principal	ASTM A 316
05	O1	Base do motor e do redutor	ASTM A 316
04	O2	Chave 3,6 X 6 X 32	ABNT 1020
03	O1	Acoplamento elétrico modelo E-10 - incl. instalação	
02	O1	Motor Jevex U-5 redutor 60 incl. hidráulica	
01	O1	Motor	

Nome	Descrição e Dimensões		Material	Peso
U	Trefilador de arame		Q68	
C	Módulo de ensaios		NEF	
M	MOD N°	DISP USM	NEF	
F	Classe	Material	File	DES 2/19/81
CO	J.C.	Material	FILE	DES 2/19/81
CH		Material	FILE	DES 2/19/81
P	COMANDO GERAL		Subst. eq.	DES 2/19/81
C		Grupos	Subst. eq.	DES 2/19/81
CP		Item	Subst. eq.	DES 2/19/81

Figura 5.2 - Projeto de trefilação hidrodinâmica de arames.

5.2 - Ferramentas e Lubrificação

As ferramentas utilizadas para as diferentes baterias de ensaios foram de metal duro, conforme determinação ISO-R-1684, com núcleo classe h 10, com dureza $R_c A89$ e densidade de $14,45 \text{ g/cm}^3$. Os detalhes dimensionais encontram-se assinalados nos desenhos relativos ao sistema trefilador proposto.

Com relação à lubrificação, utilizamo-nos de dois tipos de óleos; o "Macoma R 220" e o "Tellus 32", recomendados para esses processos, ambos da Shell e com as características indicadas na Tabela 5.1.

Tabela 5.1 - Características de óleos lubrificantes.

Tipo de óleo	Densidade a 20/4 °C	Ponto de Fulgor V.A.°C	Viscosidade Cinemática (CST) °C		Índice de Viscosidade
			40	100	
Macoma R 220	0,9348	203	234,00	16,76	68
Tellus 32	0,867	220	32,13	5,40	101

5.3 - Medição de Potência Consumida

Para as medidas de potência consumida, recorreu-se a um aparelho da H & B do Brasil, Multavi-3 conectado diretamente ao motor de corrente contínua utilizado na máquina trefiladora.

5.4 - Materiais Ensaiaados

Para o desenvolvimento da parte experimental desse trabalho, fixamos dois materiais distintos, Cu e Al, com bitolas de arame variando de $\varnothing 0,7 - \varnothing 1,20$ mm com as especificações indicadas na Tabela 5.2.

Tabela 5.2 - Especificação do Al e Cu utilizados nos ensaios.

Material: Alumínio - AWS-ER 4043								
Composição Química								
Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Zn	Ti	Outros Elem.	Al
4,5-6,0%	0,8%	0,30%	0,05%	0,05%	0,10%	0,20%	0,15%	Restante
Material: Cobre C 11000 - B 250								
Composição Química								
$S_{m\acute{a}x}$	Fe		$Pb_{m\acute{a}x}$			Cu		
0,003%	traços		0,005%			99,95%		

5.5 - Propriedades Mecânicas

Para a determinação das propriedades mecânicas dos materiais ensaiados foi utilizada uma máquina de tração marca WOLPERT-AMSLER tipo 60 tuz 760, com capacidade de 60 - 120 - 300 e 600 KV, com extensor e registrador gráfico eletrônicos. Os resultados estão na Tabela 5.3.

Tabela 5.3 - Propriedades mecânicas do Cu e Al ensaiados.

Propriedades Mecânicas	Material	
	Cobre	Alumínio
Tensão limite de resistência à tração (mPa)	264	205
Tensão limite de escoamento (mPa)	200	187
Alongamento (%)	18	16

5.6 - Resultados dos Ensaios

As Tabelas de nºs. 5.4 a 5.26 apresentam os resultados de várias baterias de ensaios. Observar-se-ã, nessas Tabelas, para os dois materiais ensaiados, Cu e Al, variações de bitolas, diferentes reduções por passadas, distintas pressões médias aplicadas para a condição hidrodinâmica, diferentes velocidades de trefilação, variação de óleos lubrificantes e dados relativos a geometria da ferramenta. Os valores de potência referem-se às condições da máquina em vazio, da máquina trefilando sem pressão de óleo e, finalmente, da máquina operando com uma pressão para caracterizar a condição hidrodinâmica processual.

5.7 - Elaboração dos Programas

Para a elaboração dos programas, adotou-se uma metodologia constituída de três fases:

5.7.1 - definição dos parâmetros e variáveis a serem estudados

Nesta etapa definiu-se os valores que o programa deveria fornecer, ou seja, valores de potências, relações de tensão, coeficientes de atrito, etc. . Estes valores eram de extrema importância para a análise desse processo de trefilação proposto. Definiu-se, também, equações a serem utilizadas, baseadas nos métodos de Geleji e Avitzur.

5.7.2 - elaboração dos programas

Os programas I e II foram elaborados em linguagem Basic (vide páginas 166 e 170)..

5.7.3 - digitação dos dados experimentais

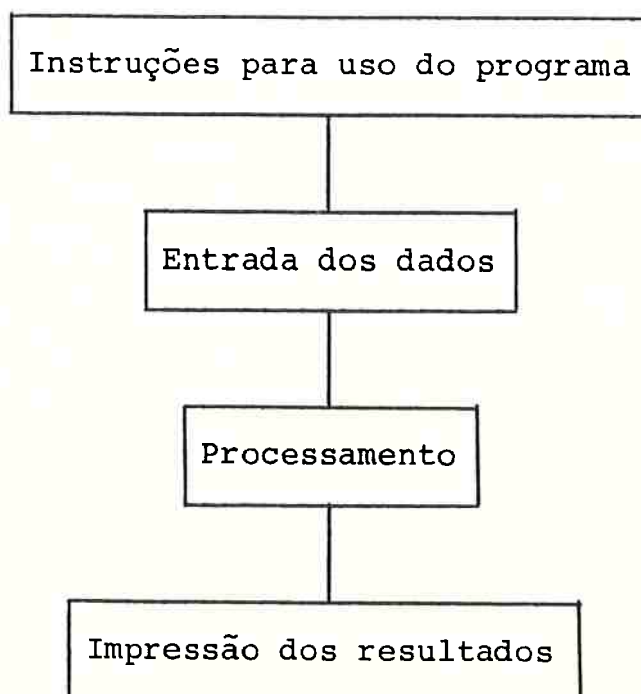
Com os programas funcionando adequadamente, foram digitados os dados experimentais, obtendo-se os valores especificados em (5.7.1).

A seguir apresentamos um esquema dos programas:

Programa I - Calcula, a partir dos dados experimentais e baseado nos métodos de Avitzur e Geleji, as relações entre a tensão teórica a que está submetido o material na saída da fieira e a tensão de escoamento deste, as potências consumidas no processo de trefilação e as relações entre a potência teórica e a potência experimental.

Programa II - Calcula, a partir dos dados experimentais, a redução do coeficiente de atrito entre o material e a ferramenta devido ao ganho de energia pela aplicação da lubrificação forçada baseada nos métodos de Avitzur e Geleji.

Ambos os programas seguem a estrutura apresentada abaixo:



5.8 - Equipamentos Utilizados para Elaboração dos Programas I e II

Os programas apresentados foram desenvolvidos em um micro-computador fabricado pela Prológica. O equipamento é constituído por um monitor de video, mesa de teclados, gabinete e impressora que estão especificados a seguir:

- gabinete

É composto por uma unidade central de processamento (UPC), cujo processador é da marca Intel 8088 de 16 bits com Clock de 4,77 MHz, uma unidade de disco flexível (dupla densidade, dupla fase, com 360 kB formatado), uma unidade de disco rígido Winchester de 10 MB, além de 2 placas de memória com 320 kB cada uma e um alto falante de 2 pol. e 8 ohms.

- monitor de vídeo

Tela monocromática verde com resolução de 640 x 200 pontos contendo 80 colunas x 25 linhas. Pode-se trabalhar em modo texto ou gráfico.

- mesa de teclados

Os teclados apresentam-se semelhantes a uma máquina de escrever e compõem-se de 5 conjuntos além de um processador 8039.

a) teclado principal: apresenta as teclas alfanuméricas e de controle.

b) teclas especiais: executam funções determinadas quando pressionadas como ativar impressora, limpar tecla,

c) teclas de controle do cursor: utilizadas para posicionar o cursor.

d) teclas de funções e auxiliares.

- impressora

Impressora da marca P 720 XT com velocidade de impressão de 250 cps (caracteres por segundo). Para documentos que exijam qualidade de carta (NLQ) a impressora opera com uma velocidade de 55 cps. A impressora é bidimensional com percurso otimizado.

Tabela 5.4

PROCESSO DE TREFILAÇÃO - DADOS EXPERIMENTAIS				
Material		- Al (AWS-ER 4043)		
Óleo Lubrificante		- Tellus 32 (Shell)		
Perfil		- Redondo		
Bitola Entrada		- \varnothing 0,80 mm		
Bitola Saída		- \varnothing 0,70 mm		
Pressão na Fieira		- mín. 40 mPa - máx. 42 mPa		
Ângulo da Ferramenta - 30°				
Potência em Vazio (W)	Potência com Lubrificação Norma (sem pressão) (W)	Potência com Lubrificação Forçada (com pressão) (W)	Velocidade de Trefilação $V_t = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1.000}$ (m/min) d = diâm. tambor n = rot. tambor	Redução por Passada $\eta = \frac{d_0^2}{d_1^2}$ (%)
38	42	40	3,74	23,44
92,2	102	95,4	7,66	23,44
158	171	162,2	11,87	23,44
225	243,6	234	16,17	23,44
300	337,5	325	19,93	23,44
370	414	402	23,96	23,44

Tabela 5.5

PROCESSO DE TREFILAÇÃO - DADOS EXPERIMENTAIS				
Material		- Al (AWS-ER 4043)		
Óleo Lubrificante		- Macoma 220 (Shell)		
Perfil		- Redondo		
Bitola Entrada		- \varnothing 0,80 mm		
Bitola Saída		- \varnothing 0,70 mm		
Pressão na Fieira		- mín. 41 mPa - máx. 42 mPa		
Ângulo da Ferramenta		- 30°		
Potência em Vazio (W)	Potência com Lubrificação Norma (sem pressão) (W)	Potência com Lubrificação Forçada (com pressão) (W)	Velocidade de Trefilação $V_t = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1.000}$ (m/min) d = diâm. tambor n = rot. tambor	Redução por Passada $\eta = \frac{d_0^2}{d_1^2}$ (%)
42,5	49,5	47,1	3,60	23,44
105	120	115,2	7,73	23,44
190,5	211,5	199,5	11,55	23,44
268	296,4	288,6	16,00	23,44
354	390	378	20,10	23,44
339	473,4	460,2	27,79	23,44

Tabela 5.6

PROCESSO DE TREFILAÇÃO - DADOS EXPERIMENTAIS				
Material		- Cu 99,98% (ASTM-B 250) C 11000		
Óleo Lubrificante		- Macoma 220 (Shell)		
Perfil		- Redondo		
Bitola Entrada		- \varnothing 0,80 mm		
Bitola Saída		- \varnothing 0,70 mm		
Pressão na Fieira		- mín. 61 mPa - máx. 63 mPa		
Ângulo da Ferramenta		- 30%		
Potência em Vazio (W)	Potência com Lubrificação Norma (sem pressão) (W)	Potência com Lubrificação Forçada (com pressão) (W)	Velocidade de Trefilação $V_t = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1.000}$ (m/min) d = diâm. tambor n = rot. tambor	Redução por Passada $\eta = \frac{d_0^2}{d_1^2}$ (%)
48,2	59,4	56,5	5,03	23,44
118,6	138	132,8	9,93	23,44
192	234	225,2	15,20	23,44
280,6	324	317,6	21,14	23,44
386	453	440	25,80	23,44
485	572	548	30,20	23,44

Tabela 5.7

PROCESSO DE TREFILAÇÃO - DADOS EXPERIMENTAIS				
Material		- Cu 99,98% (ASTM-B 250) C 11000		
Óleo Lubrificante		- Tellus 32 (Shell)		
Perfil		- Redondo		
Bitola Entrada		- \varnothing 0,80 mm		
Bitola Saída		- \varnothing 0,70 mm		
Pressão na Fieira		- mín. 60 mPa - máx. 62 mPa		
Ângulo da Ferramenta		- 30°		
Potência em Vazio (W)	Potência com Lubrificação Norma (sem pressão) (W)	Potência com Lubrificação Forçada (com pressão) (W)	Velocidade de Trefilação $v_t = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1.000}$ (m/min) d = diâm. tambor n = rot. tambor	Redução por Passada $\eta = \frac{d_0^2}{d_1^2}$ (%)
52,8	63,6	59,6	7,71	23,44
114,2	151,2	148,4	15,67	23,44
202,6	246,6	234,5	24,55	23,44
296	360	346	33,26	23,44
375	452	438	40,41	23,44
482,8	583,2	576	48,19	23,44

Tabela 5.8

PROCESSO DE TREFILAÇÃO - DADOS EXPERIMENTAIS				
Material		- Cu 99,98% (ASTM-B 250) C 11000		
Óleo Lubrificante		- Macoma 220 (Shell)		
Perfil		- Redondo		
Bitola Entrada		- \varnothing 0,80 mm		
Bitola Saída		- \varnothing 0,70 mm		
Pressão na Fieira		- mín. 60 mPa - máx. 64 mPa		
Ângulo da Ferramenta		- 30°		
Potência em Vazio (W)	Potência com Lubrificação Norma (sem pressão) (W)	Potência com Lubrificação Forçada (com pressão) (W)	Velocidade de Trefilação $V_t = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1.000}$ (m/min) d = diâm. tambor n = rot. tambor	Redução por Passada $\eta = \frac{d_0^2}{d_1^2}$ (%)
57	69	65,6	7,63	23,44
116,8	166,8	156,2	15,27	23,44
220,6	262,8	255,2	24,25	23,44
310,4	379,2	370,2	32,93	23,44
425	510	492	40,37	23,44
518	630	615,6	48,02	23,44

Tabela 5.9

PROCESSO DE TREFILAÇÃO - DADOS EXPERIMENTAIS				
Material		- Cu 99,98% (ASTM-B 250) C 11000		
Óleo Lubrificante		- Tellus 32 (Shell)		
Perfil		- Redondo		
Bitola Entrada		- \varnothing 0,80 mm		
Bitola Saída		- \varnothing 0,70 mm		
Pressão na Fieira		- mín. 59 mPa - máx. 63 mPa		
Ângulo da Ferramenta		- 30°		
Potência em Vazio (W)	Potência com Lubrificação Norma (sem pressão) (W)	Potência com Lubrificação Forçada (com pressão) (W)	Velocidade de Trefilação $V_t = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1.000}$ (m/min) d = diâm. tambor n = rot. tambor	Redução por Passada $\eta = \frac{d_0^2}{d_1^2}$ (%)
52,2	64,5	61,4	6,40	23,44
122,4	149,4	142,2	12,55	23,44
206,2	243	227	19,39	23,44
289,2	351,6	330,8	26,32	23,44
388,4	468	444,5	32,36	23,44
503,2	594	562	39,34	23,44

Tabela 5.10

PROCESSO DE TREFILAÇÃO - DADOS EXPERIMENTAIS				
Material		- Cu 99,98% (ASTM-B 250) C 11000		
Óleo Lubrificante		- Macoma 220 (Shell)		
Perfil		- Redondo		
Bitola Entrada		- \varnothing 0,80 mm		
Bitola Saída		- \varnothing 0,70 mm		
Pressão na Fieira		- mín. 61 mPa - máx. mPa		
Ângulo da Ferramenta		- 30°		
Potência em Vazio (W)	Potência com Lubrificação Norma (sem pressão) (W)	Potência com Lubrificação Forçada (com pressão) (W)	Velocidade de Trefilação $V_t = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1.000}$ (m/min) d = diâm. tambor n = rot. tambor	Redução por Passada $\eta = \frac{d_0^2}{d_1^2}$ (%)
58	70,5	67,4	6,27	23,44
133,6	163,2	155	12,60	23,44
212,4	256,5	250,4	19,54	23,44
308,4	369,6	360	25,44	23,44
445,6	525	498	33,52	23,44
596,4	720	697,6	39,52	23,44

Tabela 5.11

PROCESSO DE TREFILAÇÃO - DADOS EXPERIMENTAIS				
Material		- Cu 99,98% (ASTM-B 250) C 11000		
Óleo Lubrificante		- Tellus 32 (Shell)		
Perfil		- Redondo		
Bitola Entrada		- \varnothing 0,90 mm		
Bitola Saída		- \varnothing 0,81 mm		
Pressão na Fieira		- mín. 59 mPa - máx. 62 mPa		
Ângulo da Ferramenta		- 30°		
Potência em Vazio (W)	Potência com Lubrificação Norma (sem pressão) (W)	Potência com Lubrificação Forçada (com pressão) (W)	Velocidade de Trefilação $V_t = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1.000}$ (m/min) d = diâm. tambor n = rot. tambor	Redução por Passada $\eta = \frac{d_0^2}{d_1^2}$ (%)
64,2	86,1	82	7,89	19,00
150,4	186	173,5	15,87	19,00
249,6	309,6	288,4	22,35	19,00
372,4	468	418	33,29	19,00
498,4	601,5	581	39,89	19,00
690,6	738	706	48,46	19,00

Tabela 5.12

PROCESSO DE TREFILAÇÃO - DADOS EXPERIMENTAIS				
Material		- Cu 99,98% (ASTM-B 250) C 11000		
Óleo Lubrificante		- Macoma 220 (Shell)		
Perfil		- Redondo		
Bitola Entrada		- \varnothing 0,90 mm		
Bitola Saída		- \varnothing 0,81 mm		
Pressão na Fieira		- mín. 62 mPa. - máx. 64 mPa		
Ângulo da Ferramenta		- 30°		
Potência em Vazio (W)	Potência com Lubrificação Norma (sem pressão) (W)	Potência com Lubrificação Forçada (com pressão) (W)	Velocidade de Trefilação $V_t = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1.000}$ (m/min) d = diâm. tambor n = rot. tambor	Redução por Passada $\eta = \frac{d_0^2}{d_1^2}$ (%)
58,6	90	87,5	7,90	19,00
160,4	205,2	192,8	15,79	19,00
280,2	351	340,4	24,40	19,00
394	480	466,6	32,18	19,00
502,6	610,5	590	39,97	19,00
614,5	738	714	49,87	19,00

Tabela 5.13

PROCESSO DE TREFILAÇÃO - DADOS EXPERIMENTAIS				
Material	- Cu 99,98% (ASTM-B 250) C 11000			
Óleo Lubrificante	- Tellus 32 (Shell)			
Perfil	- Redondo			
Bitola Entrada	- \varnothing 1,15 mm			
Bitola Saída	- \varnothing 1,01 mm			
Pressão na Fieira	- mín. 58 mPa - máx. 64 mPa			
Ângulo da Ferramenta	- 30°			
Potência em Vazio (W)	Potência com Lubrificação Norma (sem pressão) (W)	Potência com Lubrificação Forçada (com pressão) (W)	Velocidade de Trefilação $V_t = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1.000}$ (m/min) d = diâm. tambor n = rot. tambor	Redução por Passada $\eta = \frac{d_0^2}{d_1^2}$ (%)
60,8	84	68	5,76	22,87
148	183	164,2	10,20	22,87
225,2	277,2	247	15,72	22,87
226,6	402	371,2	21,71	22,87
435	525	475	26,70	22,87
595	720	564,4	32,24	22,87

Tabela 5.14

PROCESSO DE TREFILAÇÃO - DADOS EXPERIMENTAIS				
Material		- Cu 99,98% (ASTM-B 250) C 11000		
Óleo Lubrificante		- Macoma 220 (Shell)		
Perfil		- Redondo		
Bitola Entrada		- \varnothing 1,15 mm		
Bitola Saída		- \varnothing 1,01 mm		
Pressão na Fieira		- mín. 59 mPa - máx. 63 mPa		
Ângulo da Ferramenta		- 30°		
Potência em Vazio (W)	Potência com Lubrificação Norma (sem pressão) (W)	Potência com Lubrificação Forçada (com pressão) (W)	Velocidade de Trefilação $V_t = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1.000}$ (m/min) d = diâm. tambor n = rot. tambor	Redução por Passada $\eta = \frac{d_0^2}{d_1^2}$ (%)
38,6	43	40,6	5,04	22,87
161,6	202,2	189,6	10,32	22,87
248	315	291,6	15,57	22,87
356,6	440,4	410	21,35	22,87
469,6	562,5	522	26,28	22,87
574	702	676	31,54	22,87

Tabela 5.15

PROCESSO DE TREFILAÇÃO - DADOS EXPERIMENTAIS				
Material		- Cu 99,98% (ASTM-B 250) C 11000		
Óleo Lubrificante		- Tellus 32 (Shell)		
Perfil		- Redondo		
Bitola Entrada		- \varnothing 1,15 mm		
Bitola Saída		- \varnothing 1,01 mm		
Pressão na Fieira		- mín. 61 mPa - máx. 65 mPa		
Ângulo da Ferramenta		- 30°		
Potência em Vazio (W)	Potência com Lubrificação Norma (sem pressão) (W)	Potência com Lubrificação Forçada (com pressão) (W)	Velocidade de Trefilação $V_t = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1.000}$ (m/min) d = diâm. tambor n = rot. tambor	Redução por Passada $\eta = \frac{d_0^2}{d_1^2}$ (%)
62,4	79,5	74	6,42	22,87
146,2	181,2	176,4	12,84	22,87
248,6	306	286,4	18,52	22,87
288,4	432	421	26,50	22,87
465	555	541	33,10	22,87
598	720	708,4	41,38	22,87

Tabela 5.16

PROCESSO DE TREFILAÇÃO - DADOS EXPERIMENTAIS				
Material		- Cu 99,98% (ASTM-B 250) C 11000		
Óleo Lubrificante		- Macoma 220 (Shell)		
Perfil		- Redondo		
Bitola Entrada		- \varnothing 1,15 mm		
Bitola Saída		- \varnothing 1,01 mm		
Pressão na Fieira		- mín. 60 mPa - máx. 63 mPa		
Ângulo da Ferramenta		- 30°		
Potência em Vazio (W)	Potência com Lubrificação Norma (sem pressão) (W)	Potência com Lubrificação Forçada (com pressão) (W)	Velocidade de Trefilação $V_t = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1.000}$ (m/min) d = diâm. tambor n = rot. tambor	Redução por Passada $\eta = \frac{d_0^2}{d_1^2}$ (%)
68	84	80,5	6,45	22,87
146	180	170	12,78	22,87
234,2	286,2	259,5	19,88	22,87
312	388,8	365,6	26,80	22,87
405	495	474,5	33,35	22,87
532	648	616	42,25	22,87

Tabela 5.17

PROCESSO DE TREFILAÇÃO - DADOS EXPERIMENTAIS				
Material	-	Cu 99,98% (ASTM-B 250) C 11000		
Óleo Lubrificante	-	Macoma 220 (Shell)		
Perfil	-	Redondo		
Bitola Entrada	-	Ø 1,15 mm		
Bitola Saída	-	Ø 1,01 mm		
Pressão na Fieira	-	mín. 60 mPa - máx. 63 mPa		
Ângulo da Ferramenta	-	30°		
Potência em Vazio (W)	Potência com Lubrificação Norma (sem pressão) (W)	Potência com Lubrificação Forçada (com pressão) (W)	Velocidade de Trefilação $V_t = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1.000}$ (m/min) d = diâm. tambor n = rot. tambor	Redução por Passada $\eta = \frac{d_0^2}{d_1^2}$ (%)
78,6	109,5	86	7,81	22,87
180,2	227,4	214	15,39	22,87
288,2	360	344,7	24,04	22,87
396	498	477,6	32,63	22,87
524	645	615	40,49	22,87
662	810	765	48,43	22,87

Tabela 5.18

PROCESSO DE TREFILAÇÃO - DADOS EXPERIMENTAIS				
Material	-	Al (AWS-ER 4043)		
Óleo Lubrificante	-	Tellus 32 (Shell)		
Perfil	-	Redondo		
Bitola Entrada	-	Ø 1,20 mm		
Bitola Saída	-	Ø 1,01 mm		
Pressão na Fieira	-	mín. 42 mPa - máx. 44 mPa		
Ângulo da Ferramenta	-	30°		
Potência em Vazio (W)	Potência com Lubrificação Norma (sem pressão) (W)	Potência com Lubrificação Forçada (com pressão) (W)	Velocidade de Trefilação $V_t = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1.000}$ (m/min) d = diâm. tambor n = rot. tambor	Redução por Passada $\eta = \frac{d_0^2}{d_1^2}$ (%)
45,6	56,1	53,6	3,87	29,16
110	132	119,2	7,83	29,16
182	216	198,6	11,43	29,16
258	309	282	16,19	29,16
342,2	393	362,5	20,18	29,16
401,8	462,6	429,5	24,97	29,16

Tabela 5.19

PROCESSO DE TREFILAÇÃO - DADOS EXPERIMENTAIS				
Material		- Al (AWR-ER 4043)		
Óleo Lubrificante		- Macoma 220 (Shell)		
Perfil		- Redondo		
Bitola Entrada		- \varnothing 1,20 mm		
Bitola Saída		- \varnothing 1,01 mm		
Pressão na Fieira		- mín. 40 mPa - máx. 43 mPa		
Ângulo da Ferramenta		- 30°		
Potência em Vazio (W)	Potência com Lubrificação Norma (sem pressão) (W)	Potência com Lubrificação Forçada (com pressão) (W)	Velocidade de Trefilação $V_t = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1.000}$ (m/min) d = diâm. tambor n = rot. tambor	Redução por Passada $\eta = \frac{d_0^2}{d_1^2}$ (%)
59	69	63,8	4,14	29,16
124,2	145,2	132,8	7,62	29,16
202,8	244,8	226,8	11,51	29,16
306,4	360	341,6	15,89	29,16
407,6	482	438	18,66	29,16
502,8	594	562	23,56	29,16

Tabela 5.20

PROCESSO DE TREFILAÇÃO - DADOS EXPERIMENTAIS				
Material		- Al (AWS-ER 4043)		
Óleo Lubrificante		- Tellus 32 (Shell)		
Perfil		- Redondo		
Bitola Entrada		- Ø 1,20 mm		
Bitola Saída		- Ø 1,15 mm		
Pressão na Fieira		- mín. 42 mPa - máx. 45 mPa		
Ângulo da Ferramenta		- 30°		
Potência em Vazio (W)	Potência com Lubrificação Norma (sem pressão) (W)	Potência com Lubrificação Forçada (com pressão) (W)	Velocidade de Trefilação $V_t = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1.000}$ (m/min) d = diâm. tambor n = rot. tambor	Redução por Passada $\eta = \frac{d_0^2}{d_1^2}$ (%)
40,2	44,4	42,2	3,66	8,16
100,4	108	92,2	7,44	8,16
172,4	187,2	182,2	11,68	8,16
244	264	256	15,60	8,16
328	360	338,6	19,67	8,16
445,8	505,8	463	23,59	8,16

Tabela 5.21

PROCESSO DE TREFILAÇÃO - DADOS EXPERIMENTAIS				
Material - Al (AWS-ER 4043)				
Óleo Lubrificante - Tellus 32 (Shell)				
Perfil - Redondo				
Bitola Entrada - \varnothing 1,20 mm				
Bitola Saída - \varnothing 1,15 mm				
Pressão na Fieira - mín. 42 mPa - máx. 44 mPa				
Ângulo da Ferramenta - 30°				
Potência em Vazio (W)	Potência com Lubrificação Norma (sem pressão) (W)	Potência com Lubrificação Forçada (com pressão) (W)	Velocidade de Trefilação $V_t = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1.000}$ (m/min) d = diâm. tambor n = rot. tambor	Redução por Passada $\eta = \frac{d_0^2}{d_1^2}$ (%)
48	57,6	52,4	6,32	8,16
116	138	122,6	12,32	8,16
196,4	230,4	215,2	19,39	8,16
284	324	298,8	26,55	8,16
378	435	404,6	33,41	8,16
459,6	531	488,4	40,39	8,16

Tabela 5.22

PROCESSO DE TREFILAÇÃO - DADOS EXPERIMENTAIS				
Material		- Al (AWS-ER 4043)		
Óleo Lubrificante		- Tellus 32 (Shell)		
Perfil		- Redondo		
Bitola Entrada		- \varnothing 1,20 mm		
Bitola Saída		- \varnothing 1,15 mm		
Pressão na Fieira		- mín. 41 mPa - máx. 44 mPa		
Ângulo da Ferramenta		- 30°		
Potência em Vazio (W)	Potência com Lubrificação Norma (sem pressão) (W)	Potência com Lubrificação Forçada (com pressão) (W)	Velocidade de Trefilação $V_t = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1.000}$ (m/min) d = diâm. tambor n = rot. tambor	Redução por Passada $\eta = \frac{d_0^2}{d_1^2}$ (%)
53,5	66	61,2	7,48	8,16
124,4	150	138,6	15,34	8,16
207,5	247,5	229,4	24,32	8,16
314,8	376,8	348,4	32,33	8,16
410,8	474	440,6	40,42	8,16
488,4	576	542,2	44,90	8,16

Tabela 5.23

PROCESSO DE TREFILAÇÃO - DADOS EXPERIMENTAIS				
Material		- Al (AWS-ER 4043)		
Óleo Lubrificante		- Macoma 220 (Shell)		
Perfil		- Redondo		
Bitola Entrada		- \varnothing 1,20 mm		
Bitola Saída		- \varnothing 1,15 mm		
Pressão na Fieira		- mín. 42 mPa - máx. 45 mPa		
Ângulo da Ferramenta		- 30°		
Potência em Vazio (W)	Potência com Lubrificação Norma (sem pressão) (W)	Potência com Lubrificação Forçada (com pressão) (W)	Velocidade de Trefilação $V_t = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1.000}$ (m/min) d = diâm. tambor n = rot. tambor	Redução por Passada $\eta = \frac{d_0^2}{d_1^2}$ (%)
51,2	58,2	54,6	7,81	8,16
114,6	138	123,6	15,72	8,16
190	225	206,8	24,22	8,16
268,4	312	288,4	32,93	8,16
380,8	442,5	424,6	40,71	8,16
468,4	554,5	512,4	48,12	8,16

Tabela 5.24

PROCESSO DE TREFILAÇÃO - DADOS EXPERIMENTAIS				
Material	- Al (AWS-ER 4043)			
Óleo Lubrificante	- Macoma 220 (Shell)			
Perfil	- Redondo			
Bitola Entrada	- \varnothing 1,20 mm			
Bitola Saída	- \varnothing 1,15 mm			
Pressão na Fieira	- mín. 39 mPa - máx. 43 mPa			
Ângulo da Ferramenta	- 30°			
Potência em Vazio (W)	Potência com Lubrificação Norma (sem pressão) (W)	Potência com Lubrificação Forçada (com pressão) (W)	Velocidade de Trefilação $V_t = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1.000}$ (m/min) d = diâm. tambor n = rot. tambor	Redução por Passada $\eta = \frac{d_0^2}{d_1^2}$ (%)
38,5	43,5	40,7	3,66	8,16
97,4	107,4	104,2	7,57	8,16
162,3	183,6	171,8	11,41	8,16
241,4	264	254,2	15,82	8,16
300,6	346,5	326,4	18,70	8,16
387,6	439,2	409,8	23,88	8,16

Tabela 5.25

PROCESSO DE TREFILAÇÃO - DADOS EXPERIMENTAIS				
Material		- Cu 99,98% (ASTM-B 250) C 11000		
Óleo Lubrificante		- Macoma 220 (Shell)		
Perfil		- Redondo		
Bitola Entrada		- \varnothing 1,28 mm		
Bitola Saída		- \varnothing 1,15 mm		
Pressão na Fieira		- mín. 60 mPa - máx. 63 mPa		
Ângulo da Ferramenta		- 30°		
Potência em Vazio (W)	Potência com Lubrificação Norma (sem pressão) (W)	Potência com Lubrificação Forçada (com pressão) (W)	Velocidade de Trefilação $V_t = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1.000}$ (m/min) d = diâm. tambor n = rot. tambor	Redução por Passada $\eta = \frac{d_0^2}{d_1^2}$ (%)
70,2	96	86,6	7,90	12,28
155,2	210	188,2	15,57	19,28
261,6	342	317,5	24,17	18,28
380,2	468	432,6	33,53	19,28
481,6	615	574,2	40,83	19,28
632	756	695,8	48,40	19,28

Tabela 5.26

PROCESSO DE TREFILAÇÃO - DADOS EXPERIMENTAIS				
Material	-	Cu 99,98% (ASTM-B 250) C 11000		
Óleo Lubrificante	-	Tellus 32 (Shell)		
Perfil	-	Redondo		
Bitola Entrada	-	Ø 1,28 mm		
Bitola Saída	-	Ø 1,15 mm		
Pressão na Fieira	-	mín. 61 mPa - máx. 64 mPa		
Ângulo da Ferramenta	-	30°		
Potência em Vazio (W)	Potência com Lubrificação Norma (sem pressão) (W)	Potência com Lubrificação Forçada (com pressão) (W)	Velocidade de Trefilação $V_t = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1.000}$ (m/min) d = diâm. tambor n = rot. tambor	Redução por Passada $\eta = \frac{d_0^2}{d_1^2}$ (%)
68,8	93	86,2	7,93	19,28
156,2	204	181,4	15,72	19,28
230,6	315	284,8	24,55	19,28
352,8	432	404,6	33,27	19,28
482,6	570	522,8	40,86	19,28
602,4	756	682,6	49,09	19,28

Programa I

Determinação de potências e relações entre potências a partir de dados experimentais utilizando-se dos métodos teóricos de Avitzur e Geleji.

```

10  CLS: CLEAR
20  DIM Q(4), TO(3), V(4), L(4), FI(4), Z(4), J(4), TG(4), FR(4)
30  DIM T(4,3,4), F(4,3,4), W(4,3,4), WV(4,3,36), WSP(4,3,36), MCP(4,3,36)
40  DIM VE(36), P(15,4,36), M*(4,3,36), DIF(4,3,36), REL(15,4,36)
50  A$(1)="EXPR DE AVITZUR"
60  A$(2)="MET DE GELEJI"
70  K$(1)="POTENCIA EM VAZIO"
80  K$(2)="POTENCIA S/ CARGA"
90  K$(3)="POTENCIA C/ CARGA"
100 K$(4)="DIF (SEM CARGA-VAZIO)"
110 K$(5)="(POT TEORICA/DIF)"
120 LOCATE 5,10
130 PRINT"ATENÇÃO PARA ALGUNS DADOS IMPORTANTES NO USO DO PROGRAMA"
140 LOCATE 8,1
150 PRINT"O NUMERO MAXIMO DE REDUÇÕES QUE PODE SER INSERIDO É 6"
160 LOCATE 10,1
170 PRINT"DEVEM SER INSERIDOS OS DADOS PARA CADA REDUÇÃO"
180 LOCATE 12,1
190 PRINT"EM CADA REDUÇÃO DIGITE NO MAXIMO 4 ANGULOS,3 ELEMENTOS E 36 VELOCIDADES"
200 LOCATE 18,1
210 PRINT"(APORTE QUALQUER TECLA)"
220 F$=INKEY$:IF F$="" THEN 220
230 CLS
240 LOCATE 1,1
250 INPUT"NUMERO DE REDUÇÕES,NR:";NR
260 PRINT"Informação CORRETA ? (S/N)"
270 F$=INKEY$:IF F$="" THEN 270
280 IF F$(">S" AND F$(">S" AND F$(">N" AND F$(">n" THEN 270
290 IF F$="N" OR F$="n" THEN 240
300 FOR RED=1 TO NR
310 LOCATE 4,1
320 PRINT"INSIRA OS DADOS PARA A REDUÇÃO ";RED
330 LOCATE 7,1
340 INPUT "DIAMETRO ANTES DE SER TREFILADO,DO (mm) ";DO
350 PRINT"Informação CORRETA ? (S/N) "
360 F$=INKEY$:IF F$="" THEN 360
370 IF F$(">S" AND F$(">S" AND F$(">N" AND F$(">n" THEN 360
380 IF F$="N" OR F$="n" THEN 210
390 LOCATE 10,1
400 INPUT "DIAMETRO APOS SER TREFILADO,D1 (mm) ";D1
410 PRINT"Informação CORRETA ? (S/N) "
420 F$=INKEY$:IF F$="" THEN 420
430 IF F$(">S" AND F$(">S" AND F$(">N" AND F$(">n" THEN 420
440 IF F$="N" OR F$="n" THEN 390
450 LOCATE 13,1
460 INPUT "NUMERO DE ELEMENTOS,NE ";NE
470 PRINT"Informação CORRETA ? (S/N) "
480 F$=INKEY$:IF F$="" THEN 480
490 IF F$(">S" AND F$(">S" AND F$(">N" AND F$(">n" THEN 480
500 IF F$="N" OR F$="n" THEN 450
510 LOCATE 16,1
520 INPUT "NUMERO DE ANGULOS,NA ";NA
530 PRINT"Informação CORRETA ? (S/N) "
540 F$=INKEY$:IF F$="" THEN 540
550 IF F$(">S" AND F$(">S" AND F$(">N" AND F$(">n" THEN 540
560 IF F$="N" OR F$="n" THEN 510
570 LOCATE 19,1
580 INPUT "NUMERO DE VELOCIDADES,NV ";NV
590 PRINT"Informação CORRETA ? (S/N) "
600 F$=INKEY$:IF F$="" THEN 600
610 IF F$(">S" AND F$(">S" AND F$(">N" AND F$(">n" THEN 600
620 IF F$="N" OR F$="n" THEN 570
630 LOCATE 22,1

```

Cont. Programa I

```

640 INPUT "COEFICIENTE DE ATRITO,0 ";D
650 PRINT"Informação CORRETA ? (S/N) "
660 F$=INKEY$:IF F$="" THEN 660
670 IF F$(">")S" AND F$(">")s" AND F$(">")N" AND F$(">")n" THEN 660
680 IF F$="N" OR F$="n" THEN 630
690 CLS
700 XC=1
710 FOR B=1 TO NE
720 LOCATE XC,1
730 PRINT "TENSAO DE ESCORMENTO TO(";B;"") (N/mm²)";:INPUT TO(B)
740 PRINT"Informação CORRETA ? (S/N) "
750 F$=INKEY$:IF F$="" THEN 750
760 IF F$(">")S" AND F$(">")s" AND F$(">")N" AND F$(">")n" THEN 750
770 IF F$="N" OR F$="n" THEN 720
780 XC=XC+3
790 NEXT B
800 CLS
810 XC=1
820 FOR A=1 TO NA
830 LOCATE XC,1
840 PRINT"ANGULO V(";A;"") ,(EM GRAUS)=";:INPUT V(A)
850 PRINT"Informação CORRETA ? (S/N) "
860 F$=INKEY$:IF F$="" THEN 860
870 IF F$(">")S" AND F$(">")s" AND F$(">")N" AND F$(">")n" THEN 860
880 IF F$="N" OR F$="n" THEN 830
890 XC=XC+3
900 NEXT A
910 CLS
920 XC=1
930 FOR M=1 TO NV
940 LOCATE XC,1
950 PRINT"VELOCIDADE DE TREFILACAO VE(";M;"") ,(m/min)=";:INPUT VE(M)
960 PRINT"Informação CORRETA ? (S/N) "
970 F$=INKEY$:IF F$="" THEN 970
980 IF F$(">")S" AND F$(">")s" AND F$(">")N" AND F$(">")n" THEN 970
990 IF F$="N" OR F$="n" THEN 940
1000 XC=XC+3
1010 IF XC>24 THEN CLS:XC=1
1020 NEXT M
1030 CLS
1040 PRINT:PRINT:PRINT:PRINT:PRINT
1050 PRINT"PARA DIGITAR OS DADOS OBSERVADOS NA EXPERIENCIA PROCEDA DA SEGUINTE
MANEIRA"
1060 PRINT"(APORTE QUALQUER TECLA)"
1070 J$=INKEY$:IF J$="" THEN 1070
1080 PRINT
1090 PRINT"PARA CADA VALOR DE ANGULO,MATERIAL E VELOCIDADE"
1100 PRINT
1110 PRINT"DIGITE (S) CASO EXISTAM DADOS DISPONIVEIS"
1120 PRINT
1130 PRINT"PARA TAIS VALORES DIGITE OS DADOS DE POTENCIA EM VAZIO,SEM CARGA E C
OM CARGA "
1140 PRINT:PRINT:PRINT:PRINT
1150 PRINT"(APORTE QUALQUER TECLA)"
1160 Y$=INKEY$:IF Y$="" THEN 1160
1170 CLS
1180 FOR A=1 TO NA
1190 FOR B=1 TO NE
1200 XC=1
1210 FOR M=1 TO NV
1220 LOCATE XC,1
1230 PRINT"ANGULO V(";A;"") ,(EM GRAUS)=";V(A)
1240 PRINT"MATERIAL TO(";B;"") ,(N/mm²)=";TO(B)
1250 PRINT"VELOCIDADE VE(";M;"") ,(m/min)=";VE(M)
1260 PRINT"(S/N)"
1270 M$(A,B,M)=INKEY$:IF M$(A,B,M)="" THEN 1270

```

Cont. Programa I

```

1280 IF M$(A,B,M) <> "S" AND M$(A,B,M) <> "s" AND M$(A,B,M) <> "N" AND M$(A,B,M) <> "n"
    THEN 1270
1290 IF M$(A,B,M) = "S" OR M$(A,B,M) = "s" THEN 1310
1300 GOTO 1390
1310 XC = XC + 5
1320 LOCATE XC, 1
1330 INPUT "POTENCIA EM VAZIO (WATTS) = "; WV(A,B,M)
1340 WV(A,B,M) = WV(A,B,M) / 735
1350 INPUT "POTENCIA S/ CARGA (WATTS) = "; WSP(A,B,M)
1360 WSP(A,B,M) = WSP(A,B,M) / 735
1370 INPUT "POTENCIA C/ CARGA (WATTS) = "; WCP(A,B,M)
1380 WCP(A,B,M) = WCP(A,B,M) / 735
1390 XC = XC + 5
1400 IF XC > 20 THEN XC = 1:CLS
1410 NEXT M
1420 NEXT B
1430 NEXT A
1440 CLS
1450 LOCATE 12, 15
1460 PRINT "AGUARDE TEMPO DE PROCESSAMENTO"
1470 PI = 3,141592
1480 A0 = PI * D0 ^ 2 / 4
1490 A1 = PI * D1 ^ 2 / 4
1500 X = LOG(D0 / D1)
1510 R = 1 - (A1 / A0)
1520 FOR A = 1 TO NA
1530 V(A) = V(A) * PI / 180
1540 Y = (SIN(V(A))) ^ 2
1550 FA(A) = (1 / Y) * (1 - ((COS(V(A))) * ((1 - .9166666 * Y) ^ .5)) + (.087038 * LOG(1.957427108 *
/ ((.957427108 * COS(V(A))) + ((1 - .9166666 * Y) ^ .5))))))
1560 J(A) = (D0 - D1) / 2 / TAN(V(A))
1570 NEXT A
1580 FOR A = 1 TO NA
1590 FOR B = 1 TO NE
1600 C = 1
1610 T(A,B,C) = (T0(B) * (2 * FA(A) * X + 1.1547 * ((V(A) / ((SIN(V(A))) ^ 2)) - (1 / TAN(V(A))))))
+ 2 * U * ((1 / TAN(V(A))) * (1 - X) * X + .4)) / (1 + .8 * U)
1620 C = C + 1
1630 KFM = 1.075 * T0(B)
1640 Q(A) = (D0 + D1) * PI * J(A) / 2 / COS(V(A))
1650 KM = (KFM * (1 - (.385 * V(A)))) / (1 + (((A0 - A1) + U * Q(A)) / 2 / A1))
1660 T(A,B,C) = ((KM * ((A0 - A1) + Q(A) * U)) + (.77 * KFM * A1 * V(A))) / A1
1670 NEXT B
1680 NEXT A
1690 FOR A = 1 TO NA
1700 FOR B = 1 TO NE
1710 TR = NE * (A - 1) + B
1720 FOR C = 1 TO 2
1730 F(A,B,C) = T(A,B,C) * A1
1740 H(A,B,C) = T(A,B,C) / T0(B)
1750 FOR M = 1 TO NV
1760 P(TR,C,M) = F(A,B,C) * VE(M) / 9.8 / 4500
1770 NEXT M
1780 NEXT C
1790 FOR C = 1 TO 2
1800 FOR M = 1 TO NV
1810 IF M$(A,B,M) = "S" OR M$(A,B,M) = "s" THEN 1830
1820 GOTO 1850
1830 DIF(A,B,M) = WSP(A,B,M) - WV(A,B,M)
1840 REL(TR,C,M) = P(TR,C,M) / DIF(A,B,M)
1850 NEXT M
1860 NEXT C
1870 NEXT B
1880 NEXT A
1890 LPRINT
1900 LPRINT TAB(20); "PARAMETROS DO PROCESSO DE TREFILAÇÃO"

```


Cont. Programa I

```

1910 FOR A=1 TO NA
1920 FOR B=1 TO NE
1930 TR=NE*(A-1)+B
1940 LPRINT
1950 LPRINT TAB(2);"ANGULO=";V(A);"(rd)";TAB(27);"REDUÇAO=";R;TAB(46);"TENSÃO D
E ESCOAMENTO=";TO(B);"(N/mm²)"
1960 LPRINT
1970 LPRINT
1980 LPRINT TAB(36);"T (N/mm²)";TAB(54);"F (N)";TAB(70);"T/To"
1990 LPRINT
2000 FOR C=1 TO 2
2010 LPRINT TAB(2);A*(C);TAB(38);:LPRINT USING "#####";T(A,B,C);:LPRINT TAB(53
);:LPRINT USING "#####";F(A,B,C);:LPRINT TAB(70);:LPRINT USING "##.##";W(A,B,C)
2020 LPRINT
2030 NEXT C
2040 LPRINT
2050 LPRINT
2060 S=INT(NV/4.1)+1
2070 FOR M=0 TO S-1
2080 LPRINT TAB(7);"F(Cv)";TAB(23);"V=";VE(4*M+1);TAB(35);"V=";VE(4*M+2);TAB(47
);"V=";VE(4*M+3);TAB(59);"V=";VE(4*M+4)
2090 LPRINT TAB(23);"(m/min)";TAB(35);"(m/min)";TAB(47);"(m/min)";TAB(59);"(m/m
in)"
2100 LPRINT
2110 FOR C=1 TO 2
2120 LPRINT TAB(2);A*(C);TAB(24);:LPRINT USING "#.####";P(TR,C,(4*M+1));:LPRINT;
TAB(36);:LPRINT USING "#.####";P(TR,C,(4*M+2));:LPRINT;TAB(48);:LPRINT USING "#.
####";P(TR,C,(4*M+3));:LPRINT;TAB(60);:LPRINT USING "#.####";P(TR,C,(4*M+4))
2130 LPRINT
2140 NEXT C
2150 FOR AUX=4*M+1 TO 4*M+4
2160 IF M*(A,B,AUX)="S" OR M*(A,B,AUX)="s" THEN IND=1
2170 NEXT AUX
2180 IF IND=1 THEN 2200
2190 GOTO 2370
2200 LPRINT TAB(2);K*(1);TAB(24);:LPRINT USING "#.####";WV(A,B,(4*M+1));:LPRINT
TAB(36);:LPRINT USING "#.####";WV(A,B,(4*M+2));:LPRINT TAB(48);:LPRINT USING "#.
####";WV(A,B,(4*M+3));:LPRINT TAB(60);:LPRINT USING "#.####";WV(A,B,(4*M+4))
2210 LPRINT
2220 LPRINT TAB(2);K*(2);TAB(24);:LPRINT USING "#.####";WSP(A,B,(4*M+1));:LPRINT
TAB(36);:LPRINT USING "#.####";WSP(A,B,(4*M+2));:LPRINT TAB(48);:LPRINT USING "#.
####";WSP(A,B,(4*M+3));:LPRINT TAB(60);:LPRINT USING "#.####";WSP(A,B,(4*M+4))
2230 LPRINT
2240 LPRINT TAB(2);K*(3);TAB(24);:LPRINT USING "#.####";WCP(A,B,(4*M+1));:LPRINT
TAB(36);:LPRINT USING "#.####";WCP(A,B,(4*M+2));:LPRINT TAB(48);:LPRINT USING "#.
####";WCP(A,B,(4*M+3));:LPRINT TAB(60);:LPRINT USING "#.####";WCP(A,B,(4*M+4))
2250 LPRINT
2260 LPRINT TAB(2);K*(4);TAB(24);:LPRINT USING "#.####";DIF(A,B,(4*M+1));:LPRINT
TAB(36);:LPRINT USING "#.####";DIF(A,B,(4*M+2));:LPRINT TAB(48);:LPRINT USING "#.
####";DIF(A,B,(4*M+3));:LPRINT TAB(60);:LPRINT USING "#.####";DIF(A,B,(4*M+4))
2270 LPRINT:LPRINT
2280 LPRINT TAB(30);"RELAÇÕES DE POTENCIA"
2290 LPRINT:LPRINT
2300 FOR C=1 TO 2
2310 LPRINT TAB(2);K*(5);TAB(24);:LPRINT USING "#.####";REL(TR,C,(4*M+1));:LPRIN
T TAB(36);:LPRINT USING "#.####";REL(TR,C,(4*M+2));:LPRINT TAB(48);:LPRINT USING
"#.####";REL(TR,C,(4*M+3));:LPRINT TAB(60);:LPRINT USING "#.####";REL(TR,C,(4*M
+4))
2320 LPRINT
2330 NEXT C
2340 LPRINT
2350 LPRINT
2360 IND=0
2370 NEXT M
2380 NEXT B
2390 NEXT A
2400 CLS
2410 NEXT RED

```

Programa II

Recálculo do novo coeficiente de atrito considerando ganho de energia na lubrificação forçada (métodos de Geleji e Avitzur).

```

CLS: CLEAR
DIM TO(3), LUB$(3), MAT$(3), V(3,3,20), M$(3,3,20), MV(3,3,20), MSC(3,3,20)
DIM MCC(3,3,20), UI(3,3,20), U2(3,3,20), NV(3,3)
DIM WT1(3,3,20), WT2(3,3,20), REL(3,3,20)
A$(1)="MATERIAL="
A$(2)="TENSÃO DE ESCORAMENTO="
A$(3)="REDUÇÃO"
A$(4)="TIPO DE LUBRIFICANTE="
A$(5)="REL DE TENSÃO(T/TO)="
A$(6)="COEF DE ATRITO (u)="
B$(1)="(AVITZUR)"
B$(2)="(GELEJI)"
LOCATE 6,10
PRINT "ESTE PROGRAMA APLICA-SE AO PROCESSO DE TREFILAÇÃO E CALCULA : "
LOCATE 12,1
PRINT "A- ) O COEFICIENTE DE ATRITO ENTRE O MATERIAL E A FERRAMENTA"
PRINT " CONSIDERANDO DADOS DE POTENCIAS REAIS"
LOCATE 20,1
PRINT "(DIGITE QUALQUER TECLA)"
1 K$=INKEY$
IF K$="" THEN 1
CLS
LOCATE 3,20
PRINT "INSTRUÇÕES PARA O USO DO PROGRAMA"
LOCATE 5,1
PRINT "O PROGRAMA LHE PERGUNTARA EM ORDEM"
PRINT
PRINT "A- ) O NUMERO DE REDUÇÕES ( MAXIMO DE 6 ) E PARA CADA UMA DELAS : "
PRINT
PRINT "A.1) O VALOR DO DIAMETRO ANTES E APÓS SER TREFILADO"
PRINT "A.2) O NUMERO DE MATERIAIS ( MAXIMO DE 3 )"
PRINT "A.3) A QUANTIDADE DE TIPOS DE LUBRIFICANTES ( MAXIMO DE 3 )"
PRINT: PRINT
PRINT "EM SEGUIDA O PROGRAMA PERGUNTARA O NOME DE CADA MATERIAL ."
PRINT "O VALOR DA TENSÃO DE ESCORAMENTO DE CADA UM DELES E O NOME"
PRINT "DE CADA TIPO DE LUBRIFICANTE"
PRINT "FINALMENTE ELE PERGUNTARA O NUMERO DE VELOCIDADES E O"
PRINT "VALOR DE CADA UMA DELAS COM OS RESPECTIVOS DADOS DE"
PRINT "POTENCIA"
PRINT "CASO NAO EXISTAM DADOS DE POTENCIA DIGITE A LETRA N"
LOCATE 23,1
PRINT "(DIGITE QUALQUER TECLA)"

```

Cont. Programa II

```

2 G$=INKEY$
  IF G$="" THEN 2
CLS
4 LOCATE 1,1
  INPUT"QUAL O NUMERO DE REDUÇÕES,NR:";NR
  PRINT"(INFORMAÇÃO CORRETA ? (S/N))"
3 F$=INKEY$
  IF F$<>"S" AND F$<>"N" AND F$<>"n" AND F$<>"n" THEN 3
  IF F$="N" OR F$="n" THEN 4
  FOR RED=1 TO NR
6 LOCATE 5,1
  PRINT"INSIRA OS DADOS PARA A REDUÇÃO ";RED;"
  PRINT:PRINT
  INPUT"QUAL O DIAMETRO ANTES DE SER TREFILADO,DO (mm)";DO
  PRINT"(INFORMAÇÃO CORRETA ? (S/N))"
5 F$=INKEY$
  IF F$<>"S" AND F$<>"s" AND F$<>"N" AND F$<>"n" THEN 5
  IF F$="N" OR F$="n" THEN 6
8 LOCATE 11,1
  INPUT"QUAL O DIAMETRO APOS SER TREFILADO,D1 (mm)";D1
  PRINT"(INFORMAÇÃO CORRETA ? (S/N))"
7 F$=INKEY$
  IF F$<>"S" AND F$<>"s" AND F$<>"N" AND F$<>"n" THEN 7
  IF F$="N" OR F$="n" THEN 8
10 LOCATE 14,1
  INPUT"QUAL O NUMERO DE MATERIAIS,NM";NM
  PRINT"(INFORMAÇÃO CORRETA ? (S/N))"
9 F$=INKEY$
  IF F$<>"S" AND F$<>"s" AND F$<>"N" AND F$<>"n" THEN 9
  IF F$="N" OR F$="n" THEN 10
12 LOCATE 17,1
  INPUT"QUAL A QUANTIDADE DE TIPOS DE LUBRIFICANTES,NL";NL
  PRINT"(INFORMAÇÃO CORRETA ? (S/N))"
11 F$=INKEY$
  IF F$<>"S" AND F$<>"s" AND F$<>"N" AND F$<>"n" THEN 11
  IF F$="N" OR F$="n" THEN 12
CLS
X=1
FOR A=1 TO NM
  14 LOCATE X,1
  PRINT"QUAL O NOME DO MATERIAL";A;";MAT(";A;")";:INPUT MAT$(A)
  PRINT"QUAL A TENSÃO DE ESCORMENTO DO MATERIAL ";A;";TO(";A;") (N/mm.2)";:INPUT TO(A)
  PRINT"(INFORMAÇÕES CORRETA ? (S/N))"
13 F$=INKEY$
  IF F$<>"S" AND F$<>"s" AND F$<>"N" AND F$<>"n" THEN 13
  IF F$="N" OR F$="n" THEN 14
  X=X+4

```

Cont. Programa II

```

NEXT A
CLS
Y=8
FOR B=1 TO NL
  16 LOCATE Y,1
  PRINT"QUAL O NOME DO LUBRIFICANTE ";B;"LUB(;"B;";";:INPUT LUB$(B)
  PRINT"(INFORMAÇÃO CORRETA ? (S/N))"
  15 F$=INKEY$
  IF F$("<S") AND F$("<N") AND F$("<") THEN 15
  IF F$="N" OR F$="n" THEN 16
  Y=Y+3
NEXT B
CLS
PI=3.141592
R0=PI#D0^2/4
R1=PI#D1^2/4
R=1-(R1/R0)
FOR A=1 TO NH
  FOR B=1 TO NL
    25 LOCATE S,1
    PRINT A$(3);:PRINT RED;:PRINT "=";:PRINT USING "###.###";R
    PRINT A$(1);:PRINT MAT$(A)
    PRINT"LUBRIFICANTE=";:PRINT LUB$(B)
    PRINT:PRINT
    INPUT"QUAL O NUMERO DE VELOCIDADES,NV?";:NV(A,B)
    PRINT"(INFORMAÇÃO CORRETA ? (S/N))"
    24 F$=INKEY$
    IF F$("<S") AND F$("<N") AND F$("<") THEN 24
    IF F$="N" OR F$="n" THEN 25
    FOR C=1 TO NV(A,B)
      20 LOCATE S,1
      PRINT A$(3);:PRINT RED
      PRINT A$(1);:PRINT MAT$(A)
      PRINT"LUBRIFICANTE=";:PRINT LUB$(B)
      PRINT:PRINT
      PRINT"QUAL O NUMERO DE VELOCIDADES,NV7?";:PRINT NV(A,B)
      PRINT"(INFORMAÇÃO CORRETA ? (S/N))"
      17 M$(A,B,C)=INKEY$
      IF M$(A,B,C)("<S") AND M$(A,B,C)("<N") AND M$(A,B,C)("<") THEN 17
      IF M$(A,B,C)="N" OR M$(A,B,C)="n" THEN 18
      PRINT
      INPUT"POTENCIA EM VAZIO (WATTS)";MV(A,B,C)
      INPUT"POTENCIA S/ CARGA (WATTS)";MSC(A,B,C)
      INPUT"POTENCIA C/ CARGA (WATTS)";MCC(A,B,C)
      MV(A,B,C)=MV(A,B,C)/735
      MSC(A,B,C)=MSC(A,B,C)/735
      MCC(A,B,C)=MCC(A,B,C)/735

```

Cont. Programa II

```

18 LOCATE 23,1
PRINT"(INFORMACOES CORRETAS ? (S/N))"
19 F$=INKEY$
IF F$("<S>") AND F$("<S>") AND F$("<N>") THEN 19
IF F$="N" OR F$="n" THEN 20
CLS
NEXT C
NEXT B
NEXT A
LOCATE 12,12
PRINT"AGUARDE TEMPO DE PROCESSAMENTO"
ANG=PI/6
XO=LOG(DO/D1)
YO=(SIN(ANG))^2
Q=(DO+D1)*PI*J/2/COS(ANG)
SOMA=0
NUME=0
MEDIA=0
FOR A=1 TO NH
KFM=1.075*TO(A)
KH=((KFM*(1-(.385*ANG)))/(1+((AO-A1)+.1*Q)/2/A1))
FOR B=1 TO NL
FOR C=1 TO NV(A,B)
WT1(A,B,C)=((TO(A)*((2*1.00625*XD+(1.1547*(ANG/(SIN(ANG))^2))-1/(TAN(ANG))))+2*.1*(1/TAN(ANG)))*(1-XO)*XD+.4))/1.0
WT2(A,B,C)=((KM*(AO-A1)+QM.1))/(.77*KFM*RI*WANG)*WV(A,B,C)/44100
IF M$(A,B,C)="N" OR M$(A,B,C)="n" THEN 21
REL(A,B,C)=1-((KCC(A,B,C))/(MSC(A,B,C)))
SOMA=SOMA+REL(A,B,C)
NUME=NUME+1
21 NEXT C
NEXT B
NEXT A
MEDIA=SOMA/NUME
FOR A=1 TO NH
KFM=1.075*TO(A)
FOR B=1 TO NL
FOR C=1 TO NV(A,B)
IF M$(A,B,C)="N" OR M$(A,B,C)="n" THEN 23
WT1(A,B,C)=WT1(A,B,C)-WT1(A,B,C)*MEDIA
WT2(A,B,C)=WT2(A,B,C)-WT2(A,B,C)*MEDIA
E2=A1*WV(A,B,C)/44100
E3=(TO(A)*RI*WV(A,B,C))/44100
U1(A,B,C)=((E3*(2.013*XD+.41839))-WT1(A,B,C))/((.8*WT1(A,B,C))-2*E3*(1-XO)*XD+.4))
U2(A,B,C)=(((.77*KFM*E2*WANG)-(WT2(A,B,C)))/Q)/((KFM*WV(A,B,C)/2/A1)-((KFM*WV(A,B,C)/44100)))-((HO-A1)/Q)

```

Cont. Programa II

```

23 NEXT C
NEXT B
NEXT A
CLS
LPRINT TAB(30):"PROCESSO DE TREFILACAO"
LPRINT:LPRINT
FOR A=1 TO NM
FOR B=1 TO NL
LPRINT TAB(2):A$(1):MAT$(A)
LPRINT TAB(2):A$(2):LPRINT USING "###.##":TO(A):LPRINT " (N/###2)"
LPRINT TAB(2):A$(3):RED:LPRINT "=:":LPRINT USING "###.###":K
LPRINT TAB(2):A$(4):LUB$(B)
LPRINT:LPRINT
LPRINT TAB(16):"TABELA DO COEFICIENTE DE ATRITO ENTRE O MATERIAL"
LPRINT TAB(21):"E A FERRAMENTA EM FUNCAO DA VELOCIDADE:"
LPRINT:LPRINT
CON=INT(NM(A,B)/4.1)+1
FOR C=0 TO CON-1
FOR AUX=4*C+1 TO 4*C+4
IF M$(A,B,AUX)="S" OR M$(A,B,AUX)="S" THEN IND=1
NEXT AUX
IF IND=0 THEN 22
LPRINT TAB(23):"V=":LPRINT USING "###.##":V(A,B,(4*C+1)):LPRINT TAB(35):"V=":LPRINT USING "###.##":V(A,B,(4*C+2)):LPRINT TAB(4
7):"V=":LPRINT USING "###.##":V(A,B,(4*C+3)):LPRINT TAB(59):"V=":LPRINT USING "###.##":V(A,B,(4*C+4))
LPRINT TAB(23):"(m/min)":TAB(35):"(m/min)":TAB(47):"(m/min)":TAB(59):"(m/min)"
LPRINT
LPRINT TAB(2):A$(6):TAB(22):LPRINT USING "###.###":U1(A,B,(4*C+1)):LPRINT TAB(34):LPRINT USING "###.###":U1(A,B,(4*C+2)):
LPRINT:TAB(46):LPRINT USING "###.###":U1(A,B,(4*C+3)):LPRINT:TAB(58):LPRINT USING "###.###":U1(A,B,(4*C+4))
LPRINT TAB(6):B$(1)
LPRINT
LPRINT TAB(2):A$(6):TAB(22):LPRINT USING "###.###":U2(A,B,(4*C+1)):LPRINT:TAB(34):LPRINT USING "###.###":U2(A,B,(4*C+2)):
LPRINT:TAB(46):LPRINT USING "###.###":U2(A,B,(4*C+3)):LPRINT:TAB(58):LPRINT USING "###.###":U2(A,B,(4*C+4))
LPRINT TAB(6):B$(2)
LPRINT:LPRINT:LPRINT
22 NEXT C
NEXT B
NEXT A
NEXT RED

```

CAPÍTULO 6

ANÁLISE DOS RESULTADOS

Em função dos dados obtidos nas diferentes baterias de ensaios, resolvemos elaborar duas análises.

A primeira visou verificar a compatibilidade dos dados experimentais com as teorias disponíveis e a segunda, garantida a resposta anterior, determinar novos valores para os coeficientes de atrito na nova condição hidrodinâmica processual proposta.

Isso exigiu a elaboração de dois programas cujas listagens encontram-se no Capítulo 5.

Com base nos resultados colhidos, elaboramos alguns tipos de gráficos que nos conduzem a conclusões importantes.

Os gráficos (Fig. 6.1 e 6.2) permitem confrontar os dois critérios eleitos de Geleji e Avitzur. Neste caso, relacionamos a potência teórica obtida pelos dois critérios em função da velocidade de trefilação, para diferentes bitolas, diferentes reduções e distintos ângulos de entrada. Sobrepondo-se os dois gráficos (Fig. 6.1 e 6.2) observaremos as mesmas tendências; garantindo com isso suas utilizações como referências valiosas (vide listagens dos programas no anexo nº.1).

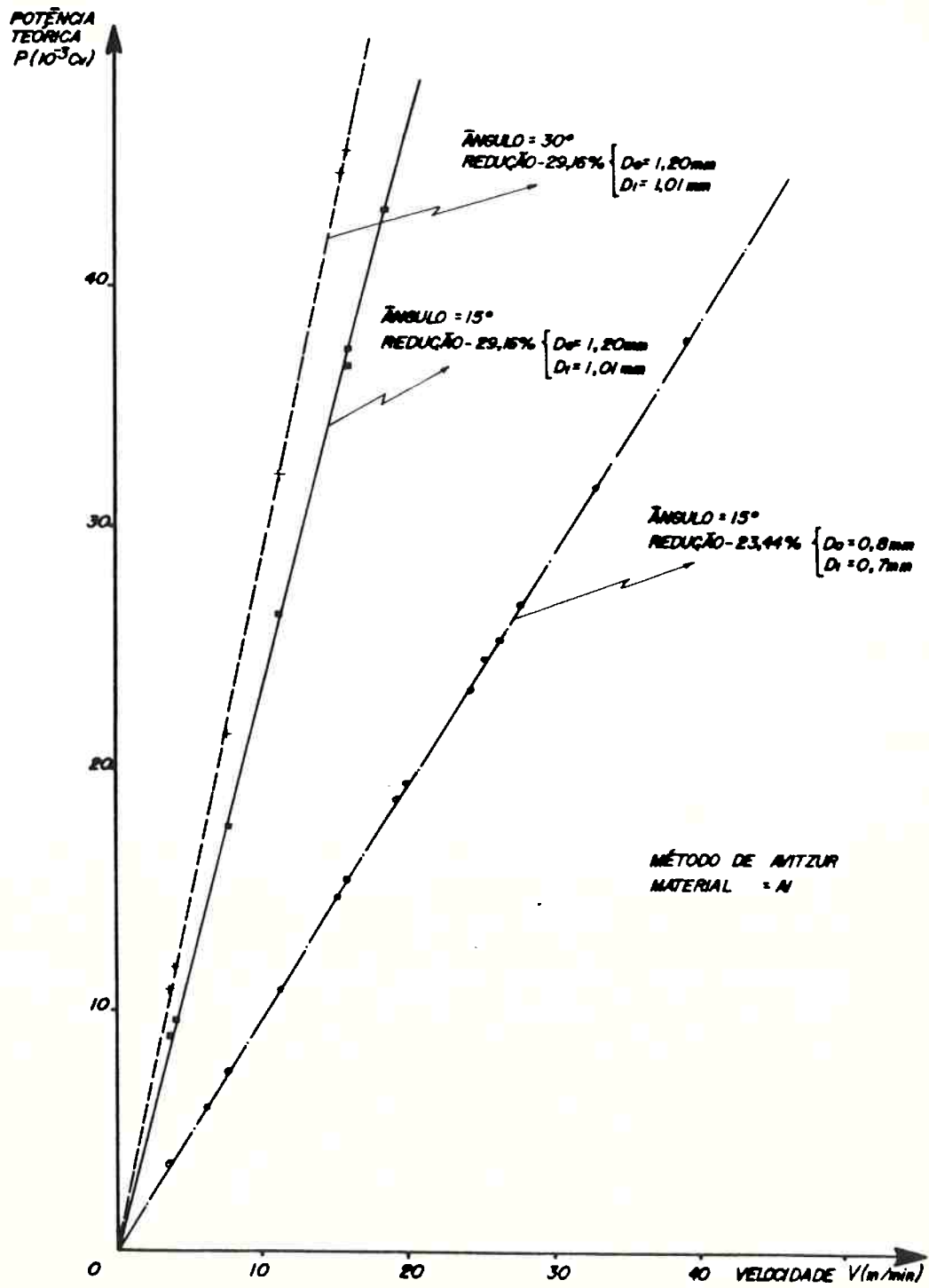


Figura 6.1 - Gráfico da potência teórica X velocidade.

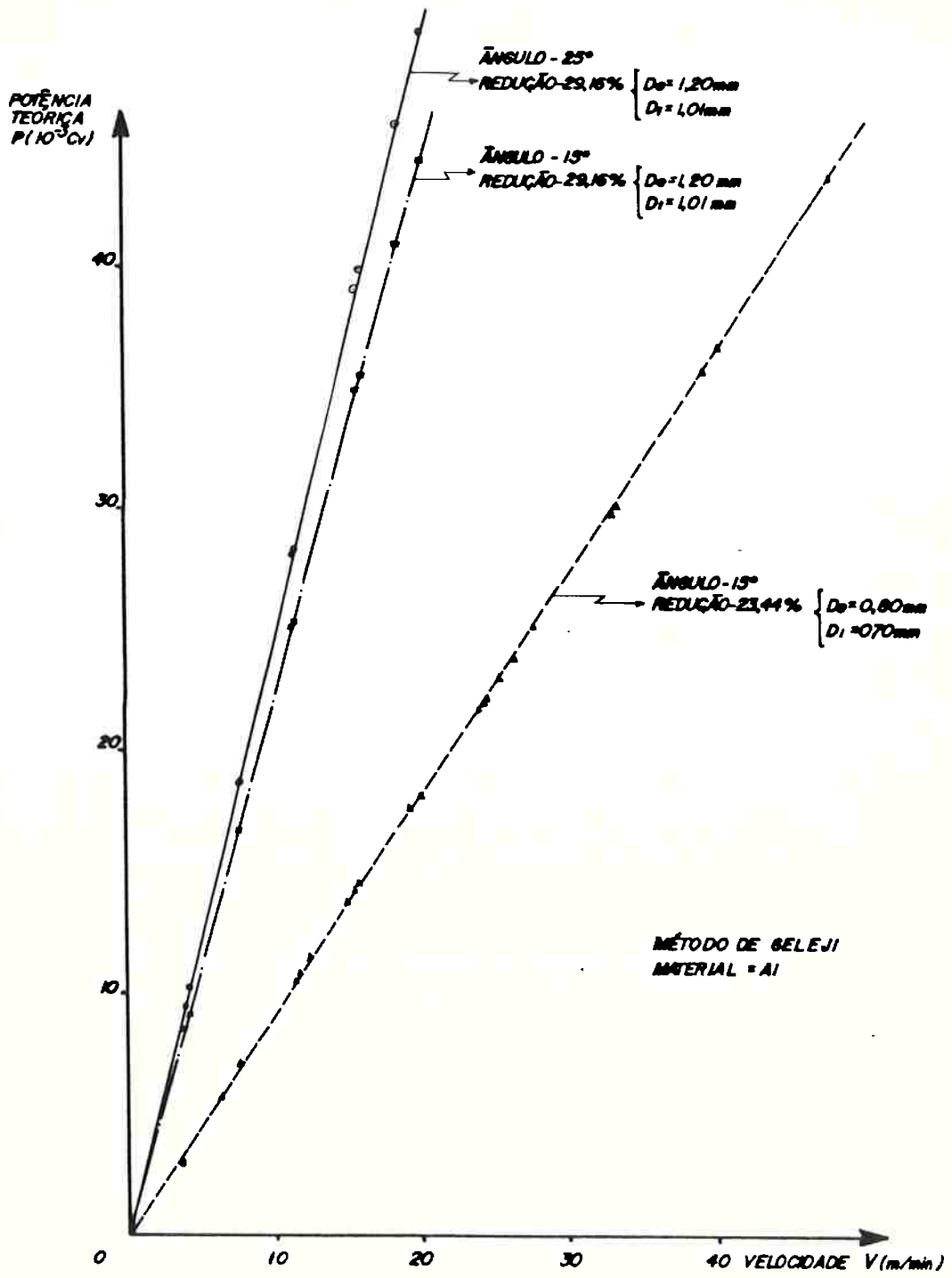


Figura 6.2 - Gráfico da potência teórica X velocidade.

Os gráficos (Figs.6.3 - 6.8) relacionam as potências reais medidas com pressão e sem pressão lubrificante em função da velocidade de trefilação para diferentes materiais (Cu e Al), para um ângulo de entrada na fieira de 30º, diferentes óleos lubrificantes, distintas reduções e diferentes diâmetros de arames.

Nesses gráficos (Figs. 6.3 - 6.8) observa-se que com o aumento da velocidade ocorre um aumento do ganho de energia quando se processa a trefilação com lubrificação forçada, ou seja, com pressão lubrificante.

Esses ganhos de energia confirmam os trabalhos realizados por Thompson e outros⁽⁸²⁾ onde se verificou a queda substancial da força de tração a medida que se aumenta a pressão do fluido lubrificante. A explicação desse fenômeno reside no fato da ocorrência de um aumento considerável na espessura da película do lubrificante determinada pelo aumento da pressão do fluido.

Outro aspecto que convém destacar é relativo aos índices de viscosidade dos dois tipos de óleos utilizados nos diferentes ensaios. Os resultados encontrados demonstram que a variação dos valores de viscosidade dos óleos lubrificantes utilizados, Macoma R 220 e Tellus 32 (vide características no Capítulo 5.2), não determinaram variações consideráveis no que se refere aos ganhos de energia, ou seja, os ganhos de energia mantiveram-se nos mesmos níveis, mantidas todas as outras características processuais.

Essa constatação confirma também as observações de Thompson e outros⁽⁸²⁾ quando afirmam que a força e potência de trefilação são independentes da viscosidade inicial do lubrificante.

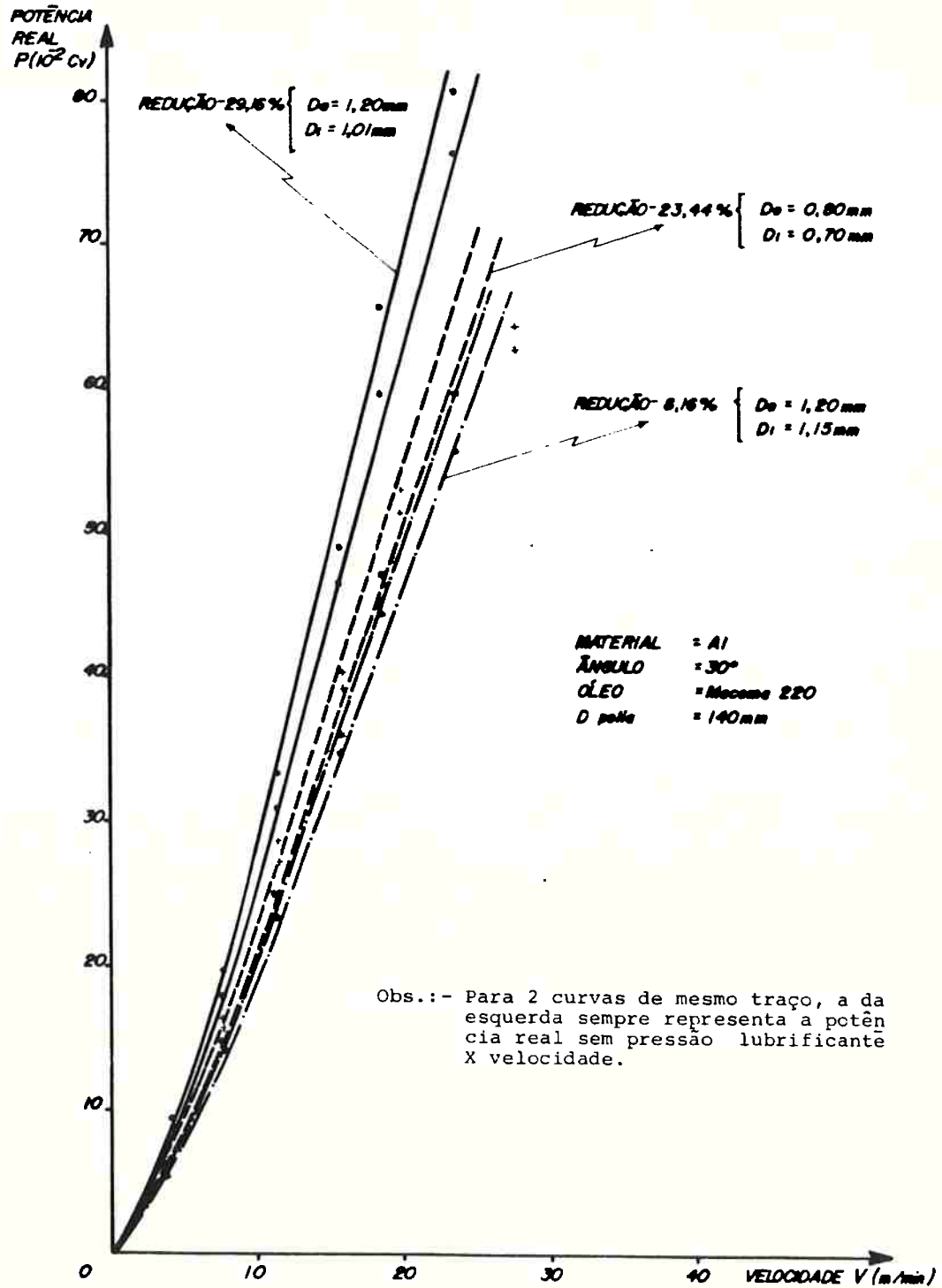


Figura 6.3 - Gráfico da potência real sem pressão lubrificante X velocidade, e da potência real com pressão lubrificante X velocidade.

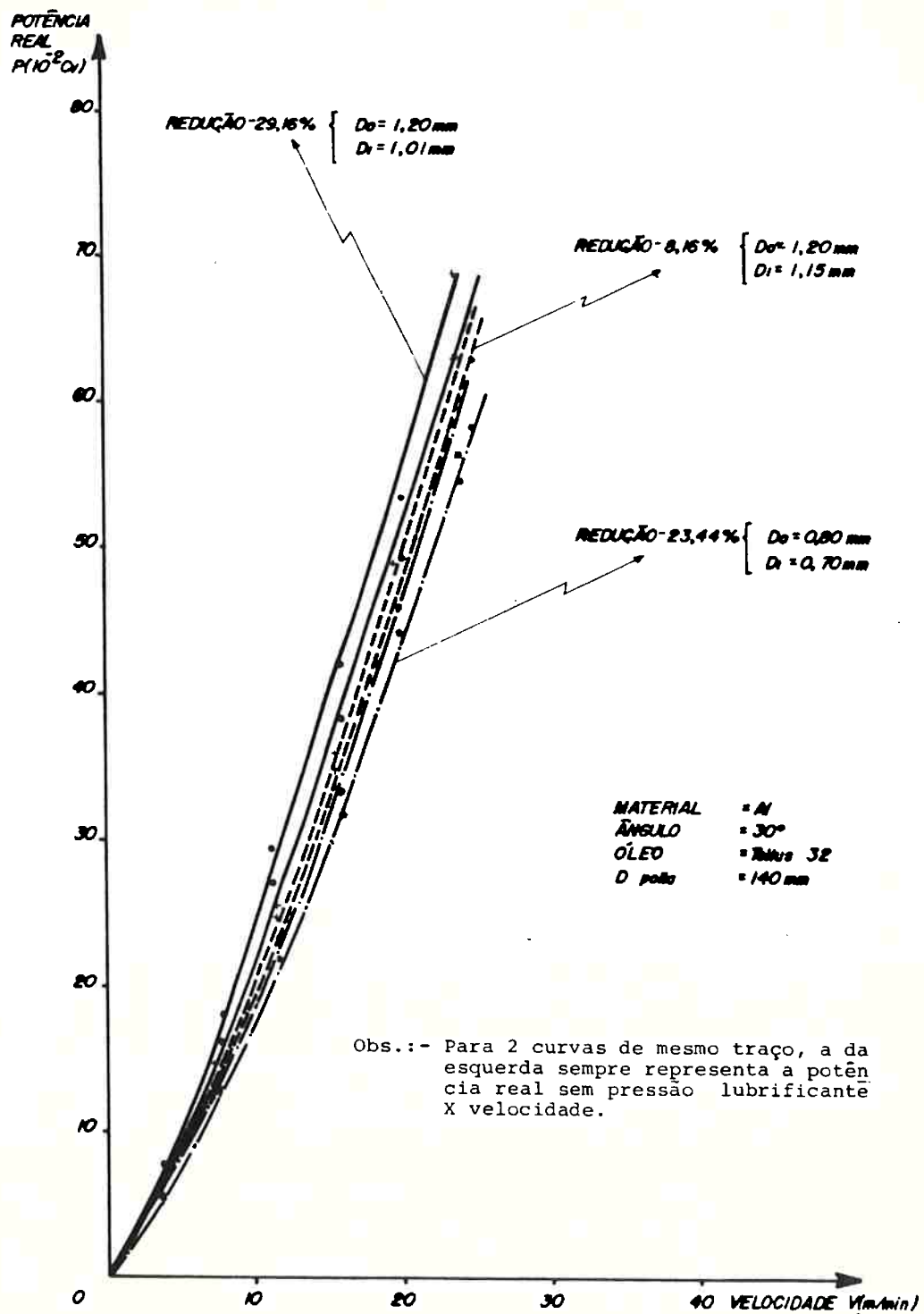


Figura 6.4 - Gráfico da potência real sem pressão lubrificante X velocidade, e da potência real com pressão lubrificante X velocidade.

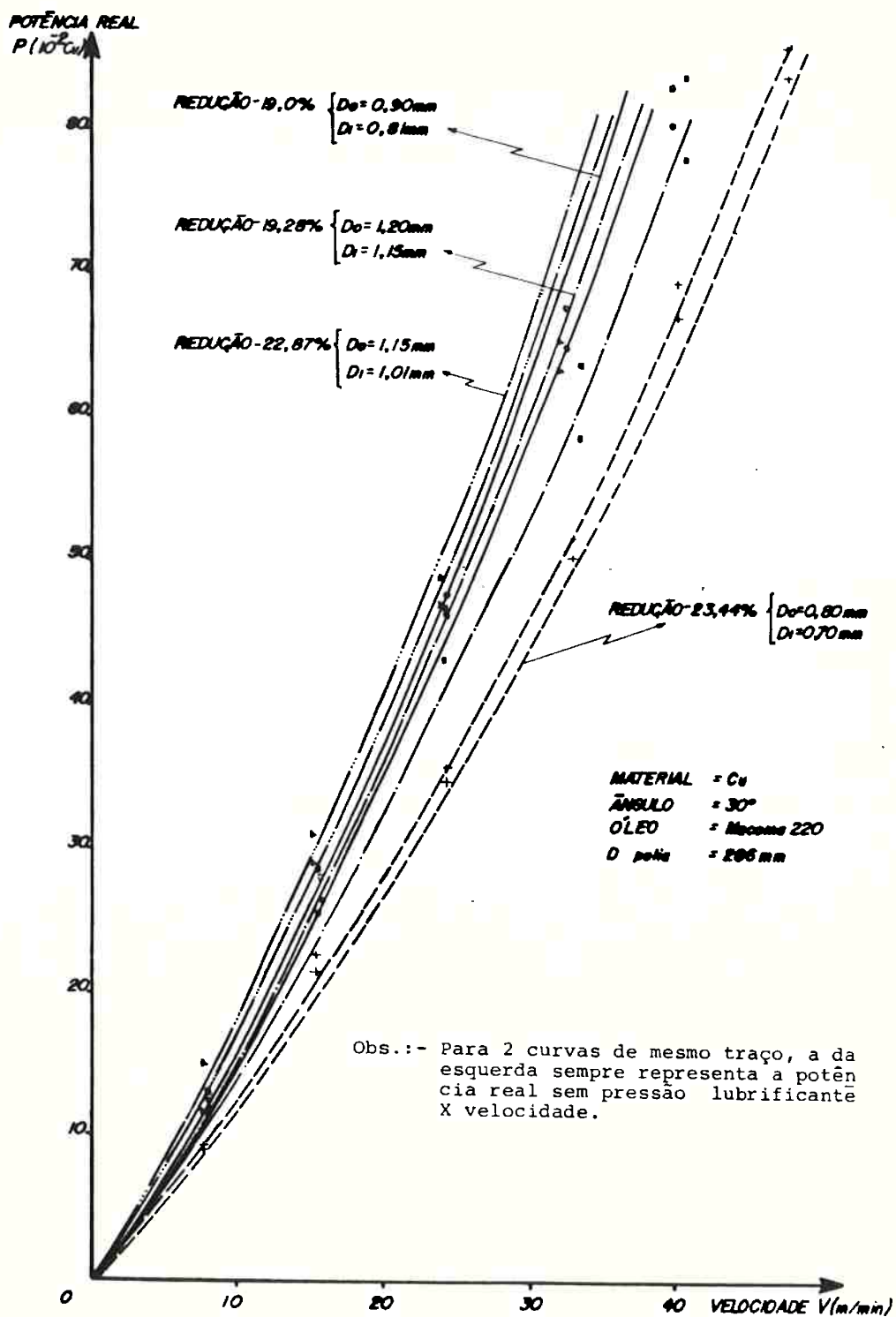


Figura 6.5 - Gráfico da potência real sem pressão lubrificante X velocidade, e da potência real com pressão lubrificante X velocidade.

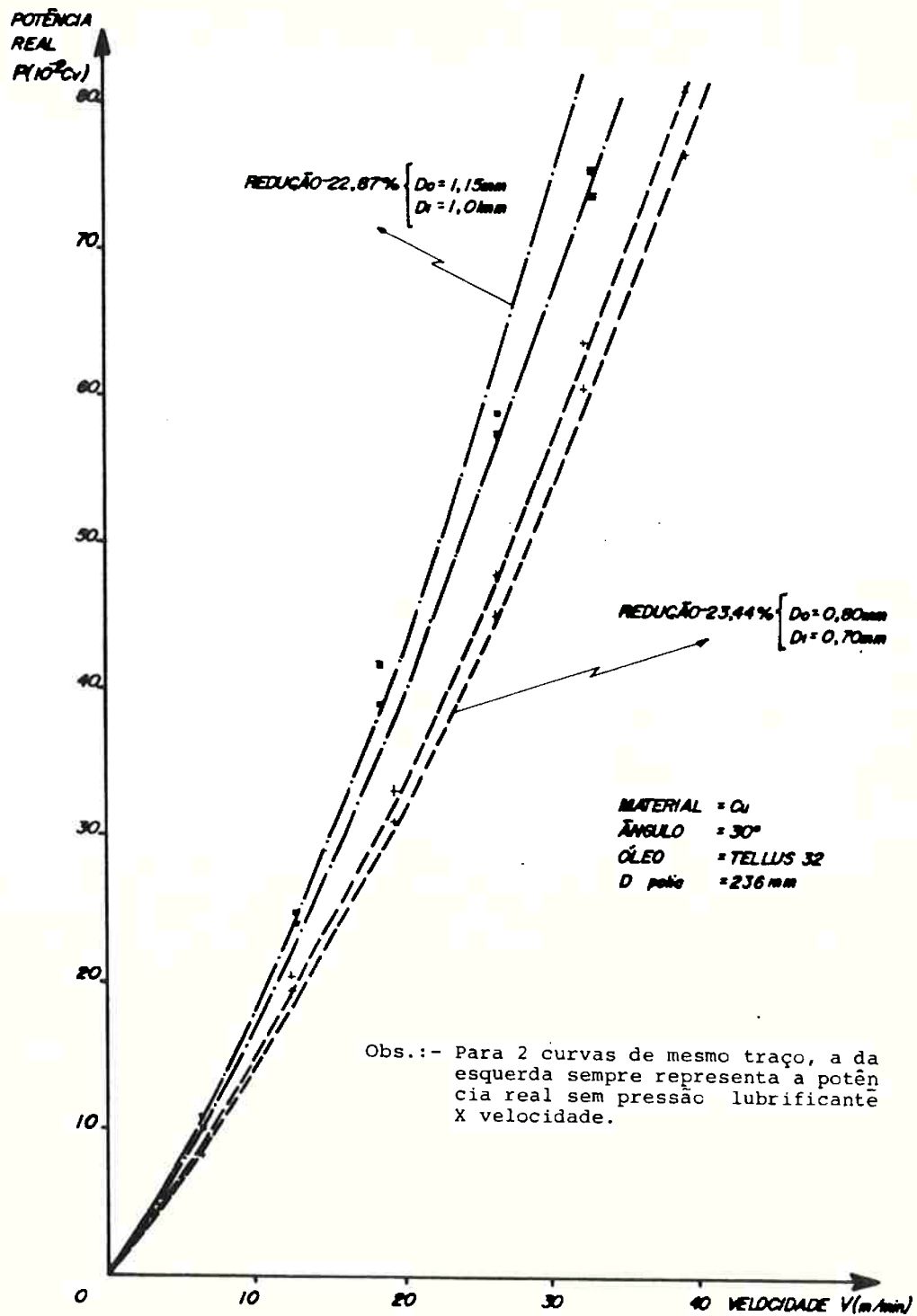


Figura 6.6 - Gráfico da potência real sem pressão lubrificante X velocidade, e da potência real com pressão lubrificante X velocidade.

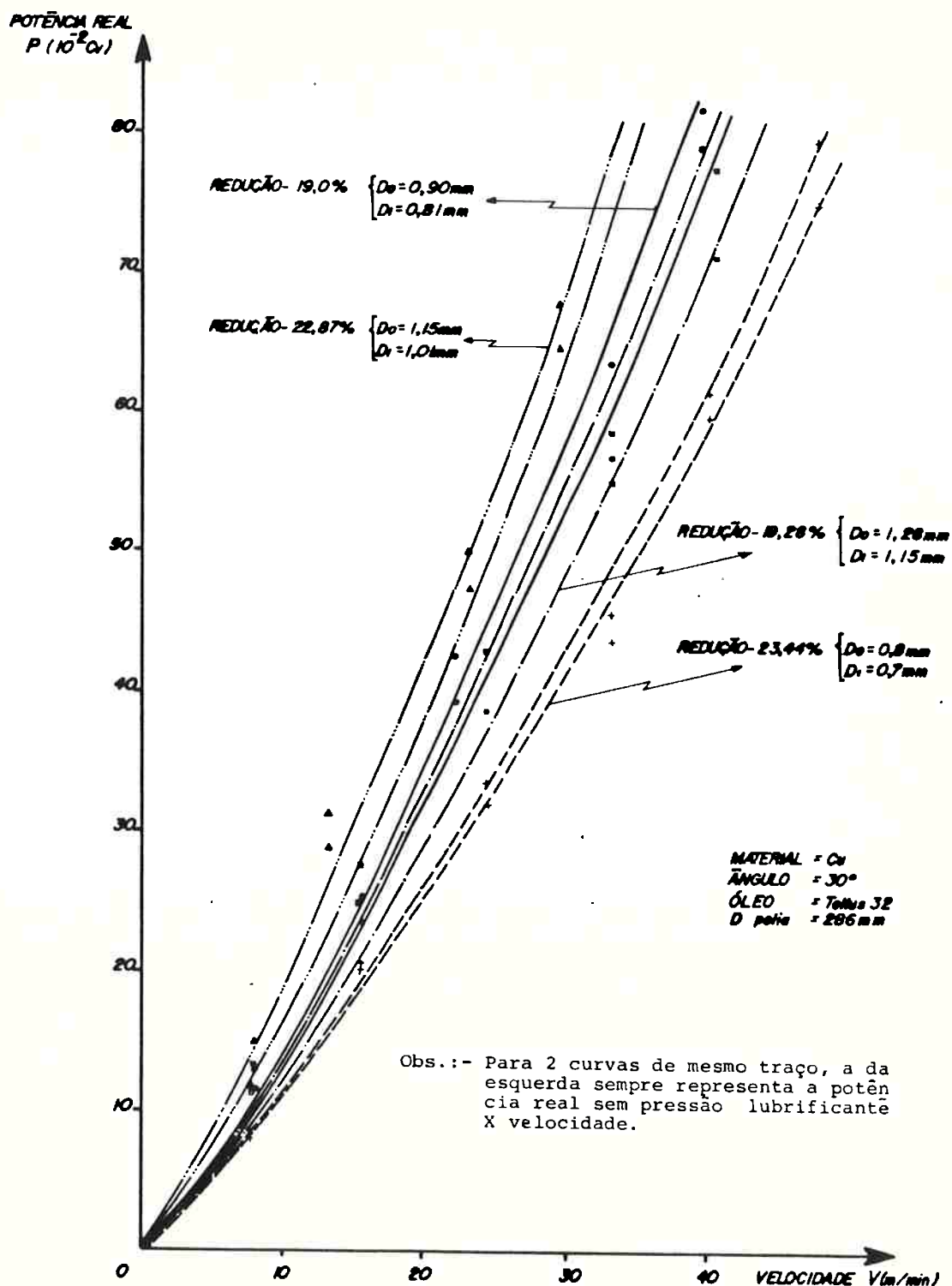


Figura 6.7 - Gráfico da potência real sem pressão lubrificante X velocidade, e da potência real com pressão lubrificante X velocidade.

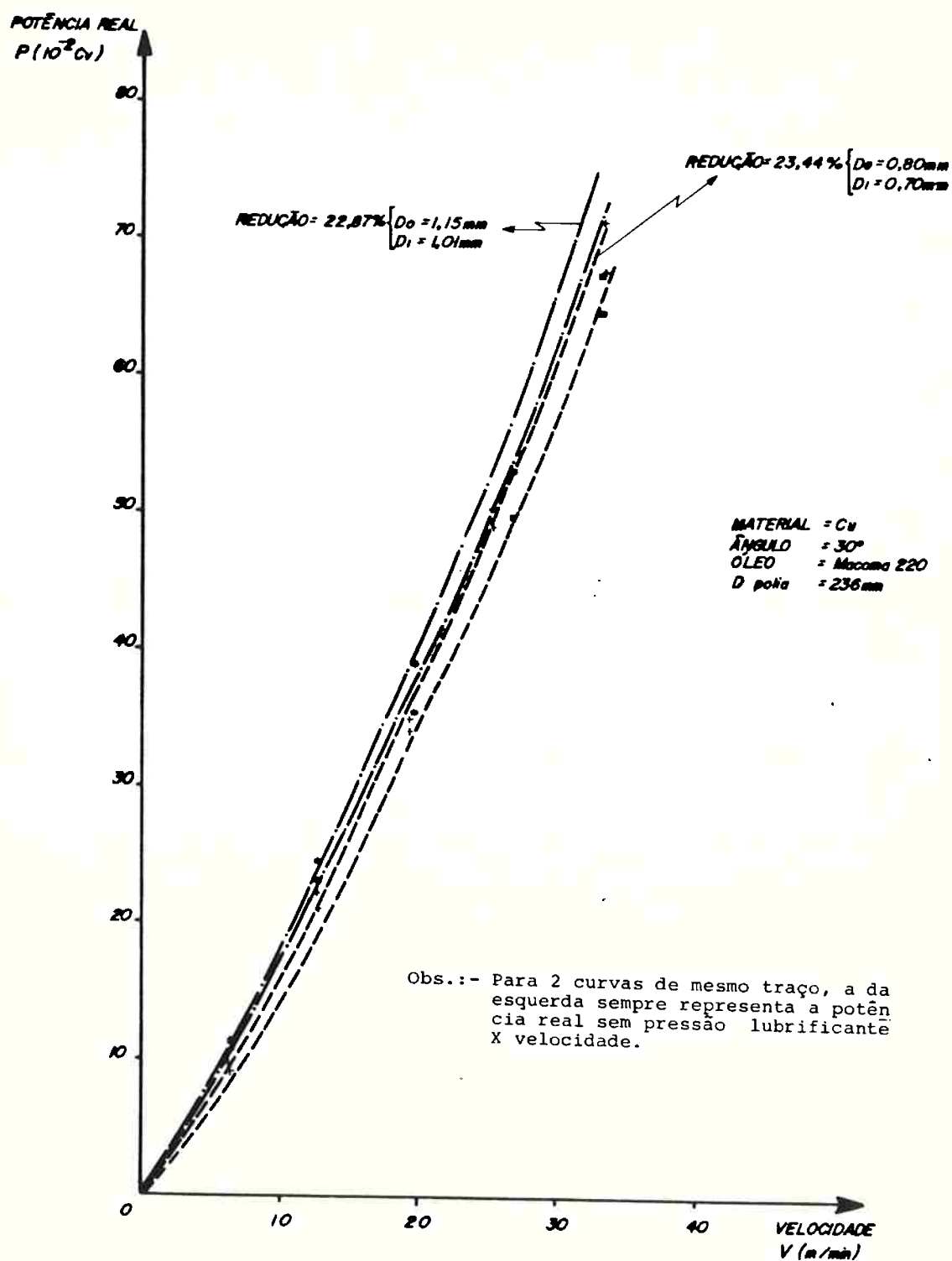


Figura 6.8 - Gráfico da potência real sem pressão lubrificante X velocidade e, da potência real com pressão lubrificante X velocidade.

Com as análises efetuadas nos gráficos (Figs. 6.3 - 6.8) , preocupamo-nos em justificar esse ganho de energia associado a queda do coeficiente de atrito e, conseqüentemente, da potência consumida pelo atrito.

Nesta visão, elaborou-se o 2º programa (vide listagem nº II Capítulo 5) que, a partir dos valores teóricos, recalcula o novo coeficiente de atrito.

Comparou-se, inicialmente, a potência teórica com a potência total experimental (medida).

Estabeleceu-se um ganho de energia. Este ganho foi calculado para cada conjunto de valores experimentais tomando-se uma mesma redução.

Fez-se, então, a média referente ao ganho de energia, descontando-se, em seguida, esta dos valores de W (teórico). Os novos valores de potência serão utilizados para recalcular o valor de μ .

Analiticamente, teremos:

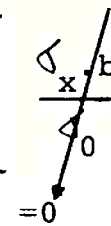
$$W = F \cdot V$$

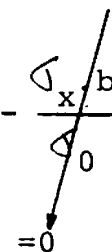
$$W = T \cdot A_1 \cdot V$$

$$\boxed{\frac{W}{A_1 \cdot V} = T} \quad (I)$$

- F = esforço trefilador
- V = velocidade de trefilação
- W = potência
- A_1 = secção trefilada
- T = tensão do material trefilado

- Método de Avitzur (coeficiente de atrito de Coulomb = (cte.))

$$\frac{T}{\sigma_0} = \left[\frac{\sigma_x \cdot b}{\sigma_0} + 2 \cdot f(\alpha) l_n \left(\frac{R_0}{R_f} \right) + \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\alpha}{\text{sen}^2 \alpha} - \text{cotg} \alpha \right) + \right.$$


$$\left. + 2 \mu \left[\text{cotg} \alpha \left(1 - \frac{\sigma_x \cdot b}{\sigma_0} - l_n \left(\frac{R_0}{R_f} \right) \right) \cdot l_n \left(\frac{R_0}{R_f} \right) + \frac{L}{R_f} \right] \right\}$$


$$(1 + 2 \mu \cdot L / R_f)$$

(II)

$$\frac{\sigma_x \cdot b}{\sigma_0}$$

admitido zero (apesar de que na experiência havia um tambor que aplicava uma ligeira pré tensão na entrada).

- Método de Geleji

$$T = \frac{K_m (A + Q \mu) + 0,77 K_{fm} A_1 \alpha}{A_1} \quad \text{(III)}$$

onde

$$K_m = \frac{K_{fm} (1 - 0,385 \alpha)}{1 + \left[\frac{A + \mu Q}{2 A_1} \right]} \quad \text{(IV)}$$

$$K_{fm} = 1,075 \sigma_0 \quad A = A_0 - A_1$$

$$Q = \frac{(D_0 + D_1) \pi \cdot b}{2 \cos \alpha} \quad (V)$$

$$b = \frac{(D_0 - D_1)}{2 \operatorname{tag} \alpha} \quad (VI)$$

Da equação (II)

$$\frac{T}{\sigma_0} = \frac{2 f(\alpha) l_n \left(\frac{R_0}{R_f} \right) + \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\alpha}{\operatorname{sen}^2 \alpha} - \operatorname{cotg} \alpha \right) + 2\mu \left\{ \operatorname{cotg} \alpha \left[1 - l_n \left(\frac{R_0}{R_f} \right) \right] l_n \left(\frac{R_0}{R_f} \right) + \frac{L}{R_f} \right\}}{1 + 2\mu \frac{L}{R_f}}$$

De II em I

$$\frac{W \left(1 + 2\mu \frac{L}{R_f} \right)}{\sigma_0 A_1 V} = 2 f(\alpha) l_n \left(\frac{R_0}{R_f} \right) + \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\alpha}{\operatorname{sen}^2 \alpha} - \operatorname{cotg} \alpha \right) + 2\mu \left\{ \operatorname{cotg} \alpha \left[1 - l_n \left(\frac{R_0}{R_f} \right) \right] l_n \left(\frac{R_0}{R_f} \right) + \frac{L}{R_f} \right\}$$

$$2 W \mu \frac{L}{R_f} - 2 \sigma_0 A_1 V \mu \left\{ \cotg \alpha \left[1 - l_n \left(\frac{R_0}{R_f} \right) \right] l_n \left(\frac{R_0}{R_f} \right) + \frac{L}{R_f} \right\} =$$

$$= \sigma_0 A_1 V \left[2 f(\alpha) l_n \left(\frac{R_0}{R_f} \right) + \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\alpha}{\text{sen}^2 \alpha} \right) - \cotg \alpha \right] - W$$

$$\mu = \frac{\sigma_0 A_1 V \left[2 f(\alpha) l_n \left(\frac{R_0}{R_f} \right) + \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{\alpha}{\text{sen}^2 \alpha} \right) - \cotg \alpha \right] - W}{2 W \frac{L}{R_f} - 2 \sigma_0 A_1 V \left\{ \cotg \alpha \left[1 - l_n \left(\frac{R_0}{R_f} \right) \right] l_n \left(\frac{R_0}{R_f} \right) + \frac{L}{R_f} \right\}}$$

p/ $\alpha = 30^\circ$ $f(\alpha) = 1,00625$

$$\frac{\alpha}{\text{sen}^2 \alpha} - \cotg \alpha = 0,36234$$

$$\cotg \alpha = 1,73205$$

Valores obtidos
da Tabela 2.6

$$\mu = \frac{\sigma_0 A_1 V \left[2,013 l_n \left(\frac{R_0}{R_f} \right) + 0,41839 \right] - W}{2 W \frac{L}{R_f} - 2 \sigma_0 A_1 V \left\{ 1,73205 \left[1 - l_n \left(\frac{R_0}{R_f} \right) \right] l_n \left(\frac{R_0}{R_f} \right) + \frac{L}{R_f} \right\}}$$

onde L = comprimento da região III da ferramenta.

fazendo:

$$E_1 = \ell_n \left(\frac{R_0}{R_f} \right) ; \quad E_2 = \frac{L}{R_f} ; \quad E_3 = \frac{\sigma_0 A_1 V}{44.100} , \quad \text{temos;}$$

adotou-se $L = 0,2 D_f$

$$\mu = \frac{E_3 \cdot (2,013 \cdot E_1 + 0,41839) - W}{((2WE_2) - (2E_3 \cdot [(1,73205(1-E_1) \cdot E_1) + E_2]))}$$

$$\begin{aligned} W & [\text{Cv}] \\ V & [\text{m/min}] \\ A_1 & [\text{mm}^2] \\ \sigma_0 & [\text{N/mm}^2] \end{aligned}$$

$$\mu = \frac{E_3 \cdot 0,687125 - W}{2 WE_2 - 1,2007 E_3}$$

Substituindo a equação IV na equação III vem:

$$T = \frac{\frac{K_{fm} (1 - 0,385 \alpha)}{1 + \left[\frac{A + \mu Q}{2 A_1} \right]} (A + \mu Q) + 0,77 K_{fm} A_1 \alpha}{A_1}$$

Substituindo a equação acima na equação I, obtemos:

$$\frac{W}{V} = \frac{K_{fm} (1 - 0,385 \alpha)}{1 + \left[\frac{A + \mu Q}{2 A_1} \right]} (A + \mu Q) + 0,77 K_{fm} A_1 \alpha \Rightarrow$$

$$\left[\frac{W}{V} - 0,77 K_{fm} A_1 \alpha \right] \left[1 + \frac{A + \mu Q}{2 A_1} \right] = K_{fm} (1 - 0,385 \alpha) (A + \mu Q)$$

$$\frac{W}{V} - 0,77 K_{fm} A_1 \alpha + \left(\frac{2}{2 A_1 V} - \frac{0,77 K_{fm} \alpha}{2} \right) (A + \mu Q) = K_{fm} (1 - 0,385 \alpha) (A + \mu Q)$$

$$\left[\frac{W}{2 A_1 V} - \frac{0,77 K_{fm} \alpha}{2} - K_{fm} + 0,385 K_{fm} \alpha \right] (A + \mu Q) = 0,77 K_{fm} A_1 \alpha - \frac{W}{V}$$

$$A + \mu Q = \frac{0,77 K_{fm} A_1 \alpha - \frac{W}{V}}{\frac{W}{2 A_1 V} - K_{fm}} \Rightarrow Q = \frac{0,77 K_{fm} A_1 \alpha - \frac{W}{V}}{\frac{W}{2 A_1 V} - K_{fm}} - A$$

$$\mu = \frac{0,77 K_{fm} A_1 V \alpha - W}{Q \left[\frac{W}{2 A_1} - K_{fm} V \right]} - \frac{A}{Q}$$

$$\mu = \frac{\frac{0,77 K_{fm} A_1 V \alpha}{44.100} - W}{Q \left[\frac{W}{2 A_1} - \frac{K_{fm} V}{44.100} \right]} - \frac{A}{Q}$$

Essas considerações analíticas determinaram a elaboração do programa nº II. Os resultados obtidos dos novos valores do coeficiente de atrito, situaram-se entre $\mu = 0,010$ até $\mu = 0,046$ (vide valores no anexo nº 1).

Pelas informações colhidas na revisão bibliográfica, coeficientes de atrito situados próximos de $\mu = 0,02$ caracterizam o que chamamos de atrito misto. No estado misto de atrito atuam os fatores de influência da lubrificação hidrodinâmica como também os da lubrificação limite.

Como nossos resultados experimentais situaram-se entre $\mu = 0,01$ e $\mu = 0,046$, poderemos afirmar que os valores mais próximos de $\mu = 0,01$, se não nos garantem com rigor um processamento hidrodinâmico, estiveram nos limites entre a lubrificação mista e a lubrificação hidrodinâmica.

Procuramos ainda relacionar o quociente entre as tensões de entrada e saída dos materiais ensaiados em função da variação do ângulo da ferramenta (fieira), para diferentes bitolas e reduções.

Os gráficos (Figs. 6.9 e 6.10) representam essa análise, baseando-se nos critérios de Avitzur e de Geleji.

Variando-se os ângulos da fieira de 15º até 30º, obtivemos uma variação da relação de tensões (entrada e saída da ferramenta) da ordem de 0,4 até 0,8.

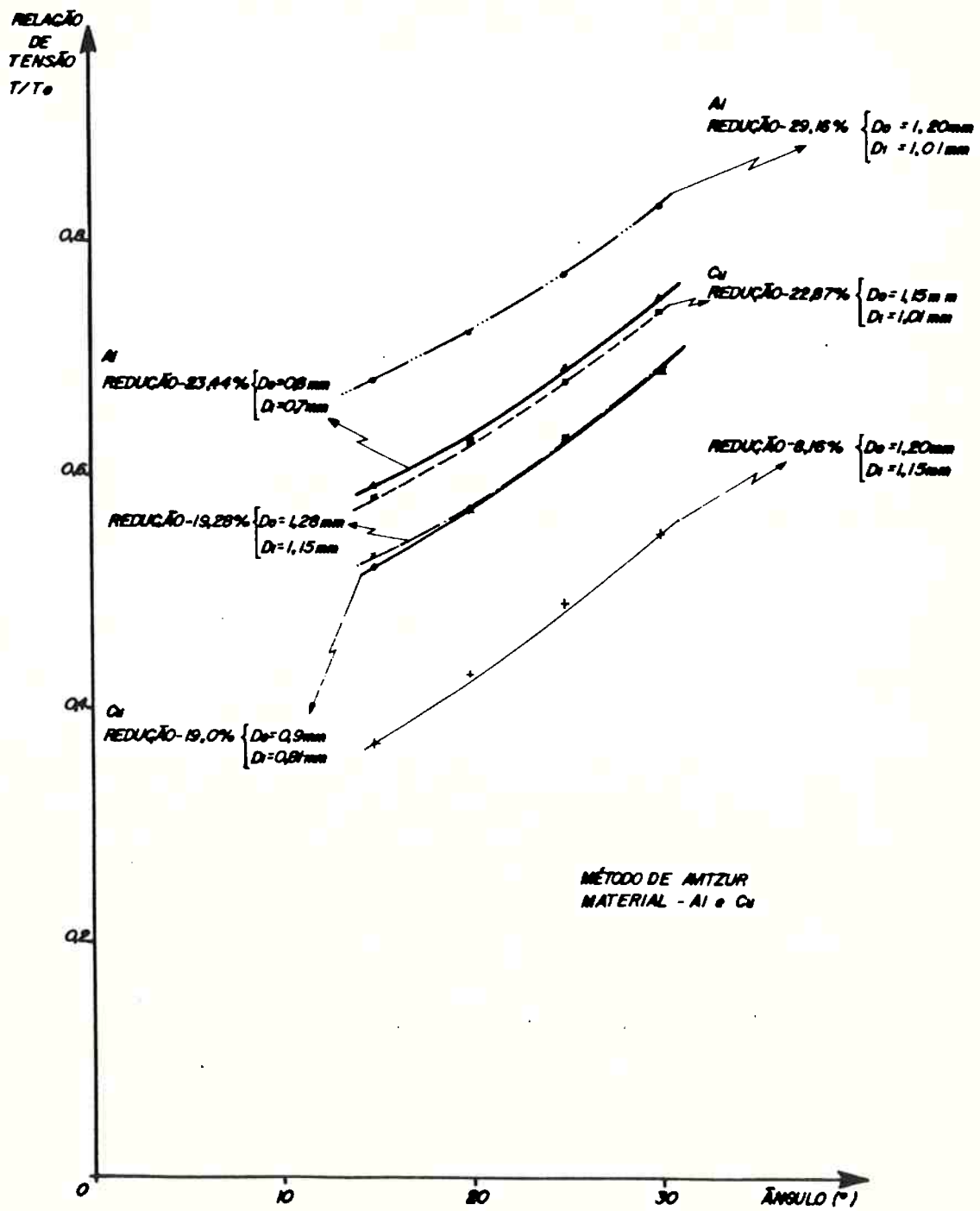


Figura 6.9 - Gráfico da relação de tensão X ângulo.

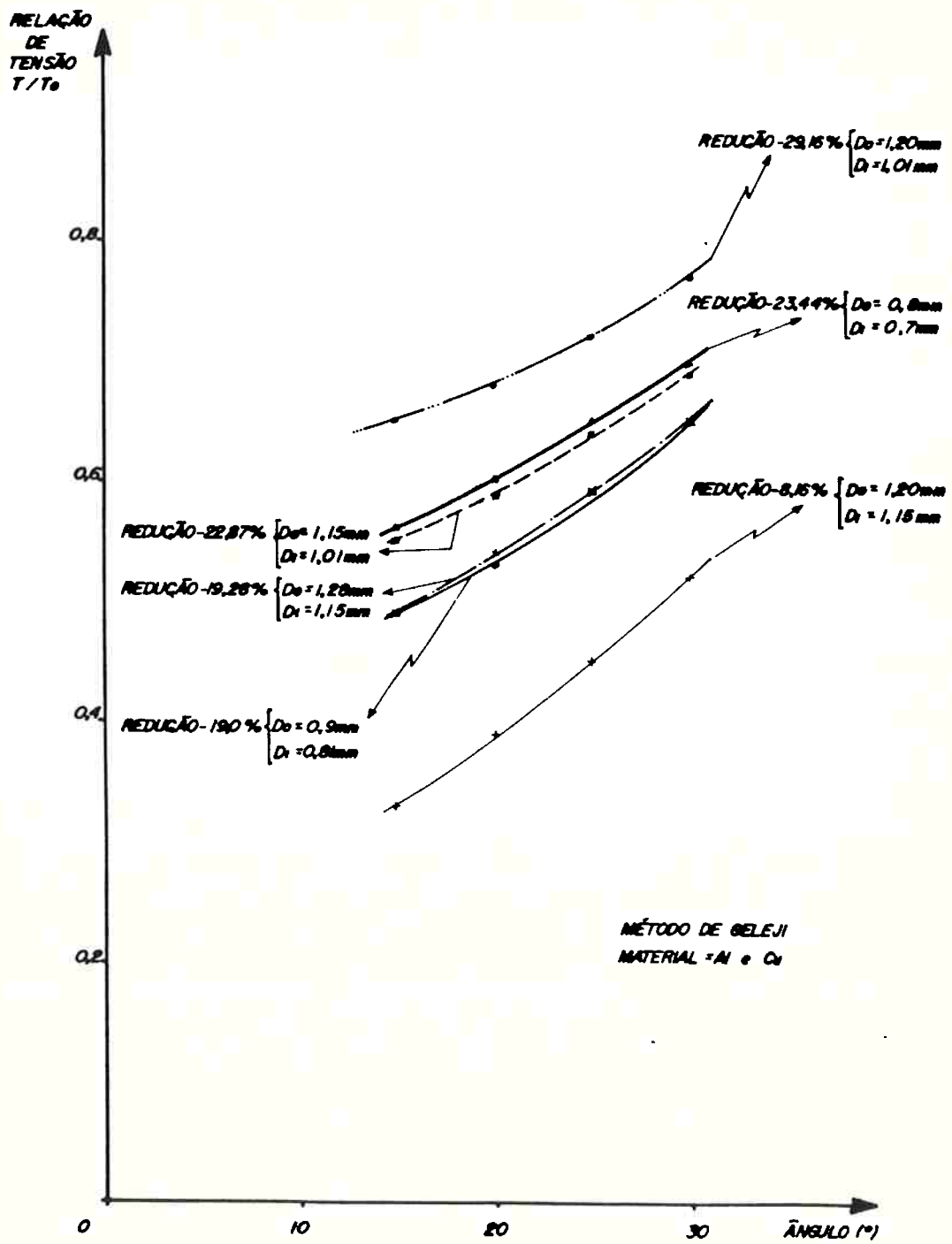


Figura 6.10 - Gráfico da relação de tensão x ângulo.

Comparando-se esses dados com os apresentados por Avitzur⁽²⁴⁾ (vide Figura 2.24) verificamos uma boa compatibilidade de valores envolvendo essas relações entre tensões, a geometria da ferramenta representada pelo ângulo de entrada, e a taxa de redução da trefilação.

Finalmente, efetuamos uma análise para verificar as condições dimensionais e de acabamento superficial do material trefilado. Pelos resultados obtidos, tanto para trefilação com lubrificação forçada ou com lubrificação normal, os desvios dimensionais das bitolas ensaiadas (próximos de \varnothing 1 mm de diâmetro) (vide Tab. 2.4) enquadraram-se dentro dos padrões da norma ABNT-EB-551.

Com relação a rugosidade superficial, as medidas igualmente não permitiram, com exceção de um brilho menos acentuado no material trefilado com lubrificação forçada, diferenciar da trefilação com lubrificação normal.

Os valores medidos dos desvios médios aritméticos da rugosidade, para as duas condições de lubrificação, situaram-se na faixa 0,35 a 0,55 μ m que, de acordo com a norma ISO-1302 (vide Tab.2.5), satisfazem a recomendação normativa.

Isso nos leva a conclusão de que não foram notadas alterações de medida e acabamento superficial que diferenciasse a trefilação com lubrificação normal da trefilação hidrodinâmica proposta.

- Sugestões para Novos Trabalhos

- 1 - Aplicação para arames de aço, utilizando-se do mesmo sistema trefilador proposto.
- 2 - Desenvolvimento experimental da proposta apresentada para trefilação de barras (vide Fig. 5.1 - Capítulo 5).

CAPÍTULO 7

CONCLUSÕES

O desenvolvimento desse trabalho permitiu destacar as seguintes conclusões:

- 1ª - Os critérios teóricos apresentados por Geleji e Avitzur para a determinação de esforços e potências de trefilação foram comprovados experimentalmente para a trefilação de fios de cobre e alumínio, nas condições ensaiadas nesse trabalho.
- 2ª - O projeto desenvolvido permitiu a trefilação em condições hidrodinâmicas ou próximas da hidrodinâmica.
- 3ª - Os novos valores obtidos dos coeficientes de atrito, situados na faixa de $\mu = 0,01$ até $\mu = 0,046$, enquadram-se nos limites da trefilação hidrodinâmica.
- 4ª - O sistema trefilador proposto, operando hidrodinamicamente, ofereceu um ganho médio de potência da ordem de 5 - 7% , em relação a operação convencional.
- 5ª - Não foram observadas diferenças importantes relativas aos aspectos dimensionais e de acabamento superficial dos materiais processados, confrontando-se a trefilação com lubrificação normal e lubrificação forçada.
- 6ª - A força e potência de trefilação são independentes da viscosidade inicial dos lubrificantes utilizados, confirmando-se as afirmações de Thompson e outros⁽⁸²⁾.

CAPÍTULO 8

BIBLIOGRAFIA E REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

8.1 - Bibliografia

- AMONTONS, G., Mem. Math. Phys., Acad. Roy, Sci., Paris, pp. 206-222, 1699.
- AVITZUR, B., Metal Forming; Processes and Analysis - McGraw Hill, Inc., New York, 1968.
- BARON, H. G. and THOMPSON, F. C., J. Inst. Metals, 78, 1951, pp. 415-462.
- BONZEL, M., La Tréfilage de L'Acier, Dunod, Paris, 1958, pp. 60-118, 156-163, 183-250, 191-254, 505-532.
- BRESCIANI Fº, E., Conformação Plástica dos Metais, 1978, Unicamp - pp. 158-162.
- BRESCIANI Fº, E., Tribologia na Conformação Plástica, apostila Curso de Pósgraduação, EPUSP, 1987, pp. 43-47, 52-61.
- BUTLER, L. H., J. Inst. Metals, 93, 1965, pp. 123-125 .
- CAMERON, A., The Principle of Lubrification John Wiley & Sons, Inc., New York, 1966, pp. 263-275.
- CHRISTOPHERSON, D. G., NAYLOR, H., J. Inst. Petrol., 40, 1954, pp. 295-298.
- CHRISTOPHERSON, D. G., British Patent nº740900/DBP1002273.
- CLEEVER, F. T. and MILLER, H. J., In the Cold Working of Non Ferrous Metals and Alloys, Inst. of Metals, London, 1952, p. 205.

- COFFIN, L. F. and ROGERS, H. C., ASM Trans. Quart, 60 , 1967, pp. 672-686.
- COULOMB, C. A., Mem. Math. Phys., Acad. Roy. Sci, Paris , 10, 1785, pp. 161-331.
- DAHL, E. and LUEG, W., Stahl Eisen, 77, 1957, pp. 1368-1374.
- DA VINCI, L., Notebooks (1452-1519), Jonathan Cape, London, 1938.
- DAVIS, E. A. and DOKOS, S. J., J. Appl. Mech., 11, 1954, p. 193.
- DIETER, G. E., Metalurgia Mecânica - Ed. Guanabara Dois , 2ª Edição, 1981 - Rio de Janeiro - Brasil - pp. 561-562.
- DISCUSSION ON "METAL WORKING LUBRICANTS", Metal Ind., London, 1954, pp. 151-152.
- FRASCIO, A., Il Filo Metálico, 1ª vol., Editora Hoepli, Milano, Itália, 1970, pp. 73-132, 176-180, 193-194, 217-248.
- FRIEDR. KROLLMANN MASCHINENFABRIL, Catálogo de Fabricante de Apontadeira de Barras, Type FM-2, Altena, Alemanha Ocidental.
- GELEJI, A., Forge Equipment Rolling Mills and Accessories Akadémiai Kiadó, Budapest, 1967, Printed in Hungary, capítulo 8, pp. 735-740, 735-783.
- GELEJI, A., Bilsame Formgebung der Metalle, Akademie Verlage, Berlin, 1967.
- GOLDEN, J. and ROWE, G., Brit. J. Appl. Phys, 11, 1960, pp. 517-520.

- HARDY, W. B., Collected Scientific Papers, Cambridge University Press, Cambridge, 1936.
- HUNDY, B. B. and SINGER, A. R. E., J. Inst. Metals, 83, 1955, pp. 401-407.
- JOHNSON, R. W. and ROWE, G. W., J. Inst. Metals, 96, 1958, pp. 97-105.
- JURETZEK, G. e FIRHRMANN, H., Lubrificação Hidrodinâmica na Trefilação - revista da Assoc. dos Eng^{os}. Alemães de Mineração e Siderurgia, Leipzig, 1965, cad. 4, pp. 393-399.
- KÖRBER, F. and EICHINGER, A., Mitt. Kaiser Wilhein Inst. Eisenforsch, 22, 1940, pp. 57-80.
- KUNTZE, H. and POMP. A., Wire Ind., 22, 1955, pp. 58-62.
- LEWIS, K. B., Wire Ind., jan., 1936, pp. 4-8, 17, 1942, pp. 16-17, 12, 1945, p. 79.
- LEWIS, K. B., Steel Wire in America, The Wire Association, Stanford, 1952, pp. 1-41.
- LINICIUS, W. and SACHS, G., Mitt. Material, Sonderhelf, 16, 1931, p. 38.
- MAC LELLAN, G. D. S. and CAMERON, A., British Patent Specification n^o 566434, 1943.
- MILLIKEN, M. P., Wire Prod., 30, 1955, pp. 560-592.
- MOSCEV, V. F. e KOROSTELIN, A. A., Stal in Dentsch, 1962, caderno 9, pp. 898-900.
- PAPSDORF, W., Stahl Eisen, 72, 1952, pp. 393-399.
- POMP, A. and BECKER, L., Mitt Kaiser Wilhelm Inst. Eisenforsch., 12, 1930, p. 263.

- POMP. A., The Manufacture and Properties of Steel Wire, - Wire Industry, Ltd., London, 1954.
- RANGER, A. E. and WISTREICH, J. G., Inst. Petrol., 40, - 1954, pp. 308-313.
- RANGER, A. E., Iron Steel Inst., London, 185, 1957, pp. 383-388.
- REISHAUS, M., Mash Market, 64, 1959, caderno 8, p. 7.
- REYNOLDS, O., Phil. Trans. Roy. Soc., 1866, pp. 156-162 .
- RILEY, E. P. - GLEDHILL, Wire Prod., 29, 1954, pp.746-775.
- ROWE, G. W. and LANCASTER, P. R., Metal Progr., 80, 1961, pp. 162-163.
- ROWE, G. W. and LANCASTER, P. R., Proc. Inst. Mech. Eng., London, 178, 1964, pp. 69-89.
- ROWE, G. W., An Introduction to the Principles of Metal-working, St. Martin's Press, New York, 1965.
- ROWE, G. W., Conformado de los Metales, Ed. URMO, Bilbao 1972, capítulo 6, pp. 153-158.
- SACHS, G. and VAN HORN, K. R., Pratical Metallurgy, ASM, Cleveland, Ohio, 1940.
- SALZ, L., Wire Prod., 30, 1955, pp. 51-55.
- SCHEY, J. A., Metal Deformation Processes - Friction and Lubrification, M. Decker, New York, 1970, pp. 83-142, capítulo 7, pp. 497-535.
- SIEBEL, E. and KOBITZSCH, R., Stahl Eisen, 63, 1943, pp. 110-113.
- SIEBEL, E., Stahl Eisen, 1947, pp. 66-67.

- SIEMON, B. W. and BAUZENBERGER, W. B., Iron Steel Eng., 33, 1956, pp. 105-108.
- TATTERSALL, G. H., Mech. Eng., 3, 1961, pp. 378-384.
- THEOPHILUS, Encyclopédia Britânica, vol.21, 1967, pp.49-55.
- THOMPSON, P. F., HOGGART, J. S. and SUITER, J., J.Inst. Metals, 95, 1967, pp. 152-156.
- TOURRET, R., Wire Prod., 30, 1955, pp. 299-303
- VASILEV, D., Stal in English, 1963, pp. 492-493.
- VERNER, G., Wire Prod., 30, 1955, pp. 47-50.
- VOGELPOHL, G., Oel und Kohle, 12, 1936, pp. 943-947.
- WILLIAMS, R. C., Ind. Eng. Chem., 31, 1939, pp. 725-727.
- WISTREICH, J. G., Proc. Inst. Mech. Eng., 169, 1943, pp. 654-665, 1957, pp. 505-511.
- WISTREICH, J. G., Wire Ind., 17, 1950, pp. 889-899, 24, 1957, pp. 954-958.
- WISTREICH, J. G., J. Iron Steel Inst., London, 167, 1951, pp. 162-164, 82, 1954, pp. 281-290.
- WISTREICH, J. G., Australas Eng., 1954, march, pp. 61-66 .
- WISTREICH, J. G., Met. Rev., 3, 1958, pp. 97-142.

8.2 - Referências Bibliográficas

- (1) - THEOPHILUS, Encyclopédia Britânica, vol.21,1967, pp.49-55.
- (2) - LEWIS, K. B., Wire Ind., jan., 1936, pp. 4-8.
- (3) - LEWIS, K. G., Steel Wire in America,The Wire Association, Stanford, 1952, pp. 1-41.
- (4) - POMP. A., The Manufacture and Properties of Steel Wire, Wire Industry, Ltd., London, 1954.
- (5) - DIETER, G. E., Metalurgia Mecânica - Ed. Guanabara Dois, 2ª Edição, 1981 - Rio de Janeiro, Brasil - pp. 561-562.
- (6) - FRASCIO, A., Il Filo Metálico, 1ª vol., Editora Hoepli, Milano, Itália, 1970, pp. 73-132.
- (7) - BONZEL, M., La Tréfilage de L'Acier, Dunod, Paris, 1958, pp. 60-118.
- (8) - GELEJI, A., Forge Equipment, Rolling Mills and Accessories Akadémiai Kiadó, Budapest, 1967 - Printed in Hungary, pp. 735-783.
- (9) - FRIEDR. KROLLMANN MASCHINENFABRIL, Catálogo de Fabricante de Apontadeiras de Barras, Type FM-2, Altena, Alemanha Ocidental.
- (10) - BONZEL, M., La Tréfilage de L'Acier, Dunod, Paris,1958, pp. 505-532.
- (11) - FRASCIO, A., Il Filo Metálico, 1ª vol., Editora Hoepli, Milano, 1970 - Itália - capítulo VII, pp. 176.180.
- (12) - FRASCIO, A., Il Filo Metálico, 1ª vol., Editora Hoepli, Milano, 1970 - Itália - capítulo VII, pp. 193-194.

- (13) - BONZEL, M., La Tréfilage de L'Acier, Dunod, Paris, 1958, pp. 156-163.
- (14) - SIEBEL, E., Stahl Eisen, 1947, pp. 66-67.
- (15) - WISTREICH, J. G., Met. Rev., 3, 1958, pp. 97-132.
- (16) - KÖRBER, F. and EICHINGER, A., Mitt. Kaiser Wilhein Inst. Eisenforsh, 22, 1940, pp. 57-80.
- (17) - JOHNSON, R. W. and ROWE, G. W., J. Inst. Metals, 96, 1958, pp. 97-105.
- (18) - GELEJI, A., Bilsame Formgebung der Metalle, Akademie Verlage, Berlin, 1967.
- (19) - AVITZUR, B., Metal Forming; Processes and Analysis, McGraw Hill, Inc. - New York, 1968.
- (20) - WISTREICH, J. G., Proc. Inst. Mech. Eng., 169, 1943, pp. 654-665.
- (21) - ROWE, G. W., Conformado de los Metales, Ed. URMO, Bilbao, 1972, capítulo 6, pp. 153-158.
- (22) - BRESCIANI Fº, E., Conformação Plástica dos Metais, 1978, Unicamp - pp. 158-162.
- (23) - GELEJI, A., Forge Equipment Rolling Mills and Accessories Akadémiái Kiadó, Budapest, 1967, capítulo 8, pp. 735-740.
- (24) - AVITZUR, B., Metal Forming: Processes and Analysis - Mc Graw Hill, Inc. - New York, 1968.
- (25) - ROWE, G. W., An Introduction to the Principles of Metal-working, St. Martin's Press, New York, 1965.
- (26) - COFFIN, L. F. and ROGERS, H. C., ASM Trans. Quart, 60, 1967, pp. 672-686.

- (27) - SIEBEL, E. and KOBITSCH, E., *Stahl Eisen*, 63, 1943, pp. 110-113.
- (28) - DA VINCI, L., *Notebooks (1452-1519)*, Jonathan Cape, London, 1938.
- (29) - AMONTONS, G., *Mem. Math. Phys., Acad. Roy. Sci, Paris*, pp. 206-222, 1699.
- (30) - COULOMB, C. A., *Mem. Math. Phys., Acad. Roy. Sci, Paris*, 10, 1785, pp. 161-331.
- (31) - CAMERON, A., *The Principle of Lubrification* John Wiley & Sons, Inc., New York, 1966, pp. 263-275.
- (32) - HARDY, W. B., *Collented Scientific Papess*, Cambridge University Press, Cambridge, 1936.
- (33) - BRESCIANI Fº, E., *Tribologia na Conformação Plástica, apostila Curso Pósgraduação*, EPUSP, 1987, pp. 43-47.
- (34) - BONZEL, M., *La Tréfilage de L'Acier*, Dunod, Paris, 1958, pp. 183-250.
- (35) - SCHEY, J. A., *Metal Deformation Processes - Friction and Lubrification*, M. Decker, New York, 1970, pp. 83-142 .
- (36) - BRESCIANI Fº, E., *Tribologia na Conformação Plástica, capítulo sôbre Deformação Plástica das Sub-camadas*, apostila Curso de Pósgraduação, EPUSP, 1987, pp. 52-61.
- (37) - WISTREICH, J. G., *Wire Ind.*, 24, 1957, pp. 954. 958.
- (38) - LEWIS, K. B., *Wire Prod.*, 17, 1942, pp. 16-27.
- (39) - WISTREICH, J. G., *Proceedings of Conference on Lubrification and Wear*, Inst. of Mechanical Engineers, London, 1957, pp. 505-511.

- (40) - TOURET, R., Wire Prod., 30, 1955, pp. 299-303.
- (41) - SIEMON, B. W. and BAUZENBERGER, W. B., Iron Steel Eng., 33, 1956, pp. 105-108.
- (42) - VERNER, G., Wire Prod., 30, 1955, pp. 47-50.
- (43) - WISTREICH, J. G., Met. Rev., 3, 1958, pp. 97-142.
- (44) - KUNTZE, H. and POMP, A., Wire Ind., 22, 1955, pp. 58-62.
- (45) - DAHL, E. and LUEG, W., Stahl Eisen, 77, 1957, pp. 1368-1374.
- (46) - WISTREICH, J. G., J. Inst. Metals, 82, 1954, pp. 281-290.
- (47) - DISCUSSION ON "METAL WORKING LUBRICANTS", Metal Ind., London, 1954, pp. 151-152.
- (48) - WILLIAMS, R. C., Ind. Eng. Chem., 31, 1939, pp. 725-727.
- (49) - RANGER, A. E. and WISTREICH, J. G., Inst. Petrol., 40, 1954, pp. 308-313.
- (50) - WISTREICH, J. G., Australas Eng., 1954, march, pp. 61-66.
- (51) - ROWE, G. W. and LANCASTER, P. R., Proc. Inst. Mech. Eng. London, 178, 1964, pp. 69-89.
- (52) - ROWE, G. W. and LANCASTER, P. R., Metal Progr., 80, 1961, pp. 162-163.
- (53) - PAPSDORF, W., Stahl Eisen, 72, 1952, pp. 393-399.
- (54) - SALZ, L., Wire Prod., 30, 1955, pp. 51-55.
- (55) - POMP, A. and BECKER, L., Mitt. Kaiser Wilhelm Inst. Eisenforsch., 12, 1930, p. 263.
- (56) - RANGER, A. E., Iron Steel Inst., 185, London, 1957, pp. 383-388.

- (57) - WISTREICH, J. G., Proc. Inst. Mech. Eng., 169, London, -
1955, pp. 654-665.
- (58) - LINICIUS, W. and SACHS, G., Mitt. Material, Sonderhelf ,
16, 1931, p. 38.
- (59) - LEWIS, K. B., Wire Ind., 12, 1945, p. 79.
- (60) - BARON, H. G. and THOMPSON, F. C., J. Inst. Metals, 78, -
1951, pp. 415-462.
- (61) - DAVIS, E. A. and DOKOS, S. J., J. Appl. Mech., 11, 1954,
p. 193.
- (62) - SACHS, G. and VAN HORN, K. R., Pratical Metallurgy, ASM,
Cleveland, Ohio, 1940.
- (63) - JOHNSON, R. W. and ROWE, G. W., J. Inst. Metals, 96, 1968,
pp. 97-105.
- (64) - HUNDY, B. B. and SINGER, A. R. E., J. Inst. Metals, 83,
1955, pp. 401-407.
- (65) - WISTREICH, J. G., J. Iron Steel Inst., 167, London, 1951,
pp. 162-164.
- (66) - CLEEVE, F. T. and MILLER, H. J., In the Cold Working of
Non Ferrous Metals and Alloys, Inst. of Metals, London,
1952, p. 205.
- (67) - WISTREICH, J. G., Wire Ind., 17, 1950, pp. 889- 899.
- (68) - GOLDEN, J. and ROWE, G., Brit. J. Appl. Phys., 11, 1960,
pp. 517-520.
- (69) - RILEY, E. P.- GLEDHILL, Wire Prod., 29, 1954, pp.746-775.
- (70) - CHRISTOPHERSON, D. G., NAYLOR, H., J. Inst. Petrol.,40,
1954, pp. 295-298.

- (71) - JURETZEK, G. e FIRHRMANN, H., Lubrificação Hidrodinâmica na Trefilação - Revista da Assoc. dos Eng^{os}. Alemães de Mineração e Siderurgia, Leipzig, 1965, caderno 4, pp. 393-399.
- (72) - REYNOLDS, O., Phil. Trans. Roy. Soc., 1866, pp. 156-162.
- (73) - VOGELPOHL, G., Oel und Kohle, 12, 1936, pp. 943-947.
- (74) - MILLIKEN, M. P., Wire, Prod., 30, 1955, pp. 560-592.
- (75) - MOSCEV, V. F., KOROSTELIN, A. A., Stal in Dentsch, 1962, caderno 9, pp. 898-900.
- (76) - MAC LELLAN, G. D. S. and CAMERON, A., British Patent Specification n^o 566434, 1943.
- (77) - CHRISTOPHERSON, D. G., British Patent n^o740900/DBP1002273.
- (78) - REISHAUS, M., Mash Markt, 64, 1959, caderno 8, p. 7.
- (79) - TATTERSALL, G. H., Mech. Eng., 3, 1961, pp. 378-384.
- (80) - BUTLER, L. H., J. Inst. Metals, 93, 1965, pp. 123-125.
- (81) - VASILEV, D., Stal in English, 1963, pp. 492-493.
- (82) - THOMPSON, P. F., HOGGART, J. S. and SUITER, J., J. Inst. Metals, 95, 1967, pp. 152-156.
- (83) - FRASCIO, A., Il Filo Metálico, 1^o vol., Editora Hoepli, Milano, 1970, Itália, capítulo VII, pp. 217-248.
- (84) - BONZEL, M., La Tréfilage de L'Acier, Dunod, Paris, 1958, pp. 191-254.
- (85) - SCHEY, J. A., Metal Deformation Processes - Friction and Lubrification, M. Decker, New York, 1970, capítulo 7, pp. 497-535.

Anexo 1

Listagens dos Programas I e II

Obs. Importante: Potência com ou sem carga referem-se, respectivamente, com e sem lubrificação forçada.

PARAMETROS DO PROCESSO DE TREFILAÇÃO

ANGULO= .2617993 (rd) REDUÇÃO= .234375 TENSAO DE ESCOAMENTO= 187 (N/mm²)

		T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR		110	42	0.59
MET DE GELEJI		104	40	0.56
F(Cv)	V= 3.6 (m/min)	V= 3.74 (m/min)	V= 6.27 (m/min)	V= 6.4 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0035	0.0036	0.0060	0.0062
MET DE GELEJI	0.0033	0.0034	0.0057	0.0058
F(Cv)	V= 7.63 (m/min)	V= 7.66 (m/min)	V= 7.71 (m/min)	V= 7.73 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0073	0.0074	0.0074	0.0074
MET DE GELEJI	0.0069	0.0069	0.0070	0.0070
F(Cv)	V= 11.55 (m/min)	V= 11.87 (m/min)	V= 12.55 (m/min)	V= 12.6 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0111	0.0114	0.0121	0.0121
MET DE GELEJI	0.0105	0.0108	0.0114	0.0114
F(Cv)	V= 15.27 (m/min)	V= 15.67 (m/min)	V= 16 (m/min)	V= 16.17 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0147	0.0151	0.0154	0.0156
MET DE GELEJI	0.0138	0.0142	0.0145	0.0146
F(Cv)	V= 19.39 (m/min)	V= 19.54 (m/min)	V= 19.93 (m/min)	V= 20.1 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0187	0.0188	0.0192	0.0194
MET DE GELEJI	0.0176	0.0177	0.0181	0.0182
F(Cv)	V= 23.96 (m/min)	V= 24.25 (m/min)	V= 24.55 (m/min)	V= 25.44 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0231	0.0233	0.0236	0.0245
MET DE GELEJI	0.0217	0.0220	0.0222	0.0230
F(Cv)	V= 26.32 (m/min)	V= 27.79 (m/min)	V= 32.36 (m/min)	V= 32.93 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0253	0.0268	0.0312	0.0317
MET DE GELEJI	0.0238	0.0252	0.0293	0.0298
F(Cv)	V= 33.26 (m/min)	V= 33.52 (m/min)	V= 39.34 (m/min)	V= 39.52 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0320	0.0323	0.0379	0.0381
MET DE GELEJI	0.0301	0.0304	0.0356	0.0358
F(Cv)	V= 40.37 (m/min)	V= 40.41 (m/min)	V= 48.02 (m/min)	V= 48.19 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0389	0.0389	0.0462	0.0464
MET DE GELEJI	0.0366	0.0366	0.0435	0.0437

ANGULO= .2617993 (rad) REDUÇAO= .234375 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 200.9 (N/mm²)

		T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR		119	46	0.59
MET DE GELEJI		112	43	0.56
P(Cv)	V= 3.6 (m/min)	V= 3.74 (m/min)	V= 6.27 (m/min)	V= 6.4 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0037	0.0039	0.0065	0.0066
MET DE GELEJI	0.0035	0.0036	0.0061	0.0062
P(Cv)	V= 7.63 (m/min)	V= 7.66 (m/min)	V= 7.71 (m/min)	V= 7.73 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0079	0.0079	0.0080	0.0080
MET DE GELEJI	0.0074	0.0075	0.0075	0.0075
P(Cv)	V= 11.55 (m/min)	V= 11.87 (m/min)	V= 12.55 (m/min)	V= 12.6 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0119	0.0123	0.0130	0.0130
MET DE GELEJI	0.0112	0.0116	0.0122	0.0123
P(Cv)	V= 15.27 (m/min)	V= 15.67 (m/min)	V= 16 (m/min)	V= 16.17 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0158	0.0162	0.0166	0.0167
MET DE GELEJI	0.0149	0.0153	0.0156	0.0157
P(Cv)	V= 19.39 (m/min)	V= 19.54 (m/min)	V= 19.93 (m/min)	V= 20.1 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0201	0.0202	0.0206	0.0208
MET DE GELEJI	0.0189	0.0190	0.0194	0.0196
P(Cv)	V= 23.96 (m/min)	V= 24.25 (m/min)	V= 24.55 (m/min)	V= 25.44 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0248	0.0251	0.0254	0.0263
MET DE GELEJI	0.0233	0.0236	0.0239	0.0248
P(Cv)	V= 26.32 (m/min)	V= 27.79 (m/min)	V= 32.36 (m/min)	V= 32.93 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0272	0.0287	0.0335	0.0341
MET DE GELEJI	0.0256	0.0270	0.0315	0.0320
P(Cv)	V= 33.26 (m/min)	V= 33.52 (m/min)	V= 39.34 (m/min)	V= 39.52 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0344	0.0347	0.0407	0.0409
MET DE GELEJI	0.0324	0.0326	0.0383	0.0385
P(Cv)	V= 40.37 (m/min)	V= 40.41 (m/min)	V= 48.02 (m/min)	V= 48.19 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0418	0.0418	0.0497	0.0498
MET DE GELEJI	0.0393	0.0393	0.0467	0.0469

ANGULO= .3490658 (rad) REDUÇAO= .234375 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 187 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	119	46	0.63
MET DE GELEJI	112	43	0.60

P(Cv)	V= 3.6 (m/min)	V= 3.74 (m/min)	V= 6.27 (m/min)	V= 6.4 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0037	0.0039	0.0065	0.0066
MET DE GELEJI	0.0035	0.0036	0.0061	0.0062
P(Cv)	V= 7.63 (m/min)	V= 7.66 (m/min)	V= 7.71 (m/min)	V= 7.73 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0079	0.0079	0.0080	0.0080
MET DE GELEJI	0.0074	0.0075	0.0075	0.0075
P(Cv)	V= 11.55 (m/min)	V= 11.87 (m/min)	V= 12.55 (m/min)	V= 12.6 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0119	0.0123	0.0130	0.0130
MET DE GELEJI	0.0112	0.0116	0.0122	0.0123
P(Cv)	V= 15.27 (m/min)	V= 15.67 (m/min)	V= 16 (m/min)	V= 16.17 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0158	0.0162	0.0165	0.0167
MET DE GELEJI	0.0149	0.0152	0.0156	0.0157
P(Cv)	V= 19.39 (m/min)	V= 19.54 (m/min)	V= 19.93 (m/min)	V= 20.1 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0201	0.0202	0.0206	0.0208
MET DE GELEJI	0.0189	0.0190	0.0194	0.0196
P(Cv)	V= 23.96 (m/min)	V= 24.25 (m/min)	V= 24.55 (m/min)	V= 25.44 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0248	0.0251	0.0254	0.0263
MET DE GELEJI	0.0233	0.0236	0.0239	0.0248
P(Cv)	V= 26.32 (m/min)	V= 27.79 (m/min)	V= 32.36 (m/min)	V= 32.93 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0272	0.0287	0.0335	0.0341
MET DE GELEJI	0.0256	0.0270	0.0315	0.0320
P(Cv)	V= 33.26 (m/min)	V= 33.52 (m/min)	V= 39.34 (m/min)	V= 39.52 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0344	0.0347	0.0407	0.0409
MET DE GELEJI	0.0324	0.0326	0.0383	0.0385
P(Cv)	V= 40.37 (m/min)	V= 40.41 (m/min)	V= 48.02 (m/min)	V= 48.19 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0418	0.0418	0.0497	0.0498
MET DE GELEJI	0.0393	0.0393	0.0467	0.0469

ANGULO= .3490658 (rd) REDUÇAO= .234375 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 200.9 (N/mm²)

		T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR		127	49	0.63
MET DE GELEJI		120	46	0.60
P(Cv)	V= 3.6 (m/min)	V= 3.74 (m/min)	V= 6.27 (m/min)	V= 6.4 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0040	0.0042	0.0070	0.0071
MET DE GELEJI	0.0038	0.0039	0.0066	0.0067
P(Cv)	V= 7.63 (m/min)	V= 7.66 (m/min)	V= 7.71 (m/min)	V= 7.73 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0085	0.0085	0.0086	0.0086
MET DE GELEJI	0.0080	0.0080	0.0081	0.0081
P(Cv)	V= 11.55 (m/min)	V= 11.87 (m/min)	V= 12.55 (m/min)	V= 12.6 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0128	0.0132	0.0139	0.0140
MET DE GELEJI	0.0121	0.0124	0.0131	0.0132
P(Cv)	V= 15.27 (m/min)	V= 15.67 (m/min)	V= 16 (m/min)	V= 16.17 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0170	0.0174	0.0178	0.0180
MET DE GELEJI	0.0160	0.0164	0.0167	0.0169
P(Cv)	V= 19.39 (m/min)	V= 19.54 (m/min)	V= 19.93 (m/min)	V= 20.1 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0215	0.0217	0.0221	0.0223
MET DE GELEJI	0.0203	0.0204	0.0208	0.0210
P(Cv)	V= 23.96 (m/min)	V= 24.25 (m/min)	V= 24.55 (m/min)	V= 25.44 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0266	0.0269	0.0273	0.0283
MET DE GELEJI	0.0250	0.0254	0.0257	0.0266
P(Cv)	V= 26.32 (m/min)	V= 27.79 (m/min)	V= 32.36 (m/min)	V= 32.93 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0292	0.0309	0.0360	0.0366
MET DE GELEJI	0.0275	0.0291	0.0338	0.0344
P(Cv)	V= 33.26 (m/min)	V= 33.52 (m/min)	V= 39.34 (m/min)	V= 39.52 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0370	0.0372	0.0437	0.0439
MET DE GELEJI	0.0348	0.0350	0.0411	0.0413
P(Cv)	V= 40.37 (m/min)	V= 40.41 (m/min)	V= 48.02 (m/min)	V= 48.19 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0449	0.0449	0.0534	0.0535
MET DE GELEJI	0.0422	0.0422	0.0502	0.0504

ANGULO= .4363323 (rd) REDUÇAO= .234375 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 187 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	129	49	0.69
MET DE GELEJI	121	46	0.65

P(Cv)	V= 3.6 (m/min)	V= 3.74 (m/min)	V= 6.27 (m/min)	V= 6.4 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0040	0.0042	0.0070	0.0072
MET DE GELEJI	0.0038	0.0039	0.0066	0.0067
P(Cv)	V= 7.63 (m/min)	V= 7.66 (m/min)	V= 7.71 (m/min)	V= 7.73 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0086	0.0086	0.0086	0.0087
MET DE GELEJI	0.0080	0.0081	0.0081	0.0081
P(Cv)	V= 11.55 (m/min)	V= 11.87 (m/min)	V= 12.55 (m/min)	V= 12.6 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0130	0.0133	0.0141	0.0141
MET DE GELEJI	0.0122	0.0125	0.0132	0.0133
P(Cv)	V= 15.27 (m/min)	V= 15.67 (m/min)	V= 16 (m/min)	V= 16.17 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0171	0.0176	0.0179	0.0181
MET DE GELEJI	0.0161	0.0165	0.0169	0.0170
P(Cv)	V= 19.39 (m/min)	V= 19.54 (m/min)	V= 19.93 (m/min)	V= 20.1 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0218	0.0219	0.0224	0.0225
MET DE GELEJI	0.0204	0.0204	0.0210	0.0212
P(Cv)	V= 23.96 (m/min)	V= 24.25 (m/min)	V= 24.55 (m/min)	V= 25.44 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0269	0.0272	0.0275	0.0285
MET DE GELEJI	0.0253	0.0256	0.0259	0.0268
P(Cv)	V= 26.32 (m/min)	V= 27.79 (m/min)	V= 32.36 (m/min)	V= 32.93 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0295	0.0312	0.0363	0.0369
MET DE GELEJI	0.0277	0.0293	0.0341	0.0347
P(Cv)	V= 33.26 (m/min)	V= 33.52 (m/min)	V= 39.34 (m/min)	V= 39.52 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0373	0.0376	0.0441	0.0443
MET DE GELEJI	0.0351	0.0353	0.0415	0.0417
P(Cv)	V= 40.37 (m/min)	V= 40.41 (m/min)	V= 48.02 (m/min)	V= 48.19 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0453	0.0453	0.0539	0.0541
MET DE GELEJI	0.0425	0.0426	0.0506	0.0508

ANGULO= .4363323 (rd) REDUÇAO= .234375 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 200.9 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	138	53	0.69
MET DE GELEJI	130	50	0.65

P(Cv)	V= 3.6 (m/min)	V= 3.74 (m/min)	V= 6.27 (m/min)	V= 6.4 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0043	0.0045	0.0076	0.0077
MET DE GELEJI	0.0041	0.0042	0.0071	0.0072
P(Cv)	V= 7.63 (m/min)	V= 7.66 (m/min)	V= 7.71 (m/min)	V= 7.73 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0092	0.0092	0.0093	0.0093
MET DE GELEJI	0.0086	0.0087	0.0087	0.0088
P(Cv)	V= 11.55 (m/min)	V= 11.87 (m/min)	V= 12.55 (m/min)	V= 12.6 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0139	0.0143	0.0151	0.0152
MET DE GELEJI	0.0131	0.0134	0.0142	0.0143
P(Cv)	V= 15.27 (m/min)	V= 15.67 (m/min)	V= 16 (m/min)	V= 16.17 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0184	0.0189	0.0193	0.0195
MET DE GELEJI	0.0173	0.0177	0.0181	0.0183
P(Cv)	V= 19.39 (m/min)	V= 19.54 (m/min)	V= 19.93 (m/min)	V= 20.1 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0234	0.0236	0.0240	0.0242
MET DE GELEJI	0.0220	0.0221	0.0226	0.0228
P(Cv)	V= 23.96 (m/min)	V= 24.25 (m/min)	V= 24.55 (m/min)	V= 25.44 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0289	0.0292	0.0296	0.0307
MET DE GELEJI	0.0271	0.0275	0.0278	0.0288
P(Cv)	V= 26.32 (m/min)	V= 27.79 (m/min)	V= 32.36 (m/min)	V= 32.93 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0317	0.0335	0.0390	0.0397
MET DE GELEJI	0.0298	0.0315	0.0366	0.0373
P(Cv)	V= 33.26 (m/min)	V= 33.52 (m/min)	V= 39.34 (m/min)	V= 39.52 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0401	0.0404	0.0474	0.0476
MET DE GELEJI	0.0377	0.0380	0.0445	0.0447
P(Cv)	V= 40.37 (m/min)	V= 40.41 (m/min)	V= 48.02 (m/min)	V= 48.19 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0487	0.0487	0.0579	0.0581
MET DE GELEJI	0.0457	0.0458	0.0544	0.0546

ANGULO= .5235987 (rad) REDUÇAO= .234375 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 187 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	140	54	0.75
MET DE GELEJI	131	50	0.70

P(Cv)	V= 3.6 (m/min)	V= 3.74 (m/min)	V= 6.27 (m/min)	V= 6.4 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0044	0.0046	0.0076	0.0078
MET DE GELEJI	0.0041	0.0043	0.0072	0.0073
POTENCIA EM VAZIO	0.0578	0.0517	0.0000	0.0000
POTENCIA S/ CARGA	0.0673	0.0571	0.0000	0.0000
POTENCIA C/ CARGA	0.0641	0.0544	0.0000	0.0000
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0095	0.0054	0.0000	0.0000

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.4610	0.8382	0.0000	0.0000
(POT TEORICA/DIF)	0.4317	0.7848	0.0000	0.0000

P(Cv)	V= 7.63 (m/min)	V= 7.66 (m/min)	V= 7.71 (m/min)	V= 7.73 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0093	0.0093	0.0094	0.0094
MET DE GELEJI	0.0087	0.0087	0.0088	0.0088
POTENCIA EM VAZIO	0.0000	0.1254	0.0000	0.1429
POTENCIA S/ CARGA	0.0000	0.1388	0.0000	0.1633
POTENCIA C/ CARGA	0.0000	0.1298	0.0000	0.1567
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0000	0.0133	0.0000	0.0204

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.0000	0.7007	0.0000	0.4620
(POT TEORICA/DIF)	0.0000	0.6561	0.0000	0.4325

P(Cv)	V= 11.55 (m/min)	V= 11.87 (m/min)	V= 12.55 (m/min)	V= 12.6 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0141	0.0145	0.0153	0.0154
MET DE GELEJI	0.0132	0.0136	0.0143	0.0144
POTENCIA EM VAZIO	0.2592	0.2150	0.0000	0.0000
POTENCIA S/ CARGA	0.2878	0.2327	0.0000	0.0000
POTENCIA C/ CARGA	0.2714	0.2207	0.0000	0.0000
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0286	0.0177	0.0000	0.0000

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.4931	0.8186	0.0000	0.0000
(POT TEORICA/DIF)	0.4616	0.7664	0.0000	0.0000
P(Cv)	V= 15.27 (m/min)	V= 15.67 (m/min)	V= 16 (m/min)	V= 16.17 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0186	0.0191	0.0195	0.0197
MET DE GELEJI	0.0174	0.0179	0.0183	0.0185
POTENCIA EM VAZIO	0.0000	0.0000	0.3646	0.3061
POTENCIA S/ CARGA	0.0000	0.0000	0.4033	0.3314
POTENCIA C/ CARGA	0.0000	0.0000	0.3927	0.3184
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0000	0.0000	0.0386	0.0253

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.0000	0.0000	0.5051	0.7794
(POT TEORICA/DIF)	0.0000	0.0000	0.4729	0.7297
P(Cv)	V= 19.39 (m/min)	V= 19.54 (m/min)	V= 19.93 (m/min)	V= 20.1 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0236	0.0238	0.0243	0.0245
MET DE GELEJI	0.0221	0.0223	0.0228	0.0230
POTENCIA EM VAZIO	0.0000	0.0000	0.4082	0.4816
POTENCIA S/ CARGA	0.0000	0.0000	0.4592	0.5306
POTENCIA C/ CARGA	0.0000	0.0000	0.4422	0.5143
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0000	0.0000	0.0510	0.0490

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.0000	0.0000	0.4764	0.5005
(POT TEORICA/DIF)	0.0000	0.0000	0.4461	0.4686
P(Cv)	V= 23.96 (m/min)	V= 24.25 (m/min)	V= 24.55 (m/min)	V= 25.44 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0292	0.0296	0.0299	0.0310
MET DE GELEJI	0.0274	0.0277	0.0280	0.0291
POTENCIA EM VAZIO	0.5034	0.0000	0.0000	0.0000
POTENCIA S/ CARGA	0.5633	0.0000	0.0000	0.0000
POTENCIA C/ CARGA	0.5469	0.0000	0.0000	0.0000
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0599	0.0000	0.0000	0.0000

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.4882	0.0000	0.0000	0.0000
(POT TEORICA/DIF)	0.4571	0.0000	0.0000	0.0000
P(Cv)	V= 26.32 (m/min)	V= 27.79 (m/min)	V= 32.36 (m/min)	V= 32.93 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0321	0.0339	0.0395	0.0402
MET DE GELEJI	0.0301	0.0317	0.0370	0.0376
POTENCIA EM VAZIO	0.0000	0.4612	0.0000	0.0000
POTENCIA S/ CARGA	0.0000	0.6441	0.0000	0.0000
POTENCIA C/ CARGA	0.0000	0.6261	0.0000	0.0000
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0000	0.1829	0.0000	0.0000

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.0000	0.1854	0.0000	0.0000
(POT TEORICA/DIF)	0.0000	0.1736	0.0000	0.0000

P(Cv)	V= 33.26 (m/min)	V= 33.52 (m/min)	V= 39.34 (m/min)	V= 39.52 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0406	0.0409	0.0480	0.0482
MET DE GELEJI	0.0380	0.0383	0.0449	0.0451

P(Cv)	V= 40.37 (m/min)	V= 40.41 (m/min)	V= 48.02 (m/min)	V= 48.19 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0492	0.0493	0.0586	0.0588
MET DE GELEJI	0.0461	0.0461	0.0548	0.0550

ANGULO= .5235987 (rad) REDUÇÃO= .234375 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 200.9 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/T ₀
EXPR DE AVITZUR	150	58	0.75
MET DE GELEJI	141	54	0.70

P(Cv)	V= 3.6 (m/min)	V= 3.74 (m/min)	V= 6.27 (m/min)	V= 6.4 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0047	0.0049	0.0082	0.0084
MET DE GELEJI	0.0044	0.0046	0.0077	0.0079
POTENCIA EM VAZIO	0.0000	0.0000	0.0789	0.0710
POTENCIA S/ CARGA	0.0000	0.0000	0.0959	0.0878
POTENCIA C/ CARGA	0.0000	0.0000	0.0917	0.0835
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0000	0.0000	0.0170	0.0167

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.0000	0.0000	0.4831	0.5011
(POT TEORICA/DIF)	0.0000	0.0000	0.4523	0.4692
P(Cv)	V= 7.63 (m/min)	V= 7.66 (m/min)	V= 7.71 (m/min)	V= 7.73 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0100	0.0100	0.0101	0.0101
MET DE GELEJI	0.0094	0.0094	0.0095	0.0095
POTENCIA EM VAZIO	0.0776	0.0000	0.0718	0.0000
POTENCIA S/ CARGA	0.0939	0.0000	0.0865	0.0000
POTENCIA C/ CARGA	0.0893	0.0000	0.0811	0.0000
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0163	0.0000	0.0147	0.0000

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.6124	0.0000	0.6876	0.0000
(POT TEORICA/DIF)	0.5733	0.0000	0.6437	0.0000
P(Cv)	V= 11.55 (m/min)	V= 11.87 (m/min)	V= 12.55 (m/min)	V= 12.6 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0151	0.0156	0.0164	0.0165
MET DE GELEJI	0.0142	0.0146	0.0154	0.0155
POTENCIA EM VAZIO	0.0000	0.0000	0.1665	0.1818
POTENCIA S/ CARGA	0.0000	0.0000	0.2033	0.2220
POTENCIA C/ CARGA	0.0000	0.0000	0.1935	0.2109
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0000	0.0000	0.0367	0.0403

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.0000	0.0000	0.4477	0.4100
(POT TEORICA/DIF)	0.0000	0.0000	0.4191	0.3838
P(Cv)	V= 15.27 (m/min)	V= 15.67 (m/min)	V= 16 (m/min)	V= 16.17 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0200	0.0205	0.0210	0.0212
MET DE GELEJI	0.0187	0.0192	0.0196	0.0198
POTENCIA EM VAZIO	0.1589	0.1554	0.0000	0.0000
POTENCIA S/ CARGA	0.2269	0.2057	0.0000	0.0000
POTENCIA C/ CARGA	0.2125	0.2019	0.0000	0.0000
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0680	0.0503	0.0000	0.0000

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.2941	0.4079	0.0000	0.0000
(POT TEORICA/DIF)	0.2754	0.3819	0.0000	0.0000
P(Cv)	V= 19.39 (m/min)	V= 19.54 (m/min)	V= 19.93 (m/min)	V= 20.1 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0254	0.0256	0.0261	0.0263
MET DE GELEJI	0.0238	0.0240	0.0245	0.0247
POTENCIA EM VAZIO	0.2805	0.2890	0.0000	0.0000
POTENCIA S/ CARGA	0.3306	0.3490	0.0000	0.0000
POTENCIA C/ CARGA	0.3088	0.3407	0.0000	0.0000
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0501	0.0600	0.0000	0.0000

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.5075	0.4267	0.0000	0.0000
(POT TEORICA/DIF)	0.4751	0.3995	0.0000	0.0000
P(Cv)	V= 23.96 (m/min)	V= 24.25 (m/min)	V= 24.55 (m/min)	V= 25.44 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0314	0.0318	0.0322	0.0333
MET DE GELEJI	0.0294	0.0298	0.0301	0.0312
POTENCIA EM VAZIO	0.0000	0.3001	0.2756	0.4196
POTENCIA S/ CARGA	0.0000	0.3576	0.3355	0.5029
POTENCIA C/ CARGA	0.0000	0.3472	0.3190	0.4898
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0000	0.0574	0.0599	0.0833

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.0000	0.5534	0.5374	0.4004
(POT TEORICA/DIF)	0.0000	0.5182	0.5031	0.3748
P(Cv)	V= 26.32 (m/min)	V= 27.79 (m/min)	V= 32.36 (m/min)	V= 32.93 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0345	0.0364	0.0424	0.0432
MET DE GELEJI	0.0323	0.0341	0.0397	0.0404
POTENCIA EM VAZIO	0.3935	0.0000	0.5284	0.4223
POTENCIA S/ CARGA	0.4784	0.0000	0.6367	0.5159
POTENCIA C/ CARGA	0.4501	0.0000	0.6048	0.5037
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0849	0.0000	0.1083	0.0936

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.4062	0.0000	0.3915	0.4610
(POT TEORICA/DIF)	0.3803	0.0000	0.3666	0.4316
P(Cv)	V= 33.26 (m/min)	V= 33.52 (m/min)	V= 39.34 (m/min)	V= 39.52 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0436	0.0439	0.0515	0.0518
MET DE GELEJI	0.0408	0.0411	0.0483	0.0485
POTENCIA EM VAZIO	0.4027	0.6063	0.6846	0.8114
POTENCIA S/ CARGA	0.4898	0.7143	0.8082	0.9796
POTENCIA C/ CARGA	0.4707	0.6776	0.7646	0.9491
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0871	0.1080	0.1235	0.1682

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.5005	0.4066	0.4173	0.3079
(POT TEORICA/DIF)	0.4686	0.3807	0.3907	0.2883
P(Cv)	V= 40.37 (m/min)	V= 40.41 (m/min)	V= 48.02 (m/min)	V= 48.19 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0529	0.0530	0.0629	0.0631
MET DE GELEJI	0.0495	0.0496	0.0589	0.0591
POTENCIA EM VAZIO	0.5782	0.5102	0.7048	0.6569
POTENCIA S/ CARGA	0.6939	0.6150	0.8571	0.7935
POTENCIA C/ CARGA	0.6694	0.5959	0.8376	0.7837
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.1156	0.1048	0.1524	0.1366

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.4574	0.5054	0.4129	0.4623
(POT TEORICA/DIF)	0.4283	0.4733	0.3866	0.4328

PROCESSO DE TREFILAÇÃO

MATERIAL=AL
 TENSÃO DE ESCORIMENTO=187,00 (N/mm²)
 REDUÇÃO 1 = 0,2344
 TIPO DE LUBRIFICANTE=TELLUS 32

TABELA DO COEFICIENTE DE ATRITO ENTRE O MATERIAL
 E A FERRAMENTA EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE

	V= 3,74 (m/min)	V= 7,66 (m/min)	V=11,87 (m/min)	V=16,17 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0,0467582 (AVITZUR)	0,0467582	0,0467582	0,0467581	0,0467581
COEF DE ATRITO (u)=0,0244099 (GELEGI)	0,0244099	0,0244099	0,0244100	0,0244102
	V=19,93 (m/min)	V=23,96 (m/min)	V= 0,00 (m/min)	V= 0,00 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0,0467581 (AVITZUR)	0,0467581	0,0467582	0,0000000	0,0000000
COEF DE ATRITO (u)=0,0244100 (GELEGI)	0,0244100	0,0244099	0,0000000	0,0000000

MATERIAL=AL
 TENSÃO DE ESCORIMENTO=187,00 (N/mm²)
 REDUÇÃO 1 = 0,2344
 TIPO DE LUBRIFICANTE=MACOMA 220

TABELA DO COEFICIENTE DE ATRITO ENTRE O MATERIAL
 E A FERRAMENTA EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE

	V= 3,60 (m/min)	V= 7,73 (m/min)	V=11,55 (m/min)	V=16,00 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0,0467581 (AVITZUR)	0,0467581	0,0467581	0,0467580	0,0467582
COEF DE ATRITO (u)=0,0244099 (GELEGI)	0,0244099	0,0244099	0,0244100	0,0244100
	V=20,10 (m/min)	V=27,79 (m/min)	V= 0,00 (m/min)	V= 0,00 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0,0467581 (AVITZUR)	0,0467581	0,0467582	0,0000000	0,0000000
COEF DE ATRITO (u)=0,0244100 (GELEGI)	0,0244100	0,0244100	0,0000000	0,0000000

MATERIAL=COBRE
 TENSÃO DE ESCORIMENTO=200,90 (N/mm²)
 REDUÇÃO 1 = 0,2344
 TIPO DE LUBRIFICANTE=TELLUS 32

TABELA DO COEFICIENTE DE ATRITO ENTRE O MATERIAL
 E A FERRAMENTA EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE

	V= 6,40 (m/min)	V= 7,71 (m/min)	V=12,55 (m/min)	V=15,67 (m/min)
COEF DE ATRITO (μ)=0,0467581 (AVITZUR)	0,0467581	0,0467582	0,0467580	0,0467580
COEF DE ATRITO (μ)=0,0244099 (GELEGI)	0,0244100	0,0244100	0,0244100	0,0244100
	V=19,39 (m/min)	V=24,55 (m/min)	V=26,32 (m/min)	V=32,36 (m/min)
COEF DE ATRITO (μ)=0,0467582 (AVITZUR)	0,0467581	0,0467581	0,0467581	0,0467581
COEF DE ATRITO (μ)=0,0244100 (GELEGI)	0,0244100	0,0244100	0,0244100	0,0244100
	V=33,26 (m/min)	V=39,34 (m/min)	V=40,41 (m/min)	V=48,19 (m/min)
COEF DE ATRITO (μ)=0,0467581 (AVITZUR)	0,0467581	0,0467581	0,0467581	0,0467581
COEF DE ATRITO (μ)=0,0244101 (GELEGI)	0,0244100	0,0244100	0,0244100	0,0244100

MATERIAL=COBRE
 TENSÃO DE ESCORIMENTO=200,90 (N/mm²)
 REDUÇÃO 1 = 0,2344
 TIPO DE LUBRIFICANTE=MACOMA 220

TABELA DO COEFICIENTE DE ATRITO ENTRE O MATERIAL
 E A FERRAMENTA EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE

	V= 6,27 (m/min)	V= 7,63 (m/min)	V=12,60 (m/min)	V=15,27 (m/min)
COEF DE ATRITO (μ)=0,0467580 (AVITZUR)	0,0467581	0,0467581	0,0467581	0,0467581
COEF DE ATRITO (μ)=0,0244100 (GELEGI)	0,0244100	0,0244100	0,0244100	0,0244099
	V=19,54 (m/min)	V=24,25 (m/min)	V=25,44 (m/min)	V=32,93 (m/min)
COEF DE ATRITO (μ)=0,0467582 (AVITZUR)	0,0467581	0,0467581	0,0467581	0,0467581
COEF DE ATRITO (μ)=0,0244099 (GELEGI)	0,0244099	0,0244099	0,0244099	0,0244099
	V=33,52 (m/min)	V=39,52 (m/min)	V=40,37 (m/min)	V=48,02 (m/min)
COEF DE ATRITO (μ)=0,0467581 (AVITZUR)	0,0467581	0,0467581	0,0467581	0,0467580
COEF DE ATRITO (μ)=0,0244100 (GELEGI)	0,0244100	0,0244100	0,0244100	0,0244100

PROCESSO DE TREFILAÇÃO

MATERIAL=AL
 TENSÃO DE ESCOAMENTO=187.00 (N/mm²)
 REDUÇÃO 1 = 0.2344
 TIPO DE LUBRIFICANTE=TELLUS 32

TABELA DO COEFICIENTE DE ATRITO ENTRE O MATERIAL
 E A FERRAMENTA EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE

	V= 3.74 (m/min)	V= 7.66 (m/min)	V=11.87 (m/min)	V=16.17 (m/min)
COEF. DE ATRITO (u)=0.0467582 (AVITZUR)	0.0467582	0.0467582	0.0467581	0.0467581
	V=19.93 (m/min)	V=23.96 (m/min)	V= 0.00 (m/min)	V= 0.00 (m/min)
COEF. DE ATRITO (u)=0.0467581 (AVITZUR)	0.0467581	0.0467582	0.0000000	0.0000000

MATERIAL=AL
 TENSÃO DE ESCOAMENTO=187.00 (N/mm²)
 REDUÇÃO 1 = 0.2344
 TIPO DE LUBRIFICANTE=MACOMA 220

TABELA DO COEFICIENTE DE ATRITO ENTRE O MATERIAL
 E A FERRAMENTA EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE

	V= 3.60 (m/min)	V= 7.73 (m/min)	V=11.55 (m/min)	V=16.00 (m/min)
COEF. DE ATRITO (u)=0.0467581 (AVITZUR)	0.0467581	0.0467581	0.0467580	0.0467582
	V=20.10 (m/min)	V=27.79 (m/min)	V= 0.00 (m/min)	V= 0.00 (m/min)
COEF. DE ATRITO (u)=0.0467581 (AVITZUR)	0.0467581	0.0467582	0.0000000	0.0000000

MATERIAL=COBRE
 TENSÃO DE ESCOAMENTO=200,90 (N/mm²)
 REDUÇÃO 1 = 0,2344
 TIPO DE LUBRIFICANTE=TELLUS 32

TABELA DO COEFICIENTE DE ATRITO ENTRE O MATERIAL
 E A FERRAMENTA EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE

	V= 6.40 (m/min)	V= 7.71 (m/min)	V=12.55 (m/min)	V=15.67 (m/min)
COEF DE ATRITO (μ)=0,0467581 (AVITZUR)	0,0467581	0,0467582	0,0467580	0,0467580

	V=19.39 (m/min)	V=24.55 (m/min)	V=26.32 (m/min)	V=32.36 (m/min)
COEF DE ATRITO (μ)=0,0467582 (AVITZUR)	0,0467581	0,0467581	0,0467581	0,0467581

	V=33.26 (m/min)	V=39.34 (m/min)	V=40.41 (m/min)	V=48.19 (m/min)
COEF DE ATRITO (μ)=0,0467581 (AVITZUR)	0,0467581	0,0467581	0,0467581	0,0467581

MATERIAL=COBRE
 TENSÃO DE ESCOAMENTO=200,90 (N/mm²)
 REDUÇÃO 1 = 0,2344
 TIPO DE LUBRIFICANTE=MACOMA 220

TABELA DO COEFICIENTE DE ATRITO ENTRE O MATERIAL
 E A FERRAMENTA EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE

	V= 6.27 (m/min)	V= 7.63 (m/min)	V=12.60 (m/min)	V=15.27 (m/min)
COEF DE ATRITO (μ)=0,0467580 (AVITZUR)	0,0467580	0,0467581	0,0467581	0,0467581

	V=19.54 (m/min)	V=24.25 (m/min)	V=25.44 (m/min)	V=32.93 (m/min)
COEF DE ATRITO (μ)=0,0467582 (AVITZUR)	0,0467582	0,0467581	0,0467581	0,0467581

	V=33.52 (m/min)	V=39.52 (m/min)	V=40.37 (m/min)	V=48.02 (m/min)
COEF DE ATRITO (μ)=0,0467581 (AVITZUR)	0,0467581	0,0467581	0,0467581	0,0467580

PARAMETROS DO PROCESSO DE TREFILAÇÃO

ANGULO= .2617993 (rd) REDUÇÃO= .19 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 187 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXFR DE AVITZUR	98	50	0.52
MET DE GELEJI	91	47	0.49

P(Cv)	V= 7.89 (m/min)	V= 7.9 (m/min)	V= 15.79 (m/min)	V= 15.87 (m/min)
EXFR DE AVITZUR	0.0090	0.0090	0.0180	0.0181
MET DE GELEJI	0.0034	0.0084	0.0168	0.0169
P(Cv)	V= 22.35 (m/min)	V= 24.4 (m/min)	V= 32.18 (m/min)	V= 33.29 (m/min)
EXFR DE AVITZUR	0.0255	0.0279	0.0368	0.0380
MET DE GELEJI	0.0238	0.0260	0.0342	0.0354
P(Cv)	V= 39.89 (m/min)	V= 39.97 (m/min)	V= 48.46 (m/min)	V= 49.87 (m/min)
EXFR DE AVITZUR	0.0456	0.0457	0.0554	0.0570
MET DE GELEJI	0.0425	0.0425	0.0516	0.0531

ANGULO= .2617993 (rd) REDUÇÃO= .19 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 200.9 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXFR DE AVITZUR	105	54	0.52
MET DE GELEJI	98	50	0.49

P(Cv)	V= 7.89 (m/min)	V= 7.9 (m/min)	V= 15.79 (m/min)	V= 15.87 (m/min)
EXFR DE AVITZUR	0.0097	0.0097	0.0194	0.0195
MET DE GELEJI	0.0090	0.0090	0.0181	0.0181
P(Cv)	V= 22.35 (m/min)	V= 24.4 (m/min)	V= 32.18 (m/min)	V= 33.29 (m/min)
EXFR DE AVITZUR	0.0274	0.0300	0.0395	0.0409
MET DE GELEJI	0.0256	0.0279	0.0368	0.0381
P(Cv)	V= 39.89 (m/min)	V= 39.97 (m/min)	V= 48.46 (m/min)	V= 49.87 (m/min)
EXFR DE AVITZUR	0.0490	0.0491	0.0595	0.0612
MET DE GELEJI	0.0456	0.0457	0.0554	0.0570

ANGULO= .3490658 (rd) REDUÇAO= .19 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 187 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	107	55	0.57
MET DE GELEJI	100	51	0.53

P(Cv)	V= 7.89 (m/min)	V= 7.9 (m/min)	V= 15.79 (m/min)	V= 15.87 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0098	0.0098	0.0197	0.0198
MET DE GELEJI	0.0092	0.0092	0.0184	0.0185
P(Cv)	V= 22.35 (m/min)	V= 24.4 (m/min)	V= 32.18 (m/min)	V= 33.29 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0279	0.0304	0.0401	0.0415
MET DE GELEJI	0.0261	0.0285	0.0375	0.0388
P(Cv)	V= 39.89 (m/min)	V= 39.97 (m/min)	V= 48.46 (m/min)	V= 49.87 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0497	0.0498	0.0604	0.0622
MET DE GELEJI	0.0465	0.0466	0.0565	0.0582

ANGULO= .3490658 (rd) REDUÇAO= .19 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 200.9 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	115	59	0.57
MET DE GELEJI	107	55	0.53

P(Cv)	V= 7.89 (m/min)	V= 7.9 (m/min)	V= 15.79 (m/min)	V= 15.87 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0106	0.0106	0.0211	0.0213
MET DE GELEJI	0.0099	0.0099	0.0198	0.0199
P(Cv)	V= 22.35 (m/min)	V= 24.4 (m/min)	V= 32.18 (m/min)	V= 33.29 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0299	0.0327	0.0431	0.0446
MET DE GELEJI	0.0280	0.0306	0.0403	0.0417
P(Cv)	V= 39.89 (m/min)	V= 39.97 (m/min)	V= 48.46 (m/min)	V= 49.87 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0534	0.0535	0.0649	0.0668
MET DE GELEJI	0.0500	0.0501	0.0607	0.0625

ANGULO= .4363323 (rd) REDUÇAO= .19 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 187 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	117	60	0.63
MET DE GELEJI	110	57	0.59

P(Cu)	V= 7.89 (m/min)	V= 7.9 (m/min)	V= 15.79 (m/min)	V= 15.87 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0108	0.0108	0.0216	0.0217
MET DE GELEJI	0.0101	0.0101	0.0203	0.0204
P(Cu)	V= 22.35 (m/min)	V= 24.4 (m/min)	V= 32.18 (m/min)	V= 33.29 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0306	0.0334	0.0441	0.0456
MET DE GELEJI	0.0287	0.0313	0.0413	0.0428
P(Cu)	V= 39.89 (m/min)	V= 39.97 (m/min)	V= 48.46 (m/min)	V= 49.87 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0546	0.0547	0.0663	0.0683
MET DE GELEJI	0.0512	0.0513	0.0622	0.0640

ANGULO= .4363323 (rd) REDUÇAO= .19 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 200.9 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	126	65	0.63
MET DE GELEJI	118	61	0.59

P(Cu)	V= 7.89 (m/min)	V= 7.9 (m/min)	V= 15.79 (m/min)	V= 15.87 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0116	0.0116	0.0232	0.0233
MET DE GELEJI	0.0109	0.0109	0.0218	0.0219
P(Cu)	V= 22.35 (m/min)	V= 24.4 (m/min)	V= 32.18 (m/min)	V= 33.29 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0329	0.0359	0.0473	0.0490
MET DE GELEJI	0.0308	0.0337	0.0444	0.0459
P(Cu)	V= 39.89 (m/min)	V= 39.97 (m/min)	V= 48.46 (m/min)	V= 49.87 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0587	0.0588	0.0713	0.0734
MET DE GELEJI	0.0550	0.0551	0.0669	0.0688

ANGULO= .5235987 (rd) REDUÇAO= .19 TENSAO DE ESCOAMENTO= 187 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	129	66	0.69
MET DE GELEJI	121	62	0.65

P(Cv)	V= 7.89 (m/min)	V= 7.9 (m/min)	V= 15.79 (m/min)	V= 15.87 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0119	0.0119	0.0237	0.0239
MET DE GELEJI	0.0111	0.0111	0.0223	0.0224
P(Cv)	V= 22.35 (m/min)	V= 24.4 (m/min)	V= 32.18 (m/min)	V= 33.29 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0336	0.0367	0.0484	0.0500
MET DE GELEJI	0.0315	0.0344	0.0454	0.0469
P(Cv)	V= 39.89 (m/min)	V= 39.97 (m/min)	V= 48.46 (m/min)	V= 49.87 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0600	0.0601	0.0729	0.0750
MET DE GELEJI	0.0562	0.0563	0.0683	0.0703

ANGULO= .5235987 (rd) REDUÇAO= .19 TENSAO DE ESCOAMENTO= 200.9 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	138	71	0.69
MET DE GELEJI	130	67	0.65

P(Cv)	V= 7.89 (m/min)	V= 7.9 (m/min)	V= 15.79 (m/min)	V= 15.87 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0127	0.0128	0.0255	0.0256
MET DE GELEJI	0.0120	0.0120	0.0239	0.0240
POTENCIA EM VAZIO	0.0873	0.0797	0.2182	0.2046
POTENCIA S/ CARGA	0.1171	0.1224	0.2792	0.2531
POTENCIA C/ CARGA	0.1116	0.1190	0.2623	0.2361
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0298	0.0427	0.0610	0.0484

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.4277	0.2987	0.4184	0.5292
(POT TEORICA/DIF)	0.4011	0.2801	0.3924	0.4963
P(Cv)	V= 22.35 (m/min)	V= 24.4 (m/min)	V= 32.18 (m/min)	V= 33.29 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0361	0.0394	0.0520	0.0538
MET DE GELEJI	0.0339	0.0370	0.0487	0.0504
POTENCIA EM VAZIO	0.3396	0.3812	0.5361	0.5067
POTENCIA S/ CARGA	0.4212	0.4776	0.6531	0.6367
POTENCIA C/ CARGA	0.3924	0.4631	0.6348	0.5687
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0816	0.0963	0.1170	0.1301

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.4422	0.4091	0.4442	0.4134
(POT TEORICA/DIF)	0.4147	0.3837	0.4166	0.3876
P(Cv)	V= 39.89 (m/min)	V= 39.97 (m/min)	V= 48.46 (m/min)	V= 49.87 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0644	0.0646	0.0783	0.0805
MET DE GELEJI	0.0604	0.0605	0.0734	0.0755
POTENCIA EM VAZIO	0.6781	0.6838	0.9396	0.8361
POTENCIA S/ CARGA	0.8184	0.8306	1.0041	1.0041
POTENCIA C/ CARGA	0.7905	0.8027	0.9605	0.9714
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.1403	0.1468	0.0645	0.1680

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.4593	0.4398	1.2137	0.4794
(POT TEORICA/DIF)	0.4307	0.4124	1.1381	0.4495

PROCESSO DE TREFILAÇÃO

MATERIAL=COBRE
 TENSAO DE ESCORMENTO=200,90 (N/mm²)
 REDUÇAO 1 = 0,1900
 TIPO DE LUBRIFICANTE=TELLUS 32

TABELA DO COEFICIENTE DE ATRITO ENTRE O MATERIAL
 E A FERRAMENTA EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE

	V= 7,89 (m/min)	V=15,87 (m/min)	V=22,35 (m/min)	V=33,29 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0,0403347 (AVITZUR)	0,0403347	0,0403348	0,0403348	0,0403348
COEF DE ATRITO (u)=0,0012655 (GELEGI)	0,0012655	0,0012656	0,0012655	0,0012655
	V=39,89 (m/min)	V=48,46 (m/min)	V= 0,00 (m/min)	V= 0,00 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0,0403347 (AVITZUR)	0,0403347	0,0403348	0,0000000	0,0000000
COEF DE ATRITO (u)=0,0012655 (GELEGI)	0,0012655	0,0012656	0,0000000	0,0000000

MATERIAL=COBRE
 TENSAO DE ESCORMENTO=200,90 (N/mm²)
 REDUÇAO 1 = 0,1900
 TIPO DE LUBRIFICANTE=MACOMA 220

TABELA DO COEFICIENTE DE ATRITO ENTRE O MATERIAL
 E A FERRAMENTA EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE

	V= 7,90 (m/min)	V=15,79 (m/min)	V=24,40 (m/min)	V=32,18 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0,0403349 (AVITZUR)	0,0403349	0,0403347	0,0403348	0,0403348
COEF DE ATRITO (u)=0,0012656 (GELEGI)	0,0012656	0,0012655	0,0012655	0,0012654
	V=39,97 (m/min)	V=49,87 (m/min)	V= 0,00 (m/min)	V= 0,00 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0,0403348 (AVITZUR)	0,0403348	0,0403348	0,0000000	0,0000000
COEF DE ATRITO (u)=0,0012656 (GELEGI)	0,0012656	0,0012655	0,0000000	0,0000000

PROCESSO DE TREFILAÇÃO

MATERIAL=COBRE
 TENSÃO DE ESCOAMENTO=200,90 (N/mm²)
 REDUÇÃO 2 = 0,1900
 TIPO DE LUBRIFICANTE=TELLUS 32

TABELA DO COEFICIENTE DE ATRITO ENTRE O MATERIAL
 E A FERRAMENTA EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE

	V= 7,89 (m/min)	V=15,87 (m/min)	V=22,35 (m/min)	V=33,29 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0,0403347 (AVITZUR)	0,0403347	0,0403348	0,0403348	0,0403348
	V=39,89 (m/min)	V=48,46 (m/min)	V= 0,00 (m/min)	V= 0,00 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0,0403347 (AVITZUR)	0,0403347	0,0403348	0,0000000	0,0000000

MATERIAL=COBRE
 TENSÃO DE ESCOAMENTO=200,90 (N/mm²)
 REDUÇÃO 2 = 0,1900
 TIPO DE LUBRIFICANTE=MACOMA 220

TABELA DO COEFICIENTE DE ATRITO ENTRE O MATERIAL
 E A FERRAMENTA EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE

	V= 7,90 (m/min)	V=15,79 (m/min)	V=24,40 (m/min)	V=32,18 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0,0403349 (AVITZUR)	0,0403349	0,0403347	0,0403348	0,0403348
	V=39,97 (m/min)	V=49,87 (m/min)	V= 0,00 (m/min)	V= 0,00 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0,0403348 (AVITZUR)	0,0403348	0,0403348	0,0000000	0,0000000

PARAMETROS DO PROCESSO DE TREFILAÇÃO

ANGULO= .2617993 (rd) REDUÇÃO= .2286579 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 187 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To	
EXPR DE AVITZUR	109	87	0.58	
MET DE GELEJI	102	82	0.55	
P(Cu)	V= 5.04 (m/min)	V= 5.76 (m/min)	V= 6.42 (m/min)	V= 6.45 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0100	0.0114	0.0127	0.0127
MET DE GELEJI	0.0094	0.0107	0.0119	0.0120
P(Cu)	V= 7.75 (m/min)	V= 7.81 (m/min)	V= 10.2 (m/min)	V= 10.32 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0153	0.0154	0.0201	0.0204
MET DE GELEJI	0.0144	0.0145	0.0189	0.0192
P(Cu)	V= 12.78 (m/min)	V= 12.84 (m/min)	V= 13.32 (m/min)	V= 15.39 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0252	0.0254	0.0263	0.0304
MET DE GELEJI	0.0237	0.0238	0.0247	0.0286
P(Cu)	V= 15.57 (m/min)	V= 15.72 (m/min)	V= 18.52 (m/min)	V= 19.88 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0307	0.0310	0.0366	0.0393
MET DE GELEJI	0.0289	0.0292	0.0344	0.0369
P(Cu)	V= 21.35 (m/min)	V= 21.71 (m/min)	V= 23.5 (m/min)	V= 24.04 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0422	0.0429	0.0464	0.0475
MET DE GELEJI	0.0396	0.0403	0.0436	0.0446
P(Cu)	V= 26.28 (m/min)	V= 26.5 (m/min)	V= 26.7 (m/min)	V= 26.8 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0519	0.0523	0.0527	0.0529
MET DE GELEJI	0.0488	0.0492	0.0495	0.0497
P(Cu)	V= 29.71 (m/min)	V= 31.54 (m/min)	V= 32.24 (m/min)	V= 32.63 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0587	0.0623	0.0637	0.0644
MET DE GELEJI	0.0581	0.0585	0.0598	0.0606
P(Cu)	V= 33.1 (m/min)	V= 33.35 (m/min)	V= 36.94 (m/min)	V= 40.49 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0654	0.0659	0.0729	0.0799
MET DE GELEJI	0.0614	0.0619	0.0686	0.0751
P(Cu)	V= 41.25 (m/min)	V= 41.38 (m/min)	V= 45.43 (m/min)	V= 51.04 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0815	0.0817	0.0956	0.1008
MET DE GELEJI	0.0766	0.0768	0.0899	0.0947

ANGULO= .2617993 (rd) REDUÇAO= .2286579 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 200.9 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/T ₀
EXPR DE AVITZUR	117	94	0.58
MET DE GELEJI	110	88	0.55

P(Cv)	V= 5.04 (m/min)	V= 5.76 (m/min)	V= 6.42 (m/min)	V= 6.45 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0107	0.0122	0.0136	0.0137
MET DE GELEJI	0.0100	0.0115	0.0128	0.0129
P(Cv)	V= 7.75 (m/min)	V= 7.81 (m/min)	V= 10.2 (m/min)	V= 10.32 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0164	0.0166	0.0216	0.0219
MET DE GELEJI	0.0155	0.0156	0.0203	0.0206
P(Cv)	V= 12.78 (m/min)	V= 12.84 (m/min)	V= 13.32 (m/min)	V= 15.39 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0271	0.0272	0.0283	0.0326
MET DE GELEJI	0.0255	0.0256	0.0266	0.0307
P(Cv)	V= 15.57 (m/min)	V= 15.72 (m/min)	V= 18.52 (m/min)	V= 19.88 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0330	0.0333	0.0393	0.0422
MET DE GELEJI	0.0310	0.0313	0.0369	0.0396
P(Cv)	V= 21.35 (m/min)	V= 21.71 (m/min)	V= 23.5 (m/min)	V= 24.04 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0453	0.0461	0.0499	0.0510
MET DE GELEJI	0.0426	0.0433	0.0469	0.0479
P(Cv)	V= 26.28 (m/min)	V= 26.5 (m/min)	V= 26.7 (m/min)	V= 26.8 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0557	0.0562	0.0566	0.0569
MET DE GELEJI	0.0524	0.0528	0.0532	0.0534
P(Cv)	V= 29.71 (m/min)	V= 31.54 (m/min)	V= 32.24 (m/min)	V= 32.63 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0630	0.0669	0.0684	0.0692
MET DE GELEJI	0.0592	0.0629	0.0643	0.0651
P(Cv)	V= 33.1 (m/min)	V= 33.35 (m/min)	V= 36.94 (m/min)	V= 40.49 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0702	0.0707	0.0784	0.0859
MET DE GELEJI	0.0660	0.0665	0.0736	0.0807
P(Cv)	V= 41.25 (m/min)	V= 41.38 (m/min)	V= 48.43 (m/min)	V= 51.04 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0875	0.0878	0.1027	0.1083
MET DE GELEJI	0.0822	0.0825	0.0966	0.1018

ANGULO= .3490658 (rd) REDUÇAO= .2286579 TENSÃO DE ESCUAMENTO= 187 (N/mm²)

		T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR		117	94	0.63
MET DE GELEJI		110	88	0.59
P(Co)	V= 5.04 (m/min)	V= 5.76 (m/min)	V= 6.42 (m/min)	V= 6.45 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0107	0.0122	0.0136	0.0137
MET DE GELEJI	0.0101	0.0115	0.0128	0.0129
P(Co)	V= 7.75 (m/min)	V= 7.81 (m/min)	V= 10.2 (m/min)	V= 10.32 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0165	0.0166	0.0217	0.0219
MET DE GELEJI	0.0155	0.0156	0.0204	0.0206
P(Co)	V= 12.78 (m/min)	V= 12.84 (m/min)	V= 13.32 (m/min)	V= 15.39 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0272	0.0273	0.0283	0.0327
MET DE GELEJI	0.0255	0.0257	0.0266	0.0308
P(Co)	V= 15.57 (m/min)	V= 15.72 (m/min)	V= 18.52 (m/min)	V= 19.88 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0331	0.0334	0.0394	0.0422
MET DE GELEJI	0.0311	0.0314	0.0370	0.0397
P(Co)	V= 21.35 (m/min)	V= 21.71 (m/min)	V= 23.5 (m/min)	V= 24.04 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0454	0.0461	0.0499	0.0511
MET DE GELEJI	0.0427	0.0434	0.0470	0.0480
P(Co)	V= 26.28 (m/min)	V= 26.5 (m/min)	V= 26.7 (m/min)	V= 26.8 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0558	0.0563	0.0567	0.0569
MET DE GELEJI	0.0525	0.0529	0.0533	0.0535
P(Co)	V= 29.71 (m/min)	V= 31.54 (m/min)	V= 32.24 (m/min)	V= 32.63 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0631	0.0670	0.0685	0.0693
MET DE GELEJI	0.0594	0.0630	0.0644	0.0652
P(Co)	V= 33.1 (m/min)	V= 33.35 (m/min)	V= 36.94 (m/min)	V= 40.49 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0703	0.0709	0.0785	0.0860
MET DE GELEJI	0.0661	0.0666	0.0738	0.0809
P(Co)	V= 41.25 (m/min)	V= 41.38 (m/min)	V= 48.43 (m/min)	V= 51.04 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0877	0.0879	0.1029	0.1085
MET DE GELEJI	0.0824	0.0827	0.0968	0.1020

ANGULO= .3490658 (rad) REDUÇAO= .2286579 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 200.9 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/T ₀
EXPR DE AVITZUR	126	101	0.63
MET DE GELEJI	118	95	0.59

P(Cv)	V= 5.04 (m/min)	V= 5.76 (m/min)	V= 6.42 (m/min)	V= 6.45 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0115	0.0131	0.0147	0.0147
MET DE GELEJI	0.0108	0.0124	0.0138	0.0138
P(Cv)	V= 7.75 (m/min)	V= 7.81 (m/min)	V= 10.2 (m/min)	V= 10.32 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0177	0.0178	0.0233	0.0236
MET DE GELEJI	0.0166	0.0168	0.0219	0.0222
P(Cv)	V= 12.78 (m/min)	V= 12.84 (m/min)	V= 13.32 (m/min)	V= 15.39 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0292	0.0293	0.0304	0.0351
MET DE GELEJI	0.0274	0.0276	0.0286	0.0330
P(Cv)	V= 15.57 (m/min)	V= 15.72 (m/min)	V= 18.52 (m/min)	V= 19.88 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0355	0.0359	0.0423	0.0454
MET DE GELEJI	0.0334	0.0337	0.0398	0.0427
P(Cv)	V= 21.35 (m/min)	V= 21.71 (m/min)	V= 23.5 (m/min)	V= 24.04 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0487	0.0496	0.0536	0.0549
MET DE GELEJI	0.0458	0.0466	0.0504	0.0516
P(Cv)	V= 26.28 (m/min)	V= 26.5 (m/min)	V= 26.7 (m/min)	V= 26.8 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0600	0.0605	0.0610	0.0612
MET DE GELEJI	0.0564	0.0569	0.0573	0.0575
P(Cv)	V= 29.71 (m/min)	V= 31.54 (m/min)	V= 32.24 (m/min)	V= 32.63 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0678	0.0720	0.0736	0.0745
MET DE GELEJI	0.0638	0.0677	0.0692	0.0700
P(Cv)	V= 33.1 (m/min)	V= 33.35 (m/min)	V= 36.94 (m/min)	V= 40.49 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0756	0.0761	0.0843	0.0924
MET DE GELEJI	0.0711	0.0716	0.0793	0.0869
P(Cv)	V= 41.25 (m/min)	V= 41.38 (m/min)	V= 48.43 (m/min)	V= 51.04 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0942	0.0945	0.1106	0.1165
MET DE GELEJI	0.0885	0.0888	0.1040	0.1096

ANGULO= .4363323 (rd) REDUÇAO= .2286579 TENSAO DE ESCOAMENTO= 187 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	127	102	0.68
MET DE GELEJI	119	96	0.64

P(Cv)	V= 5.04 (m/min)	V= 5.76 (m/min)	V= 6.42 (m/min)	V= 6.45 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0116	0.0133	0.0148	0.0149
MET DE GELEJI	0.0109	0.0125	0.0139	0.0140
P(Cv)	V= 7.75 (m/min)	V= 7.81 (m/min)	V= 10.2 (m/min)	V= 10.32 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0179	0.0180	0.0235	0.0238
MET DE GELEJI	0.0168	0.0169	0.0221	0.0224
P(Cv)	V= 12.78 (m/min)	V= 12.84 (m/min)	V= 13.32 (m/min)	V= 15.39 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0295	0.0296	0.0307	0.0355
MET DE GELEJI	0.0277	0.0278	0.0289	0.0334
P(Cv)	V= 15.57 (m/min)	V= 15.72 (m/min)	V= 18.52 (m/min)	V= 19.88 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0359	0.0363	0.0428	0.0459
MET DE GELEJI	0.0338	0.0341	0.0402	0.0431
P(Cv)	V= 21.35 (m/min)	V= 21.71 (m/min)	V= 23.5 (m/min)	V= 24.04 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0493	0.0501	0.0542	0.0555
MET DE GELEJI	0.0463	0.0471	0.0510	0.0521
P(Cv)	V= 26.28 (m/min)	V= 26.5 (m/min)	V= 26.7 (m/min)	V= 26.8 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0607	0.0612	0.0616	0.0619
MET DE GELEJI	0.0570	0.0575	0.0579	0.0581
P(Cv)	V= 29.71 (m/min)	V= 31.54 (m/min)	V= 32.24 (m/min)	V= 32.63 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0686	0.0728	0.0744	0.0753
MET DE GELEJI	0.0644	0.0684	0.0699	0.0708
P(Cv)	V= 33.1 (m/min)	V= 33.35 (m/min)	V= 36.94 (m/min)	V= 40.49 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0764	0.0770	0.0853	0.0935
MET DE GELEJI	0.0718	0.0723	0.0801	0.0878
P(Cv)	V= 41.25 (m/min)	V= 41.38 (m/min)	V= 48.43 (m/min)	V= 51.04 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0952	0.0955	0.1118	0.1178
MET DE GELEJI	0.0894	0.0897	0.1050	0.1107

ANGULO= .4363323 (rad) REDUÇAO= .2286579 TENSAO DE ESCOAMENTO= 200.9 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	137	109	0.68
MET DE GELEJI	128	103	0.64

	V= (m/min)	V= (m/min)	V= (m/min)	V= (m/min)
P(Cv)	5.04	5.76	6.42	6.45
EXPR DE AVITZUR	0.0125	0.0143	0.0159	0.0160
MET DE GELEJI	0.0117	0.0134	0.0150	0.0150
P(Cv)	7.75	7.81	10.2	10.32
EXPR DE AVITZUR	0.0192	0.0194	0.0253	0.0256
MET DE GELEJI	0.0181	0.0182	0.0238	0.0240
P(Cv)	12.78	12.84	13.32	15.39
EXPR DE AVITZUR	0.0317	0.0318	0.0330	0.0382
MET DE GELEJI	0.0298	0.0299	0.0310	0.0359
P(Cv)	15.57	15.72	18.52	19.88
EXPR DE AVITZUR	0.0386	0.0390	0.0459	0.0493
MET DE GELEJI	0.0363	0.0366	0.0431	0.0463
P(Cv)	21.35	21.71	23.5	24.04
EXPR DE AVITZUR	0.0529	0.0538	0.0583	0.0596
MET DE GELEJI	0.0497	0.0506	0.0547	0.0560
P(Cv)	26.28	26.5	26.7	26.8
EXPR DE AVITZUR	0.0652	0.0657	0.0662	0.0665
MET DE GELEJI	0.0612	0.0617	0.0622	0.0624
P(Cv)	29.71	31.54	32.24	32.63
EXPR DE AVITZUR	0.0737	0.0782	0.0800	0.0809
MET DE GELEJI	0.0692	0.0735	0.0751	0.0760
P(Cv)	33.1	33.35	36.94	40.49
EXPR DE AVITZUR	0.0821	0.0827	0.0916	0.1004
MET DE GELEJI	0.0771	0.0777	0.0861	0.0943
P(Cv)	41.25	41.38	48.43	51.04
EXPR DE AVITZUR	0.1023	0.1026	0.1201	0.1266
MET DE GELEJI	0.0961	0.0964	0.1128	0.1189

ANGULO= .5235987 (rad) REDUÇAO= .3286579 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 187 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	138	111	0.74
MET DE GELEJI	130	104	0.69

P(Cu)	V= 5.04 (m/min)	V= 5.76 (m/min)	V= 6.42 (m/min)	V= 6.45 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0127	0.0145	0.0161	0.0162
MET DE GELEJI	0.0119	0.0136	0.0151	0.0152
P(Cu)	V= 7.75 (m/min)	V= 7.81 (m/min)	V= 10.2 (m/min)	V= 10.32 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0195	0.0196	0.0256	0.0259
MET DE GELEJI	0.0182	0.0184	0.0240	0.0243
P(Cu)	V= 12.78 (m/min)	V= 12.84 (m/min)	V= 13.32 (m/min)	V= 15.39 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0321	0.0323	0.0335	0.0387
MET DE GELEJI	0.0301	0.0302	0.0313	0.0362
P(Cu)	V= 15.57 (m/min)	V= 15.72 (m/min)	V= 18.52 (m/min)	V= 19.88 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0391	0.0395	0.0465	0.0500
MET DE GELEJI	0.0366	0.0370	0.0436	0.0468
P(Cu)	V= 21.35 (m/min)	V= 21.71 (m/min)	V= 23.5 (m/min)	V= 24.04 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0536	0.0546	0.0590	0.0604
MET DE GELEJI	0.0502	0.0511	0.0553	0.0566
P(Cu)	V= 26.28 (m/min)	V= 26.5 (m/min)	V= 26.7 (m/min)	V= 26.8 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0660	0.0666	0.0671	0.0673
MET DE GELEJI	0.0618	0.0624	0.0628	0.0631
P(Cu)	V= 29.71 (m/min)	V= 31.54 (m/min)	V= 32.24 (m/min)	V= 32.63 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0747	0.0792	0.0810	0.0820
MET DE GELEJI	0.0699	0.0742	0.0759	0.0768
P(Cu)	V= 33.1 (m/min)	V= 33.35 (m/min)	V= 36.94 (m/min)	V= 40.49 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0832	0.0838	0.0928	0.1017
MET DE GELEJI	0.0779	0.0785	0.0869	0.0953
P(Cu)	V= 41.25 (m/min)	V= 41.38 (m/min)	V= 48.43 (m/min)	V= 51.04 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.1036	0.1040	0.1217	0.1282
MET DE GELEJI	0.0971	0.0974	0.1140	0.1201

ANGULO= .5235987 (rad) REDUCAO= .2286579 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 200.9 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/T ₀
EXPR DE AVITZUR	149	119	0.74
MET DE GELEJI	139	111	0.69

P(Cv)	V= 5.04 (m/min)	V= 5.76 (m/min)	V= 6.42 (m/min)	V= 6.45 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0136	0.0155	0.0173	0.0174
MET DE GELEJI	0.0127	0.0146	0.0162	0.0163
POTENCIA EM VAZIO	0.0525	0.0827	0.0849	0.0925
POTENCIA S/ CARGA	0.0585	0.1143	0.1082	0.1143
POTENCIA C/ CARGA	0.0552	0.0925	0.1007	0.1095
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0060	0.0316	0.0233	0.0218

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	2.2727	0.4926	0.7449	0.7998
(POT TEORICA/DIF)	2.1283	0.4613	0.6976	0.7490

P(Cv)	V= 7.75 (m/min)	V= 7.81 (m/min)	V= 10.2 (m/min)	V= 10.32 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0209	0.0211	0.0275	0.0279
MET DE GELEJI	0.0196	0.0197	0.0258	0.0261
POTENCIA EM VAZIO	0.1094	0.1069	0.2014	0.2199
POTENCIA S/ CARGA	0.1510	0.1490	0.2490	0.2751
POTENCIA C/ CARGA	0.1293	0.1170	0.2234	0.2580
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0416	0.0420	0.0476	0.0552

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.5025	0.5015	0.5782	0.5043
(POT TEORICA/DIF)	0.4706	0.4696	0.5415	0.4723

P(Cv)	V= 12.78 (m/min)	V= 12.84 (m/min)	V= 13.32 (m/min)	V= 15.39 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0345	0.0347	0.0360	0.0415
MET DE GELEJI	0.0323	0.0325	0.0337	0.0389
POTENCIA EM VAZIO	0.1986	0.1989	0.2405	0.2452
POTENCIA S/ CARGA	0.2449	0.2465	0.3143	0.3094
POTENCIA C/ CARGA	0.2313	0.2400	0.2884	0.2912
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0463	0.0476	0.0737	0.0642

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.7458	0.7279	0.4876	0.6469
(POT TEORICA/DIF)	0.6984	0.6816	0.4566	0.6058
P(Cv)	V= 15.57 (m/min)	V= 15.72 (m/min)	V= 18.52 (m/min)	V= 19.88 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0420	0.0424	0.0500	0.0537
MET DE GELEJI	0.0394	0.0397	0.0468	0.0503
POTENCIA EM VAZIO	0.3374	0.3064	0.3382	0.3186
POTENCIA S/ CARGA	0.4286	0.3771	0.4163	0.3894
POTENCIA C/ CARGA	0.3967	0.3361	0.3897	0.3531
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0912	0.0707	0.0781	0.0707

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.4611	0.5998	0.6402	0.7585
(POT TEORICA/DIF)	0.4318	0.5617	0.5995	0.7103
P(Cv)	V= 21.35 (m/min)	V= 21.71 (m/min)	V= 23.5 (m/min)	V= 24.04 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0576	0.0586	0.0634	0.0649
MET DE GELEJI	0.0540	0.0549	0.0594	0.0608
POTENCIA EM VAZIO	0.4852	0.3083	0.4027	0.3921
POTENCIA S/ CARGA	0.5992	0.5469	0.4993	0.4898
POTENCIA C/ CARGA	0.5578	0.5050	0.4729	0.4690
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.1140	0.2386	0.0966	0.0977

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.5055	0.2456	0.6567	0.6643
(POT TEORICA/DIF)	0.4734	0.2300	0.6150	0.6221
P(Cv)	V= 26.28 (m/min)	V= 26.5 (m/min)	V= 26.7 (m/min)	V= 26.8 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0709	0.0715	0.0721	0.0723
MET DE GELEJI	0.0664	0.0670	0.0675	0.0677
POTENCIA EM VAZIO	0.6389	0.3924	0.5918	0.4245
POTENCIA S/ CARGA	0.7653	0.5878	0.7143	0.5290
POTENCIA C/ CARGA	0.7102	0.5728	0.6463	0.4974
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.1264	0.1954	0.1224	0.1045

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.5613	0.3661	0.5886	0.6924
(POT TEORICA/DIF)	0.5256	0.3429	0.5512	0.6484
P(Cv)	V= 29.71 (m/min)	V= 31.54 (m/min)	V= 32.24 (m/min)	V= 32.63 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0802	0.0851	0.0870	0.0881
MET DE GELEJI	0.0751	0.0797	0.0815	0.0825
POTENCIA EM VAZIO	0.5333	0.7810	0.8095	0.5388
POTENCIA S/ CARGA	0.6776	0.9551	0.9796	0.6776
POTENCIA C/ CARGA	0.6476	0.9197	0.7679	0.6498
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.1442	0.1741	0.1701	0.1388

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.5561	0.4889	0.5117	0.6347
(POT TEORICA/DIF)	0.5208	0.4578	0.4792	0.5944
P(Cv)	V= 33.1 (m/min)	V= 33.35 (m/min)	V= 36.94 (m/min)	V= 40.49 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0894	0.0900	0.0997	0.1093
MET DE GELEJI	0.0837	0.0843	0.0934	0.1024
POTENCIA EM VAZIO	0.6327	0.5510	0.6905	0.7129
POTENCIA S/ CARGA	0.7551	0.6735	0.8673	0.8776
POTENCIA C/ CARGA	0.7361	0.6456	0.8279	0.8367
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.1224	0.1224	0.1769	0.1646

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.7297	0.7352	0.5638	0.6639
(POT TEORICA/DIF)	0.6834	0.6885	0.5280	0.6218
P(Cv)	V= 41.25 (m/min)	V= 41.38 (m/min)	V= 48.43 (m/min)	V= 51.04 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.1114	0.1117	0.1307	0.1378
MET DE GELEJI	0.1043	0.1046	0.1224	0.1290
POTENCIA EM VAZIO	0.7238	0.8136	0.9007	0.8490
POTENCIA S/ CARGA	0.9816	0.9796	1.1020	1.0531
POTENCIA C/ CARGA	0.8381	0.9638	1.0408	1.0190
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.1578	0.1660	0.2014	0.2041

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.7086	0.6730	0.6493	0.6751
(POT TEORICA/DIF)	0.6607	0.6302	0.6080	0.6322

PROCESSO DE TREFILAÇÃO

MATERIAL=COBRE
 TENSAO DE ESCOAMENTO=200.90 (N/mm²)
 REDUÇAO 3 = 0.2287
 TIPO DE LUBRIFICANTE=TELLUS 32

TABELA DO COEFICIENTE DE ATRITO ENTRE O MATERIAL
 E A FERRAMENTA EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE

	V= 5.76 (m/min)	V= 6.42 (m/min)	V= 7.75 (m/min)	V=10.20 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0.0104777 (AVITZUR)	0.0104777	0.0104776	0.0104776	0.0104777
	V=12.84 (m/min)	V=13.32 (m/min)	V=15.72 (m/min)	V=18.52 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0.0104776 (AVITZUR)	0.0104776	0.0104777	0.0104777	0.0104777
	V=21.71 (m/min)	V=23.50 (m/min)	V=26.50 (m/min)	V=26.70 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0.0104777 (AVITZUR)	0.0104777	0.0104776	0.0104776	0.0104777
	V=29.71 (m/min)	V=32.24 (m/min)	V=33.10 (m/min)	V=36.94 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0.0104777 (AVITZUR)	0.0104777	0.0104777	0.0104778	0.0104777
	V=41.38 (m/min)	V=51.04 (m/min)	V= 0.00 (m/min)	V= 0.00 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0.0104777 (AVITZUR)	0.0104777	0.0104777	0.0000000	0.0000000

MATERIAL=COBRE
 TENSÃO DE ESCOAMENTO=200.90 (N/mm²)
 REDUÇÃO 3 = 0.2287
 TIPO DE LUBRIFICANTE=MACOMA 220

TABELA DO COEFICIENTE DE ATRITO ENTRE O MATERIAL
 E A FERRAMENTA EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE

	V= 5.04 (m/min)	V= 6.45 (m/min)	V= 7.81 (m/min)	V=10.32 (m/min)
COEF DE ATRITO (μ)=0.0104776 (AVITZUR)	0.0104776	0.0104776	0.0104777	0.0104777
	V=12.78 (m/min)	V=15.39 (m/min)	V=15.57 (m/min)	V=19.88 (m/min)
COEF DE ATRITO (μ)=0.0104776 (AVITZUR)	0.0104776	0.0104776	0.0104777	0.0104777
	V=21.35 (m/min)	V=24.04 (m/min)	V=26.28 (m/min)	V=26.80 (m/min)
COEF DE ATRITO (μ)=0.0104777 (AVITZUR)	0.0104777	0.0104777	0.0104776	0.0104777
	V=31.54 (m/min)	V=32.63 (m/min)	V=33.35 (m/min)	V=40.49 (m/min)
COEF DE ATRITO (μ)=0.0104777 (AVITZUR)	0.0104777	0.0104777	0.0104777	0.0104777
	V=41.25 (m/min)	V=48.43 (m/min)	V= 0.00 (m/min)	V= 0.00 (m/min)
COEF DE ATRITO (μ)=0.0104777 (AVITZUR)	0.0104778	0.0104778	0.0000000	0.0000000

PARAMETROS DO PROCESSO DE TREFILAÇÃO

ANGULO= .2617993 (rd) REDUÇÃO= .2915973 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 187 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	127	102	0.68
MET DE GELEJI	121	97	0.65

P(Cv)	V= 3.87 (m/min)	V= 4.14 (m/min)	V= 7.62 (m/min)	V= 7.83 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0089	0.0096	0.0176	0.0181
MET DE GELEJI	0.0085	0.0091	0.0167	0.0172
P(Cv)	V= 11.43 (m/min)	V= 11.51 (m/min)	V= 15.89 (m/min)	V= 16.19 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0264	0.0266	0.0367	0.0374
MET DE GELEJI	0.0251	0.0253	0.0349	0.0355
P(Cv)	V= 18.66 (m/min)	V= 20.18 (m/min)	V= 23.56 (m/min)	V= 24.97 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0432	0.0467	0.0545	0.0577
MET DE GELEJI	0.0409	0.0443	0.0517	0.0548

ANGULO= .2617993 (rd) REDUÇÃO= .2915973 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 200.9 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	137	110	0.68
MET DE GELEJI	130	104	0.65

P(Cv)	V= 3.87 (m/min)	V= 4.14 (m/min)	V= 7.62 (m/min)	V= 7.83 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0096	0.0103	0.0189	0.0195
MET DE GELEJI	0.0091	0.0098	0.0180	0.0185
P(Cv)	V= 11.43 (m/min)	V= 11.51 (m/min)	V= 15.89 (m/min)	V= 16.19 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0284	0.0286	0.0395	0.0402
MET DE GELEJI	0.0269	0.0271	0.0375	0.0382
P(Cv)	V= 18.66 (m/min)	V= 20.18 (m/min)	V= 23.56 (m/min)	V= 24.97 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0464	0.0501	0.0585	0.0620
MET DE GELEJI	0.0440	0.0476	0.0555	0.0589

ANGULO= .3490658 (rd) REDUÇAO= .2915973 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 187 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	135	108	0.72
MET DE GELEJI	127	102	0.68

P(Cv)	V= 3.87 (m/min)	V= 4.14 (m/min)	V= 7.62 (m/min)	V= 7.83 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0095	0.0101	0.0186	0.0191
MET DE GELEJI	0.0089	0.0096	0.0176	0.0181
P(Cv)	V= 11.43 (m/min)	V= 11.51 (m/min)	V= 15.89 (m/min)	V= 16.19 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0279	0.0281	0.0388	0.0396
MET DE GELEJI	0.0264	0.0266	0.0367	0.0374
P(Cv)	V= 18.66 (m/min)	V= 20.18 (m/min)	V= 23.56 (m/min)	V= 24.97 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0456	0.0493	0.0576	0.0610
MET DE GELEJI	0.0431	0.0466	0.0544	0.0577

ANGULO= .3490658 (rd) REDUÇAO= .2915973 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 200.9 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	145	116	0.72
MET DE GELEJI	137	109	0.68

P(Cv)	V= 3.87 (m/min)	V= 4.14 (m/min)	V= 7.62 (m/min)	V= 7.83 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0102	0.0109	0.0200	0.0206
MET DE GELEJI	0.0096	0.0103	0.0189	0.0194
P(Cv)	V= 11.43 (m/min)	V= 11.51 (m/min)	V= 15.89 (m/min)	V= 16.19 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0300	0.0302	0.0417	0.0425
MET DE GELEJI	0.0284	0.0286	0.0394	0.0402
P(Cv)	V= 18.66 (m/min)	V= 20.18 (m/min)	V= 23.56 (m/min)	V= 24.97 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0490	0.0530	0.0619	0.0656
MET DE GELEJI	0.0463	0.0501	0.0585	0.0620

ANGULO= .4363323 (rd) REDUÇAO= .2915973 TENSAO DE ESCOAMENTO= 187 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	144	115	0.77
MET DE GELEJI	135	108	0.78

P(Cv)	V= 3.87 (m/min)	V= 4.14 (m/min)	V= 7.62 (m/min)	V= 7.83 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0101	0.0108	0.0199	0.0205
MET DE GELEJI	0.0095	0.0102	0.0187	0.0193
P(Cv)	V= 11.43 (m/min)	V= 11.51 (m/min)	V= 15.89 (m/min)	V= 16.19 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0299	0.0301	0.0416	0.0424
MET DE GELEJI	0.0281	0.0283	0.0391	0.0398
P(Cv)	V= 18.66 (m/min)	V= 20.18 (m/min)	V= 23.56 (m/min)	V= 24.97 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0488	0.0528	0.0617	0.0654
MET DE GELEJI	0.0459	0.0496	0.0580	0.0614

ANGULO= .4363323 (rd) REDUÇAO= .2915973 TENSAO DE ESCOAMENTO= 200.9 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	155	124	0.77
MET DE GELEJI	145	117	0.78

P(Cv)	V= 3.87 (m/min)	V= 4.14 (m/min)	V= 7.62 (m/min)	V= 7.83 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0109	0.0116	0.0214	0.0220
MET DE GELEJI	0.0102	0.0109	0.0201	0.0207
P(Cv)	V= 11.43 (m/min)	V= 11.51 (m/min)	V= 15.89 (m/min)	V= 16.19 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0321	0.0324	0.0447	0.0455
MET DE GELEJI	0.0302	0.0304	0.0420	0.0428
P(Cv)	V= 18.66 (m/min)	V= 20.18 (m/min)	V= 23.56 (m/min)	V= 24.97 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0525	0.0567	0.0662	0.0702
MET DE GELEJI	0.0493	0.0533	0.0623	0.0660

ANGULO= .5235987 (rad) REDUÇAO= .2915973 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 187 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	155	124	0.83
MET DE GELEJI	145	116	0.77

P(Cv)	V= 3.87 (m/min)	V= 4.14 (m/min)	V= 7.62 (m/min)	V= 7.83 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0109	0.0117	0.0214	0.0220
MET DE GELEJI	0.0102	0.0109	0.0200	0.0206
POTENCIA EM VAZIO	0.0620	0.0803	0.1690	0.1497
POTENCIA S/ CARGA	0.0763	0.0939	0.1976	0.1796
POTENCIA C/ CARGA	0.0729	0.0868	0.1807	0.1622
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0143	0.0136	0.0286	0.0299

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.7624	0.8564	0.7506	0.7362
(POT TEORICA/DIF)	0.7118	0.7995	0.7007	0.6873

P(Cv)	V= 11.43 (m/min)	V= 11.51 (m/min)	V= 15.89 (m/min)	V= 16.19 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0322	0.0324	0.0447	0.0456
MET DE GELEJI	0.0300	0.0302	0.0418	0.0425
POTENCIA EM VAZIO	0.2476	0.2759	0.4169	0.3510
POTENCIA S/ CARGA	0.2939	0.3331	0.4898	0.4204
POTENCIA C/ CARGA	0.2702	0.3086	0.4648	0.3837
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0463	0.0571	0.0729	0.0694

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.6954	0.5669	0.6133	0.6567
(POT TEORICA/DIF)	0.6492	0.5292	0.5725	0.6131

P(Cv)	V= 18.66 (m/min)	V= 20.18 (m/min)	V= 23.56 (m/min)	V= 24.97 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0525	0.0568	0.0663	0.0703
MET DE GELEJI	0.0490	0.0530	0.0619	0.0656
POTENCIA EM VAZIO	0.5546	0.4656	0.6841	0.5467
POTENCIA S/ CARGA	0.6558	0.5347	0.8082	0.6294
POTENCIA C/ CARGA	0.5959	0.4932	0.7646	0.5844
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.1012	0.0691	0.1241	0.0827

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.5188	0.8218	0.5344	0.8496
(POT TEORICA/DIF)	0.4844	0.7672	0.4989	0.7931

ANGULO= .5235987 (rad) REDUÇAO= .3915973 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 200.9 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	166	133	0.83
MET DE GELEJI	155	124	0.77

	V= 3.87 (m/min)	V= 4.14 (m/min)	V= 7.62 (m/min)	V= 7.83 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0117	0.0125	0.0230	0.0237
MET DE GELEJI	0.0109	0.0117	0.0215	0.0221
	V= 11.43 (m/min)	V= 11.51 (m/min)	V= 15.89 (m/min)	V= 16.19 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0346	0.0348	0.0480	0.0490
MET DE GELEJI	0.0323	0.0325	0.0449	0.0457
	V= 18.66 (m/min)	V= 20.18 (m/min)	V= 23.56 (m/min)	V= 24.97 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0564	0.0610	0.0712	0.0755
MET DE GELEJI	0.0527	0.0570	0.0665	0.0705

PROCESSO DE TREFILAÇÃO

MATERIAL=AL
 TENSÃO DE ESCOAMENTO=187,00 (N/mm²)
 REDUÇÃO 4 = 0,2916
 TIPO DE LUBRIFICANTE=TELLUS 32

TABELA DO COEFICIENTE DE ATRITO ENTRE O MATERIAL
 E A FERRAMENTA EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE

	V= 3,87 (m/min)	V= 7,83 (m/min)	V=11,43 (m/min)	V=16,19 (m/min)
COEF. DE ATRITO (μ)=0,0024681 (AVITZUR)	0,0024681	0,0024680	0,0024682	0,0024682
	V=20,18 (m/min)	V=24,97 (m/min)	V=15,72 (m/min)	V=18,52 (m/min)
COEF. DE ATRITO (μ)=0,0024681 (AVITZUR)	0,0024681	0,0024680	0,0104777	0,0104777

MATERIAL=AL
 TENSÃO DE ESCOAMENTO=187,00 (N/mm²)
 REDUÇÃO 4 = 0,2916
 TIPO DE LUBRIFICANTE=MACOMA 220

TABELA DO COEFICIENTE DE ATRITO ENTRE O MATERIAL
 E A FERRAMENTA EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE

	V= 4,14 (m/min)	V= 7,62 (m/min)	V=11,51 (m/min)	V=15,89 (m/min)
COEF. DE ATRITO (μ)=0,0024682 (AVITZUR)	0,0024682	0,0024681	0,0024681	0,0024681
	V=18,66 (m/min)	V=23,56 (m/min)	V=15,57 (m/min)	V=19,88 (m/min)
COEF. DE ATRITO (μ)=0,0024680 (AVITZUR)	0,0024680	0,0024681	0,0104777	0,0104777

PARAMETROS DO PROCESSO DE TREFILAÇÃO

ANGULO= .2617993 (rad) REDUÇÃO= 8.159715E-02
 TENSAO DE ESCOAMENTO= 187 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	69	72	0.37
MET DE GELEJI	61	64	0.33

P(Cu)	V= 3.66 (m/min)	V= 3.66 (m/min)	V= 6.32 (m/min)	V= 7.44 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0060	0.0060	0.0103	0.0121
MET DE GELEJI	0.0053	0.0053	0.0092	0.0108
P(Cu)	V= 7.48 (m/min)	V= 7.57 (m/min)	V= 7.81 (m/min)	V= 11.41 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0122	0.0123	0.0127	0.0186
MET DE GELEJI	0.0108	0.0110	0.0113	0.0165
P(Cu)	V= 11.68 (m/min)	V= 12.32 (m/min)	V= 15.34 (m/min)	V= 15.6 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0190	0.0200	0.0250	0.0254
MET DE GELEJI	0.0169	0.0178	0.0222	0.0226
P(Cu)	V= 15.72 (m/min)	V= 15.82 (m/min)	V= 18.7 (m/min)	V= 19.39 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0256	0.0257	0.0304	0.0316
MET DE GELEJI	0.0228	0.0229	0.0271	0.0281
P(Cu)	V= 19.67 (m/min)	V= 23.59 (m/min)	V= 23.88 (m/min)	V= 24.22 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0320	0.0384	0.0389	0.0394
MET DE GELEJI	0.0285	0.0342	0.0346	0.0351
P(Cu)	V= 24.32 (m/min)	V= 26.55 (m/min)	V= 32.33 (m/min)	V= 32.93 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0396	0.0432	0.0526	0.0536
MET DE GELEJI	0.0352	0.0385	0.0468	0.0477
P(Cu)	V= 33.41 (m/min)	V= 40.39 (m/min)	V= 40.42 (m/min)	V= 40.71 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0544	0.0657	0.0658	0.0663
MET DE GELEJI	0.0484	0.0585	0.0585	0.0590
P(Cu)	V= 44.9 (m/min)	V= 48.12 (m/min)	V= 0 (m/min)	V= 0 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0731	0.0783	0.0000	0.0000
MET DE GELEJI	0.0650	0.0697	0.0000	0.0000

ANGULO= .2617993 (rd)

REDUÇAO= 8.159715E-02

TENSAO DE ESCOAMENTO= 200.9 (N/mm²)

		T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR		74	77	0.37
MET DE GELEJI		66	69	0.33
P(Cv)	V= 3.66 (m/min)	V= 3.66 (m/min)	V= 6.32 (m/min)	V= 7.44 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0064	0.0064	0.0110	0.0130
MET DE GELEJI	0.0057	0.0057	0.0098	0.0116
P(Cv)	V= 7.48 (m/min)	V= 7.57 (m/min)	V= 7.81 (m/min)	V= 11.41 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0131	0.0132	0.0137	0.0199
MET DE GELEJI	0.0116	0.0118	0.0122	0.0178
P(Cv)	V= 11.68 (m/min)	V= 12.32 (m/min)	V= 15.34 (m/min)	V= 15.6 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0204	0.0215	0.0268	0.0273
MET DE GELEJI	0.0182	0.0192	0.0239	0.0243
P(Cv)	V= 15.72 (m/min)	V= 15.82 (m/min)	V= 18.7 (m/min)	V= 19.39 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0275	0.0277	0.0327	0.0339
MET DE GELEJI	0.0245	0.0246	0.0291	0.0302
P(Cv)	V= 19.67 (m/min)	V= 23.59 (m/min)	V= 23.88 (m/min)	V= 24.22 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0344	0.0412	0.0418	0.0423
MET DE GELEJI	0.0306	0.0367	0.0372	0.0377
P(Cv)	V= 24.32 (m/min)	V= 26.55 (m/min)	V= 32.33 (m/min)	V= 32.93 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0425	0.0464	0.0565	0.0576
MET DE GELEJI	0.0378	0.0413	0.0503	0.0512
P(Cv)	V= 33.41 (m/min)	V= 40.39 (m/min)	V= 40.42 (m/min)	V= 40.71 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0584	0.0706	0.0707	0.0712
MET DE GELEJI	0.0520	0.0629	0.0629	0.0633
P(Cv)	V= 44.9 (m/min)	V= 48.12 (m/min)	V= 0 (m/min)	V= 0 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0785	0.0841	0.0000	0.0000
MET DE GELEJI	0.0699	0.0749	0.0000	0.0000

ANGULO= .3490658 (rd) REDUÇAO= 8.159715E-02
 TENSAO DE ESCOAMENTO= 187 (N/mm²)

		T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR		80	83	0.43
MET DE GELEJI		73	76	0.39
F(Cv)	V= 3.66 (m/min)	V= 3.66 (m/min)	V= 6.32 (m/min)	V= 7.44 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0069	0.0069	0.0119	0.0140
MET DE GELEJI	0.0063	0.0063	0.0109	0.0128
F(Cv)	V= 7.48 (m/min)	V= 7.57 (m/min)	V= 7.81 (m/min)	V= 11.41 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0141	0.0142	0.0147	0.0214
MET DE GELEJI	0.0128	0.0130	0.0134	0.0196
F(Cv)	V= 11.68 (m/min)	V= 12.32 (m/min)	V= 15.34 (m/min)	V= 15.6 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0220	0.0232	0.0288	0.0293
MET DE GELEJI	0.0201	0.0212	0.0263	0.0268
F(Cv)	V= 15.72 (m/min)	V= 15.82 (m/min)	V= 18.7 (m/min)	V= 19.39 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0295	0.0297	0.0351	0.0364
MET DE GELEJI	0.0270	0.0272	0.0321	0.0333
F(Cv)	V= 19.67 (m/min)	V= 23.59 (m/min)	V= 23.88 (m/min)	V= 24.22 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0370	0.0443	0.0449	0.0455
MET DE GELEJI	0.0338	0.0405	0.0410	0.0416
F(Cv)	V= 24.32 (m/min)	V= 26.55 (m/min)	V= 32.33 (m/min)	V= 32.93 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0457	0.0499	0.0608	0.0619
MET DE GELEJI	0.0418	0.0456	0.0555	0.0566
F(Cv)	V= 33.41 (m/min)	V= 40.39 (m/min)	V= 40.42 (m/min)	V= 40.71 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0628	0.0759	0.0760	0.0765
MET DE GELEJI	0.0574	0.0694	0.0694	0.0699
F(Cv)	V= 44.9 (m/min)	V= 48.12 (m/min)	V= 0 (m/min)	V= 0 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0844	0.0904	0.0000	0.0000
MET DE GELEJI	0.0771	0.0827	0.0000	0.0000

ANGULO= .3490658 (rd) REDUÇAO= 8.159715E-02
 TENSAO DE ESCOAMENTO= 200.9 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXFR DE AVITZUR	86	89	0.43
MET DE GELEJI	78	81	0.39

P(Cu)	V= 3.66 (m/min)	V= 3.66 (m/min)	V= 6.32 (m/min)	V= 7.44 (m/min)
EXFR DE AVITZUR	0.0074	0.0074	0.0128	0.0150
MET DE GELEJI	0.0068	0.0068	0.0117	0.0137
P(Cu)	V= 7.48 (m/min)	V= 7.57 (m/min)	V= 7.81 (m/min)	V= 11.41 (m/min)
EXFR DE AVITZUR	0.0151	0.0153	0.0158	0.0230
MET DE GELEJI	0.0138	0.0140	0.0144	0.0211
P(Cu)	V= 11.68 (m/min)	V= 12.32 (m/min)	V= 15.34 (m/min)	V= 15.6 (m/min)
EXFR DE AVITZUR	0.0236	0.0249	0.0310	0.0315
MET DE GELEJI	0.0216	0.0227	0.0283	0.0288
P(Cu)	V= 15.72 (m/min)	V= 15.82 (m/min)	V= 18.7 (m/min)	V= 19.39 (m/min)
EXFR DE AVITZUR	0.0317	0.0319	0.0378	0.0392
MET DE GELEJI	0.0290	0.0292	0.0345	0.0358
P(Cu)	V= 19.67 (m/min)	V= 23.59 (m/min)	V= 23.88 (m/min)	V= 24.22 (m/min)
EXFR DE AVITZUR	0.0397	0.0476	0.0482	0.0489
MET DE GELEJI	0.0363	0.0435	0.0441	0.0447
P(Cu)	V= 24.32 (m/min)	V= 26.55 (m/min)	V= 32.33 (m/min)	V= 32.93 (m/min)
EXFR DE AVITZUR	0.0491	0.0536	0.0653	0.0665
MET DE GELEJI	0.0449	0.0490	0.0597	0.0608
P(Cu)	V= 33.41 (m/min)	V= 40.39 (m/min)	V= 40.42 (m/min)	V= 40.71 (m/min)
EXFR DE AVITZUR	0.0675	0.0816	0.0816	0.0822
MET DE GELEJI	0.0617	0.0745	0.0746	0.0751
P(Cu)	V= 44.9 (m/min)	V= 48.12 (m/min)	V= 0 (m/min)	V= 0 (m/min)
EXFR DE AVITZUR	0.0907	0.0972	0.0000	0.0000
MET DE GELEJI	0.0839	0.0882	0.0000	0.0000

ANGULO= .4363323 (rad) REDUÇAO= 8.159715E-02
 TENSAO DE ESCOAMENTO= 187 (N/mm²)

		T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR		91	95	0.49
MET DE GELEJI		85	88	0.45
P(Cv)	V= 3.66 (m/min)	V= 3.66 (m/min)	V= 6.32 (m/min)	V= 7.44 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0079	0.0079	0.0136	0.0160
MET DE GELEJI	0.0073	0.0073	0.0126	0.0149
P(Cv)	V= 7.48 (m/min)	V= 7.57 (m/min)	V= 7.81 (m/min)	V= 11.41 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0161	0.0163	0.0168	0.0246
MET DE GELEJI	0.0150	0.0151	0.0156	0.0228
P(Cv)	V= 11.68 (m/min)	V= 12.32 (m/min)	V= 15.34 (m/min)	V= 15.6 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0251	0.0265	0.0330	0.0336
MET DE GELEJI	0.0234	0.0247	0.0307	0.0312
P(Cv)	V= 15.72 (m/min)	V= 15.82 (m/min)	V= 18.7 (m/min)	V= 19.39 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0338	0.0340	0.0402	0.0417
MET DE GELEJI	0.0315	0.0317	0.0374	0.0388
P(Cv)	V= 19.67 (m/min)	V= 23.59 (m/min)	V= 23.88 (m/min)	V= 24.22 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0423	0.0508	0.0514	0.0521
MET DE GELEJI	0.0394	0.0472	0.0478	0.0485
P(Cv)	V= 24.32 (m/min)	V= 26.55 (m/min)	V= 32.33 (m/min)	V= 32.93 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0523	0.0571	0.0696	0.0709
MET DE GELEJI	0.0487	0.0531	0.0647	0.0659
P(Cv)	V= 33.41 (m/min)	V= 40.39 (m/min)	V= 40.42 (m/min)	V= 40.71 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0719	0.0869	0.0870	0.0876
MET DE GELEJI	0.0669	0.0808	0.0809	0.0815
P(Cv)	V= 44.9 (m/min)	V= 48.12 (m/min)	V= 0 (m/min)	V= 0 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0966	0.1035	0.0000	0.0000
MET DE GELEJI	0.0898	0.0963	0.0000	0.0000

ANGULO= .4363323 (rad)

REDUÇAO= 8.159715E-02

TENSÃO DE ESCOAMENTO= 200.9 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	98	102	0.49
MET DE GELEJI	91	95	0.45

P(Cu)	V= 3.66 (m/min)	V= 3.66 (m/min)	V= 6.32 (m/min)	V= 7.44 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0085	0.0085	0.0146	0.0172
MET DE GELEJI	0.0079	0.0079	0.0136	0.0160
P(Cu)	V= 7.48 (m/min)	V= 7.57 (m/min)	V= 7.81 (m/min)	V= 11.41 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0173	0.0175	0.0181	0.0264
MET DE GELEJI	0.0161	0.0163	0.0168	0.0245
P(Cu)	V= 11.68 (m/min)	V= 12.32 (m/min)	V= 15.34 (m/min)	V= 15.6 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0270	0.0285	0.0355	0.0361
MET DE GELEJI	0.0251	0.0265	0.0330	0.0335
P(Cu)	V= 15.72 (m/min)	V= 15.82 (m/min)	V= 18.7 (m/min)	V= 19.39 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0363	0.0366	0.0432	0.0448
MET DE GELEJI	0.0338	0.0340	0.0402	0.0417
P(Cu)	V= 19.67 (m/min)	V= 23.59 (m/min)	V= 23.88 (m/min)	V= 24.22 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0455	0.0545	0.0552	0.0560
MET DE GELEJI	0.0423	0.0507	0.0513	0.0521
P(Cu)	V= 24.32 (m/min)	V= 26.55 (m/min)	V= 32.33 (m/min)	V= 32.93 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0562	0.0614	0.0747	0.0761
MET DE GELEJI	0.0523	0.0571	0.0695	0.0708
P(Cu)	V= 33.41 (m/min)	V= 40.39 (m/min)	V= 40.42 (m/min)	V= 40.71 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0772	0.0934	0.0934	0.0941
MET DE GELEJI	0.0718	0.0868	0.0869	0.0875
P(Cu)	V= 44.9 (m/min)	V= 48.12 (m/min)	V= 0 (m/min)	V= 0 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.1038	0.1112	0.0000	0.0000
MET DE GELEJI	0.0965	0.1034	0.0000	0.0000

ANGULO= .5235987 (rad) REDUÇAO= 8.159715E-02
 TENSAO DE ESCOAMENTO= 187 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	104	108	0.55
MET DE GELEJI	97	101	0.52

P(Cv)	V= 3.66 (m/min)	V= 3.66 (m/min)	V= 6.32 (m/min)	V= 7.44 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0089	0.0089	0.0154	0.0181
MET DE GELEJI	0.0084	0.0084	0.0145	0.0170
POTENCIA EM VAZIO	0.0524	0.0547	0.0653	0.1366
POTENCIA S/ CARGA	0.0592	0.0604	0.0784	0.1469
POTENCIA C/ CARGA	0.0554	0.0574	0.0713	0.1257
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0068	0.0057	0.0131	0.0103

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	1.3125	1.5624	1.1804	1.7552
(POT TEORICA/DIF)	1.2329	1.4677	1.1088	1.6488

P(Cv)	V= 7.48 (m/min)	V= 7.57 (m/min)	V= 7.81 (m/min)	V= 11.41 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0182	0.0185	0.0191	0.0278
MET DE GELEJI	0.0171	0.0173	0.0179	0.0261
POTENCIA EM VAZIO	0.0728	0.1325	0.0697	0.2208
POTENCIA S/ CARGA	0.0898	0.1461	0.0792	0.2498
POTENCIA C/ CARGA	0.0833	0.1418	0.0743	0.2337
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0170	0.0136	0.0095	0.0290

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	1.0729	1.3573	2.0004	0.9605
(POT TEORICA/DIF)	1.0079	1.2750	1.8792	0.9022

P(Cv)	V= 11.68 (m/min)	V= 12.32 (m/min)	V= 15.34 (m/min)	V= 15.6 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0285	0.0301	0.0374	0.0381
MET DE GELEJI	0.0268	0.0282	0.0352	0.0357
POTENCIA EM VAZIO	0.2346	0.1578	0.1693	0.3320
POTENCIA S/ CARGA	0.2547	0.1878	0.2041	0.3592
POTENCIA C/ CARGA	0.2479	0.1668	0.1886	0.3483
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0201	0.0299	0.0348	0.0272

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	1.4150	1.0041	1.0744	1.3985
(POT TEORICA/DIF)	1.3292	0.9432	1.0093	1.3137

P(Cv)	V= 15.72 (m/min)	V= 15.82 (m/min)	V= 18.7 (m/min)	V= 19.39 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0383	0.0386	0.0456	0.0473
MET DE GELEJI	0.0360	0.0363	0.0429	0.0444
POTENCIA EM VAZIO	0.1559	0.3284	0.4090	0.2672
POTENCIA S/ CARGA	0.1878	0.3592	0.4714	0.3135
POTENCIA C/ CARGA	0.1682	0.3459	0.4441	0.2928
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0318	0.0307	0.0624	0.0463

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	1.2045	1.2551	0.7305	1.0225
(POT TEORICA/DIF)	1.1315	1.1790	0.6862	0.9605

P(Cv)	V= 19.67 (m/min)	V= 23.59 (m/min)	V= 23.88 (m/min)	V= 24.22 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0480	0.0575	0.0583	0.0591
MET DE GELEJI	0.0451	0.0541	0.0547	0.0555
POTENCIA EM VAZIO	0.4463	0.6065	0.5273	0.2585
POTENCIA S/ CARGA	0.4898	0.6882	0.5976	0.3061
POTENCIA C/ CARGA	0.4607	0.6299	0.5576	0.2814
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0435	0.0816	0.0702	0.0476

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	1.1021	0.7049	0.8298	1.2407
(POT TEORICA/DIF)	1.0353	0.6622	0.7795	1.1655

P(Cv)	V= 24.32 (m/min)	V= 26.55 (m/min)	V= 32.33 (m/min)	V= 32.93 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0593	0.0648	0.0789	0.0803
MET DE GELEJI	0.0557	0.0608	0.0741	0.0755
POTENCIA EM VAZIO	0.2823	0.3864	0.4283	0.3652
POTENCIA S/ CARGA	0.3367	0.4408	0.5127	0.4245
POTENCIA C/ CARGA	0.3121	0.4065	0.4740	0.3924
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0544	0.0544	0.0844	0.0593

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	1.0901	1.1901	0.9349	1.3542
(POT TEORICA/DIF)	1.0241	1.1180	0.8783	1.2721
P(CO)	V= 33.41 (m/min)	V= 40.39 (m/min)	V= 40.42 (m/min)	V= 40.71 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0815	0.0985	0.0986	0.0993
MET DE GELEJI	0.0766	0.0926	0.0926	0.0933
POTENCIA EM VAZIO	0.5143	0.6253	0.5589	0.5181
POTENCIA S/ CARGA	0.5918	0.7224	0.6449	0.6020
POTENCIA C/ CARGA	0.5505	0.6645	0.5995	0.5777
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0776	0.0971	0.0860	0.0839

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	1.0509	1.0143	1.1467	1.1830
(POT TEORICA/DIF)	0.9872	0.9528	1.0772	1.1113
P(CO)	V= 44.9 (m/min)	V= 48.12 (m/min)	V= 0 (m/min)	V= 0 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.1095	0.1174	0.0000	0.0000
MET DE GELEJI	0.1029	0.1103	0.0000	0.0000
POTENCIA EM VAZIO	0.6645	0.6373	0.0000	0.0000
POTENCIA S/ CARGA	0.7837	0.7544	0.0000	0.0000
POTENCIA C/ CARGA	0.7377	0.6971	0.0000	0.0000
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.1192	0.1171	0.0000	0.0000

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.9190	1.0021	0.0000	0.0000
(POT TEORICA/DIF)	0.8633	0.9413	0.0000	0.0000

ANGULO= .5235987 (rad)

REDUÇAO= 8.159715E-02

TENSÃO DE ESCOAMENTO= 200.9 (N/mm²)

		T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR		111	116	0.55
MET DE GELEJI		105	109	0.52
F(Cv)	V= 3.66 (m/min)	V= 3.66 (m/min)	V= 6.32 (m/min)	V= 7.44 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0096	0.0096	0.0166	0.0195
MET DE GELEJI	0.0090	0.0090	0.0156	0.0183
F(Cv)	V= 7.48 (m/min)	V= 7.57 (m/min)	V= 7.81 (m/min)	V= 11.41 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0196	0.0198	0.0205	0.0299
MET DE GELEJI	0.0184	0.0186	0.0192	0.0281
F(Cv)	V= 11.68 (m/min)	V= 12.32 (m/min)	V= 15.34 (m/min)	V= 15.6 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0306	0.0323	0.0402	0.0409
MET DE GELEJI	0.0288	0.0303	0.0378	0.0384
F(Cv)	V= 15.72 (m/min)	V= 15.82 (m/min)	V= 18.7 (m/min)	V= 19.39 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0412	0.0415	0.0490	0.0508
MET DE GELEJI	0.0387	0.0389	0.0460	0.0477
F(Cv)	V= 19.67 (m/min)	V= 23.59 (m/min)	V= 23.88 (m/min)	V= 24.22 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0516	0.0618	0.0626	0.0635
MET DE GELEJI	0.0484	0.0581	0.0588	0.0596
F(Cv)	V= 24.32 (m/min)	V= 26.55 (m/min)	V= 32.33 (m/min)	V= 32.93 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0637	0.0696	0.0847	0.0863
MET DE GELEJI	0.0599	0.0654	0.0796	0.0811
F(Cv)	V= 33.41 (m/min)	V= 40.39 (m/min)	V= 40.42 (m/min)	V= 40.71 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0876	0.1059	0.1059	0.1067
MET DE GELEJI	0.0823	0.0994	0.0995	0.1002
F(Cv)	V= 44.9 (m/min)	V= 48.12 (m/min)	V= 0 (m/min)	V= 0 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.1177	0.1261	0.0000	0.0000
MET DE GELEJI	0.1105	0.1185	0.0000	0.0000

PROCESSO DE TREFILAÇÃO

MATERIAL=AL
 TENSÃO DE ESCOAMENTO=187.00 (N/mm²)
 REDUÇÃO S = 0.0816
 TIPO DE LUBRIFICANTE=TELLUS 32

TABELA DO COEFICIENTE DE ATRITO ENTRE O MATERIAL
 E A FERRAMENTA EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE

	V= 3.66 (m/min)	V= 6.32 (m/min)	V= 7.44 (m/min)	V= 7.48 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0.0242978 (AVITZUR)	0.0242978	0.0242978	0.0242977	0.0242977
	V=11.68 (m/min)	V=12.32 (m/min)	V=15.34 (m/min)	V=15.60 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0.0242977 (AVITZUR)	0.0242977	0.0242978	0.0242978	0.0242978
	V=19.39 (m/min)	V=19.67 (m/min)	V=23.59 (m/min)	V=24.32 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0.0242977 (AVITZUR)	0.0242977	0.0242977	0.0242978	0.0242978
	V=26.55 (m/min)	V=32.33 (m/min)	V=33.41 (m/min)	V=40.39 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0.0242978 (AVITZUR)	0.0242978	0.0242977	0.0242978	0.0242977
	V=40.42 (m/min)	V=44.90 (m/min)	V= 0.00 (m/min)	V= 0.00 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0.0242978 (AVITZUR)	0.0242978	0.0242977	0.0000000	0.0000000

MATERIAL=AL
 TENSÃO DE ESCOAMENTO=187.00 (N/mm²)
 REDUÇÃO S = 0.0816
 TIPO DE LUBRIFICANTE=MACOMA 220

TABELA DO COEFICIENTE DE ATRITO ENTRE O MATERIAL
 E A FERRAMENTA EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE

	V= 3.66 (m/min)	V= 7.57 (m/min)	V= 7.81 (m/min)	V=11.41 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0.0242978 (AVITZUR)	0.0242978	0.0242977	0.0242978	0.0242977
	V=15.72 (m/min)	V=15.82 (m/min)	V=18.70 (m/min)	V=23.88 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0.0242978 (AVITZUR)	0.0242978	0.0242977	0.0242977	0.0242977
	V=24.22 (m/min)	V=32.93 (m/min)	V=40.71 (m/min)	V=48.12 (m/min)
COEF DE ATRITO (u)=0.0242978 (AVITZUR)	0.0242978	0.0242978	0.0242978	0.0242977

PARAMETROS DO PROCESSO DE TREFILAÇÃO

ANGULO= .2617993 (rd) REDUÇÃO= .1928101 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 187 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	99	102	0.53
MET DE GELEJI	92	95	0.49

P(Cv)	V= 7.9 (m/min)	V= 7.93 (m/min)	V= 15.57 (m/min)	V= 15.72 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0183	0.0184	0.0361	0.0365
MET DE GELEJI	0.0171	0.0172	0.0337	0.0340
P(Cv)	V= 24.17 (m/min)	V= 24.55 (m/min)	V= 33.27 (m/min)	V= 33.53 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0561	0.0570	0.0772	0.0778
MET DE GELEJI	0.0523	0.0531	0.0720	0.0726
P(Cv)	V= 40.83 (m/min)	V= 40.86 (m/min)	V= 48.4 (m/min)	V= 49.09 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0948	0.0949	0.1124	0.1140
MET DE GELEJI	0.0884	0.0884	0.1047	0.1062

ANGULO= .2617993 (rd) REDUÇÃO= .1928101 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 200.9 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	106	110	0.53
MET DE GELEJI	99	103	0.49

P(Cv)	V= 7.9 (m/min)	V= 7.93 (m/min)	V= 15.57 (m/min)	V= 15.72 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0197	0.0198	0.0388	0.0392
MET DE GELEJI	0.0184	0.0184	0.0362	0.0365
P(Cv)	V= 24.17 (m/min)	V= 24.55 (m/min)	V= 33.27 (m/min)	V= 33.53 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0603	0.0612	0.0830	0.0836
MET DE GELEJI	0.0562	0.0571	0.0774	0.0780
P(Cv)	V= 40.83 (m/min)	V= 40.86 (m/min)	V= 48.4 (m/min)	V= 49.09 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.1018	0.1019	0.1207	0.1224
MET DE GELEJI	0.0949	0.0950	0.1125	0.1141

ANGULO= .3490658 (rd) REDUÇAO= .1928101 TENSAO DE ESCOAMENTO= 187 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	107	112	0,57
MET DE GELEJI	101	104	0,54

P(Cv)	V= 7,9 (m/min)	V= 7,93 (m/min)	V= 15,57 (m/min)	V= 15,72 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0,0200	0,0201	0,0394	0,0398
MET DE GELEJI	0,0187	0,0188	0,0369	0,0372
P(Cv)	V= 24,17 (m/min)	V= 24,55 (m/min)	V= 33,27 (m/min)	V= 33,53 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0,0612	0,0621	0,0842	0,0848
MET DE GELEJI	0,0573	0,0582	0,0788	0,0794
P(Cv)	V= 40,83 (m/min)	V= 40,86 (m/min)	V= 48,4 (m/min)	V= 49,09 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0,1033	0,1034	0,1225	0,1242
MET DE GELEJI	0,0967	0,0968	0,1146	0,1163

ANGULO= .3490658 (rd) REDUÇAO= .1928101 TENSAO DE ESCOAMENTO= 200,9 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	115	120	0,57
MET DE GELEJI	108	112	0,54

P(Cv)	V= 7,9 (m/min)	V= 7,93 (m/min)	V= 15,57 (m/min)	V= 15,72 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0,0215	0,0216	0,0423	0,0427
MET DE GELEJI	0,0201	0,0202	0,0396	0,0400
P(Cv)	V= 24,17 (m/min)	V= 24,55 (m/min)	V= 33,27 (m/min)	V= 33,53 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0,0657	0,0667	0,0904	0,0911
MET DE GELEJI	0,0615	0,0625	0,0847	0,0853
P(Cv)	V= 40,83 (m/min)	V= 40,86 (m/min)	V= 48,4 (m/min)	V= 49,09 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0,1110	0,1111	0,1316	0,1334
MET DE GELEJI	0,1039	0,1040	0,1232	0,1249

ANGULO= .4363323 (rd) REDUÇAO= .1928101 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 187 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	118	122	0.63
MET DE GELEJI	111	115	0.59

P(Co)	V= 7.9 (m/min)	V= 7.93 (m/min)	V= 15.57 (m/min)	V= 15.72 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0219	0.0220	0.0432	0.0436
MET DE GELEJI	0.0206	0.0207	0.0406	0.0409
P(Co)	V= 24.17 (m/min)	V= 24.55 (m/min)	V= 33.27 (m/min)	V= 33.53 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0671	0.0682	0.0924	0.0931
MET DE GELEJI	0.0630	0.0639	0.0867	0.0873
P(Co)	V= 40.83 (m/min)	V= 40.86 (m/min)	V= 48.4 (m/min)	V= 49.09 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.1134	0.1134	0.1344	0.1363
MET DE GELEJI	0.1063	0.1064	0.1261	0.1279

ANGULO= .4363323 (rd) REDUÇAO= .1928101 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 200.9 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	127	132	0.63
MET DE GELEJI	119	123	0.59

P(Co)	V= 7.9 (m/min)	V= 7.93 (m/min)	V= 15.57 (m/min)	V= 15.72 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0236	0.0237	0.0464	0.0469
MET DE GELEJI	0.0221	0.0222	0.0436	0.0440
P(Co)	V= 24.17 (m/min)	V= 24.55 (m/min)	V= 33.27 (m/min)	V= 33.53 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0721	0.0732	0.0992	0.1000
MET DE GELEJI	0.0676	0.0687	0.0931	0.0938
P(Co)	V= 40.83 (m/min)	V= 40.86 (m/min)	V= 48.4 (m/min)	V= 49.09 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.1218	0.1219	0.1444	0.1464
MET DE GELEJI	0.1143	0.1143	0.1354	0.1374

ANGULO= .5235987 (rad) REDUÇAO= .1928101 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 187 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	129	134	0.69
MET DE GELEJI	121	126	0.65

F(Cv)	V= 7.9 (m/min)	V= 7.93 (m/min)	V= 15.57 (m/min)	V= 15.72 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0241	0.0242	0.0474	0.0479
MET DE GELEJI	0.0226	0.0227	0.0445	0.0449
F(Cv)	V= 24.17 (m/min)	V= 24.55 (m/min)	V= 33.27 (m/min)	V= 33.53 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0736	0.0748	0.1014	0.1022
MET DE GELEJI	0.0690	0.0701	0.0950	0.0958
F(Cv)	V= 40.83 (m/min)	V= 40.86 (m/min)	V= 48.4 (m/min)	V= 49.09 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.1244	0.1245	0.1475	0.1496
MET DE GELEJI	0.1166	0.1167	0.1383	0.1402

ANGULO= .5235987 (rad) REDUÇAO= .1928101 TENSÃO DE ESCOAMENTO= 200.9 (N/mm²)

	T (N/mm ²)	F (N)	T/To
EXPR DE AVITZUR	139	144	0.69
MET DE GELEJI	130	135	0.65

F(Cv)	V= 7.9 (m/min)	V= 7.93 (m/min)	V= 15.57 (m/min)	V= 15.72 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0259	0.0260	0.0510	0.0515
MET DE GELEJI	0.0242	0.0243	0.0478	0.0482
POTENCIA EM VAZIO	0.0955	0.0936	0.2071	0.2125
POTENCIA S/ CARGA	0.1306	0.1265	0.2857	0.2776
POTENCIA C/ CARGA	0.1178	0.1173	0.2561	0.2468
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.0351	0.0329	0.0786	0.0650

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.7366	0.7883	0.6480	0.7912
(POT TEORICA/DIF)	0.6907	0.7392	0.6076	0.7418
P(Cv)	V= 24.17 (m/min)	V= 24.55 (m/min)	V= 33.27 (m/min)	V= 33.53 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.0791	0.0804	0.1089	0.1097
MET DE GELEJI	0.0742	0.0753	0.1021	0.1029
POTENCIA EM VAZIO	0.3559	0.3137	0.4800	0.5173
POTENCIA S/ CARGA	0.4653	0.4286	0.5878	0.6367
POTENCIA C/ CARGA	0.4320	0.3875	0.5505	0.5886
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.1094	0.1148	0.1078	0.1195

RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.7332	0.6998	1.0106	0.9187
(POT TEORICA/DIF)	0.6781	0.6561	0.9476	0.8614
P(Cv)	V= 40.83 (m/min)	V= 40.86 (m/min)	V= 48.4 (m/min)	V= 49.09 (m/min)
EXPR DE AVITZUR	0.1336	0.1337	0.1584	0.1607
MET DE GELEJI	0.1253	0.1254	0.1485	0.1507
POTENCIA EM VAZIO	0.6552	0.6566	0.8599	0.8196
POTENCIA S/ CARGA	0.8367	0.7755	1.0286	1.0286
POTENCIA C/ CARGA	0.7812	0.7113	0.9467	0.9287
DIF (SEM CARGA-VAZIO)	0.1815	0.1189	0.1687	0.2090

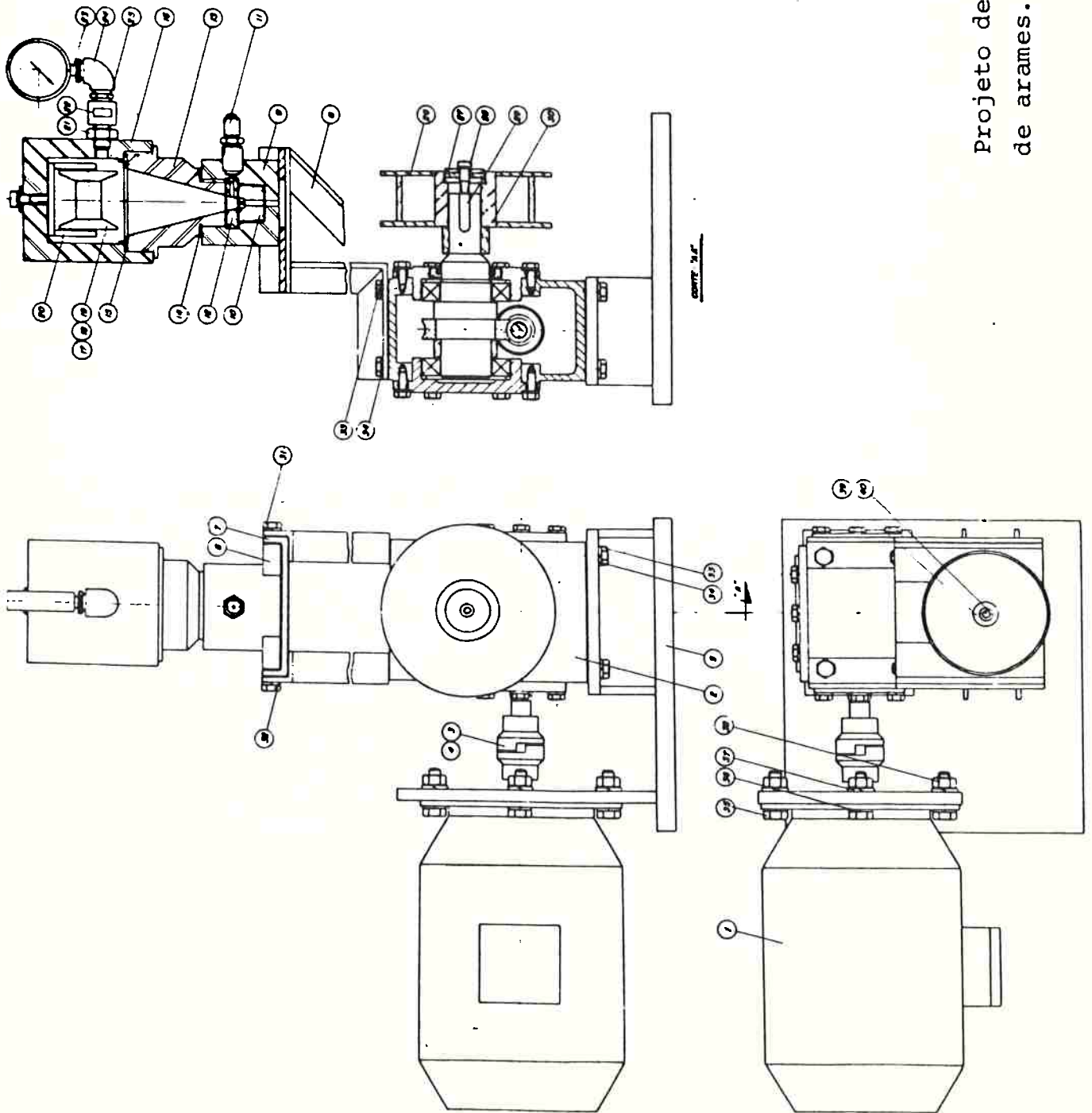
RELAÇÕES DE POTENCIA

(POT TEORICA/DIF)	0.7363	1.1247	0.9390	0.7689
(POT TEORICA/DIF)	0.6904	1.0546	0.9805	0.7209

Anexo 2

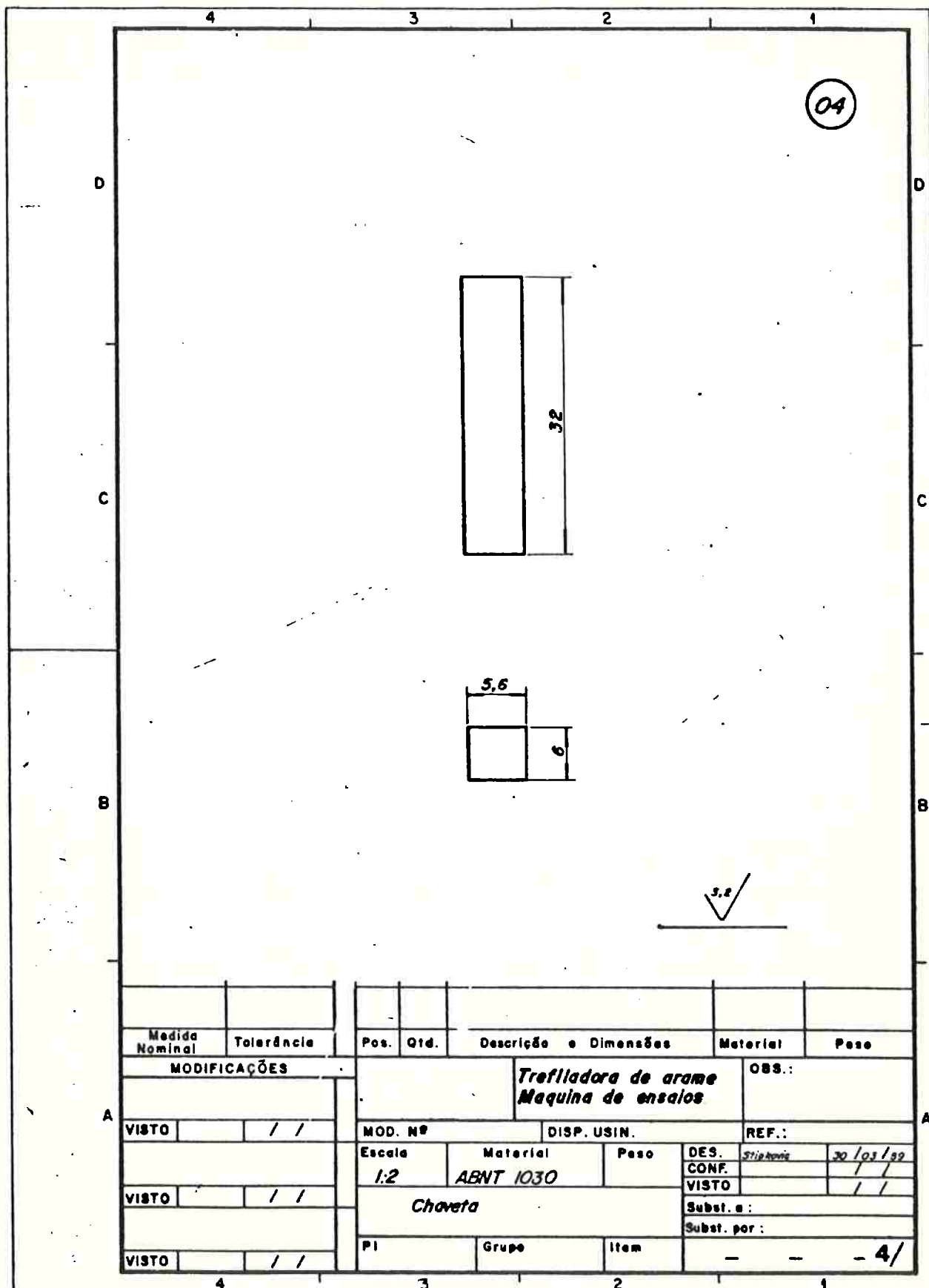
Detalhamento dos Projetos



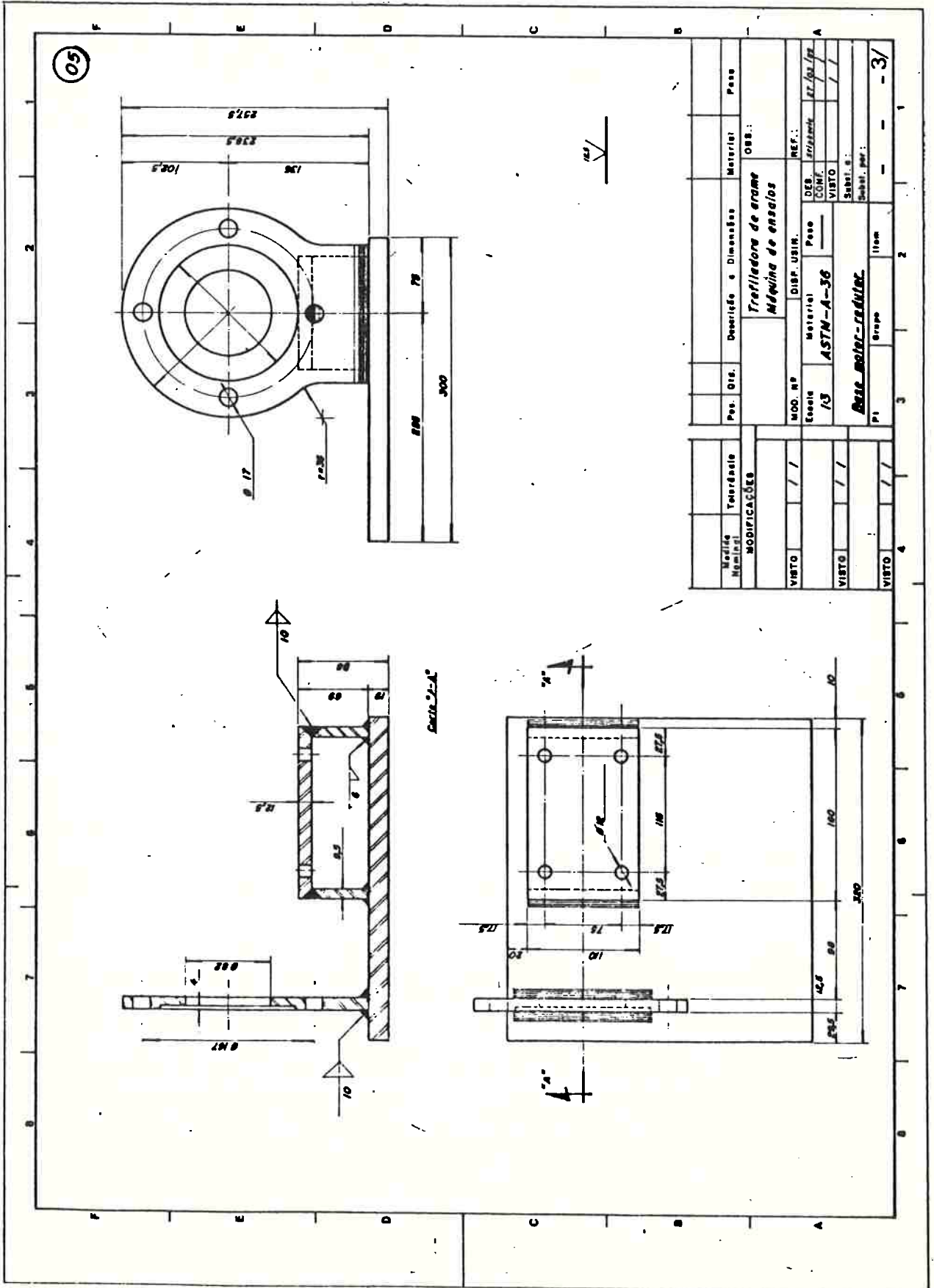


40	01	Arquivo para o cilindro-M1.35	ABNT 1020
39	01	Arquivo exterior	ABNT 1020
38	04	Porcas metálicas - M16	ENRTE 3
37	04	Arreios de pressão - M16	classe 4,6
36	04	Arreios lisos de 17mm	classe 3,6
35	04	Paraf. sel. R.I. - M 16 X 40	classe 4,6
34	08	Arreios de pressão - M 10	classe 4,6
33	08	Paraf. sel. R.I. - M 10 X 15	classe 3,6
32	04	Arreios de pressão - M 10	classe 3,6
31	04	Paraf. sel. R.I. - M 10 X 30	ABNT 1020
30	01	Distancador	ABNT 1020
29	01	Chave 6 X 10 X 40	classe 2,9
28	01	Arreio sel. M (alim) - M 10 X 30	ABNT 1020
27	03	Arreios distancadores	ASTM A 36
26	01	Tornha	ASTM A 36
25	01	Nivel água de 1/2" NPT	classe 3,6
24	01	Cilindro hidráulico de 1/2" NPT	classe 3,6
23	01	Movimento 1/2" NPT (M 20 NPT/cm)	M 16 X 1
22	01	Adaptador de movimento	ABNT 1020
21	01	Forca do eixo do manômetro	ABNT 1020
20	01	Sigilo de pressão	ABNT 1020
19	01	Pino do carretel	ABNT 1020
18	03	Arreios de pressão	ABNT 1020
17	01	Carretel	ABNT 1020
16	01	Corpo superior	ABNT 1020
15	01	Arreio de encaste	cobre
14	01	Arreio de encaste	cobre
13	01	Corpo inferior	ABNT 1020
12	01	Eixo do fio	ABNT 1020
11	01	Adaptador de entrada	ABNT 1020
10	01	Corpo do fio	ABNT 1020
09	01	Corpo inferior	ABNT 1020
08	01	Banco	ABNT 1020
07	01	Bandeja	ASTM A 36
06	01	Supporte principal	ASTM A 36
05	01	Barras do motor e do manômetro	ASTM A 36
04	02	Chave 5,6 X 6 X 32	ABNT 1020
03	01	Aplicação elétrica (M 16 X 10)	ref. especificação
02	01	Redutor "revel" U-5 redutor/60	ref. especificação
01	01	Motor	ref. especificação

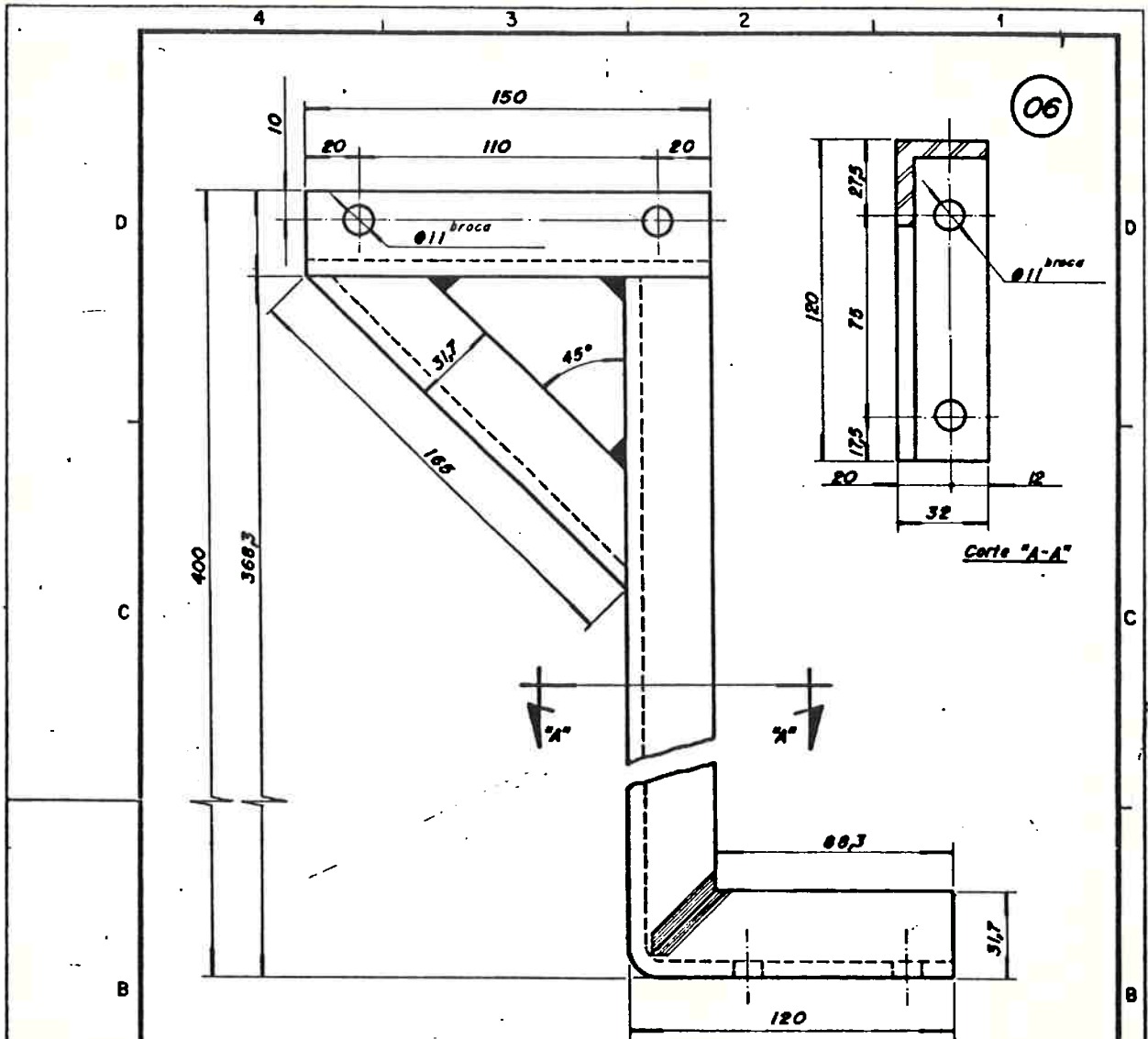
Projeto de trefilação hidrodinâmica de arames.



Medida Nominal	Tolerância	Pos.	Qtd.	Descrição e Dimensões	Material	Peso
MODIFICAÇÕES		Trefiladora de arame			OBS.:	
VISTO		MOD. N°			DISP. USIN.	
VISTO		Escala			REF.:	
VISTO		Material			DES. <i>Stishovic</i>	
VISTO		Peso			CONF. <i>30/03/32</i>	
VISTO		Chaveta			VISTO	
VISTO		PI			Subst. e:	
VISTO		Grupo			Subst. por:	
VISTO		Item			- - - 4/	

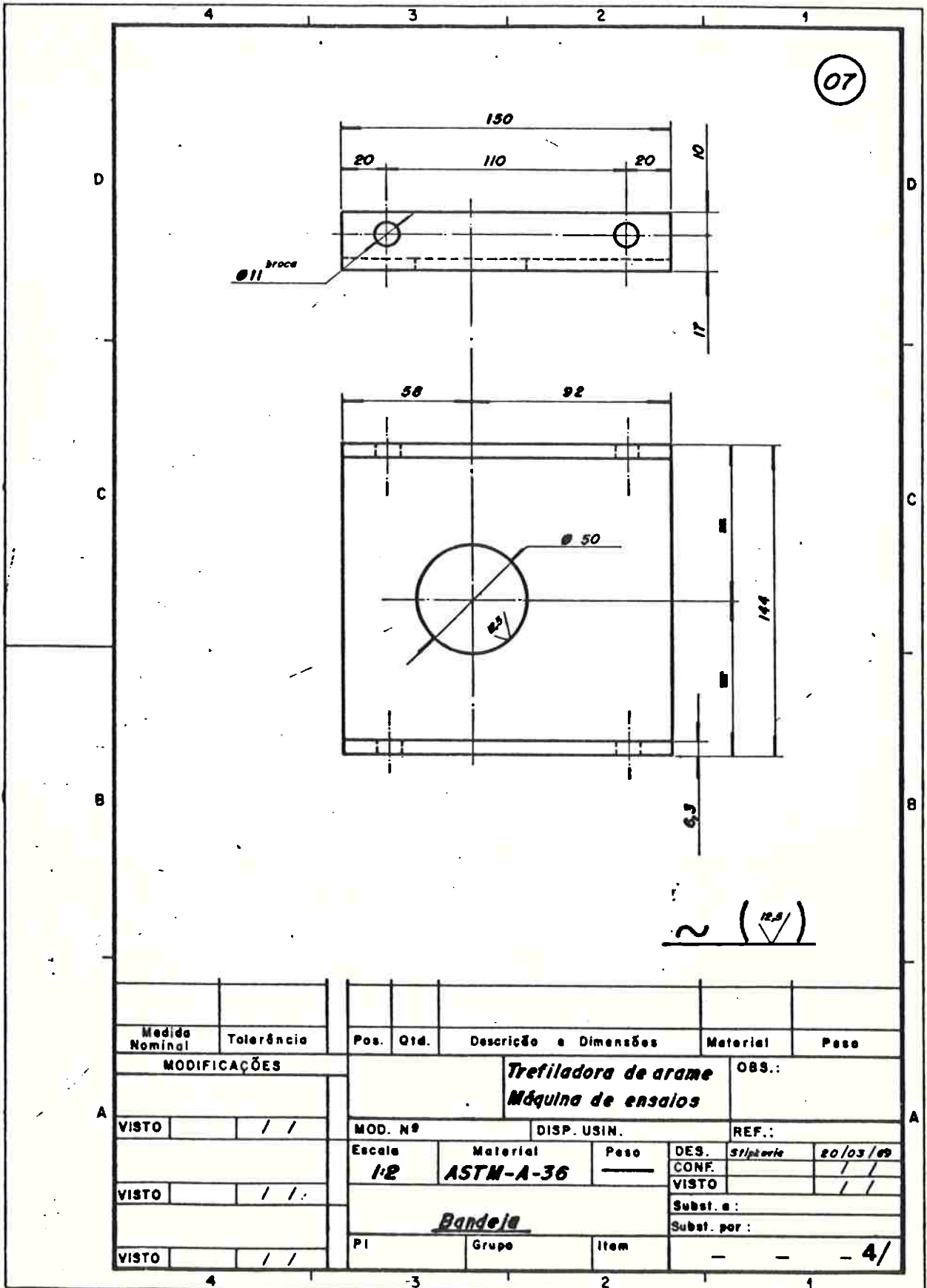


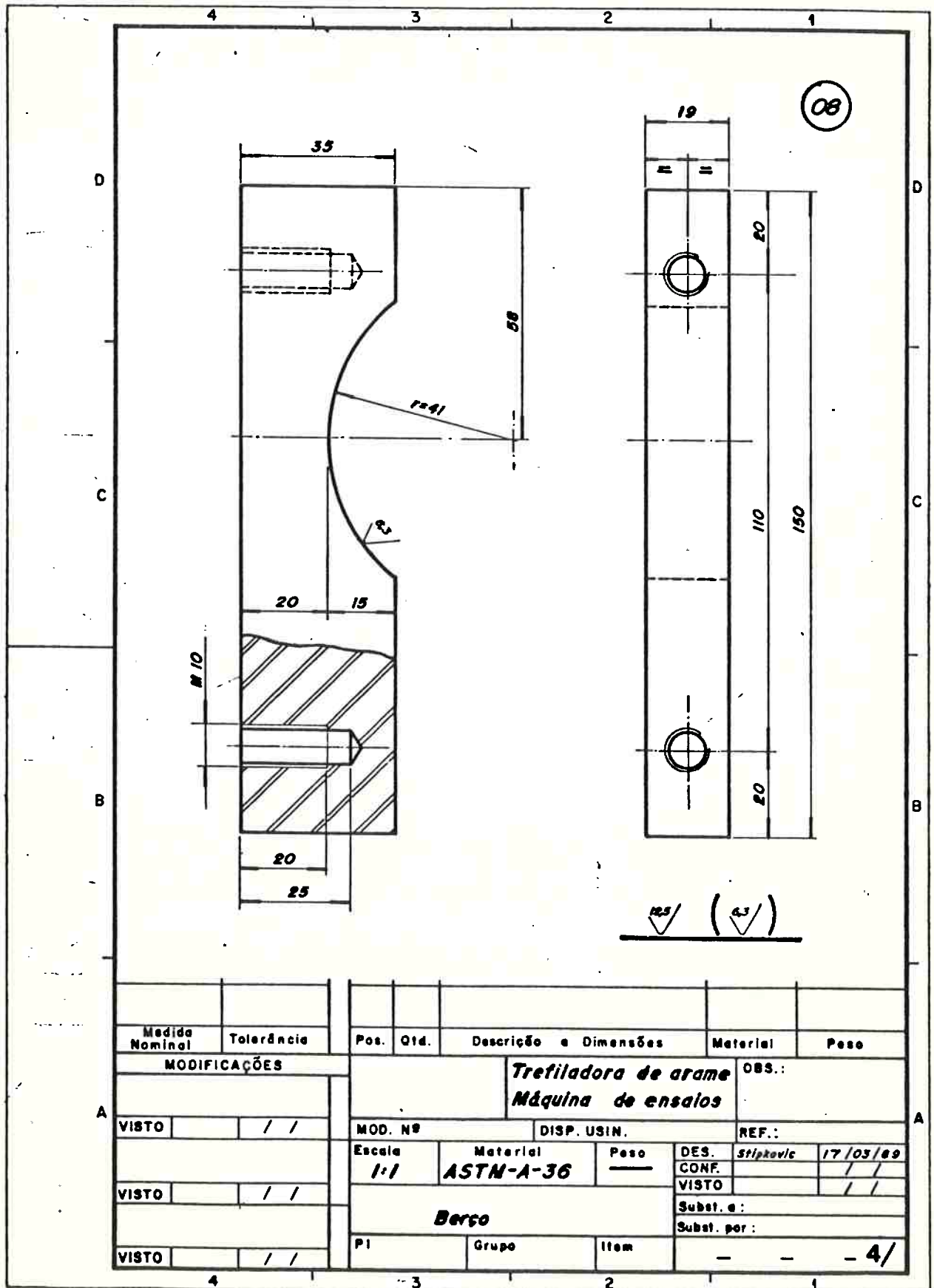
Medida Nominal	Tolerância	Pos. Oit.	Descrição e Dimensões	Materiais	Peso																											
MODIFICAÇÕES																																
VISTO	/ /																															
VISTO	/ /																															
VISTO	/ /																															
<table border="1" style="width: 100%;"> <tr> <td>MOD. Nº</td> <td>DISP. USIM.</td> <td>REF.:</td> </tr> <tr> <td>Essaie</td> <td>Materiais</td> <td>Peso</td> </tr> <tr> <td>7/3</td> <td>ASTM-A-36</td> <td>DES. / 20/20/20</td> </tr> <tr> <td></td> <td></td> <td>COMF.</td> </tr> <tr> <td></td> <td></td> <td>VISTO</td> </tr> <tr> <td></td> <td></td> <td>ET. / 20/20</td> </tr> <tr> <td></td> <td></td> <td></td> </tr> <tr> <td></td> <td></td> <td>Subst. S.:</td> </tr> <tr> <td></td> <td></td> <td>Subst. par.:</td> </tr> </table>						MOD. Nº	DISP. USIM.	REF.:	Essaie	Materiais	Peso	7/3	ASTM-A-36	DES. / 20/20/20			COMF.			VISTO			ET. / 20/20						Subst. S.:			Subst. par.:
MOD. Nº	DISP. USIM.	REF.:																														
Essaie	Materiais	Peso																														
7/3	ASTM-A-36	DES. / 20/20/20																														
		COMF.																														
		VISTO																														
		ET. / 20/20																														
		Subst. S.:																														
		Subst. par.:																														
Obs.:																																
Trefiladora de arame																																
Máquina de ensaios																																
Barra Motor-Redutor																																
P1	Grupo	Item	- 3/																													

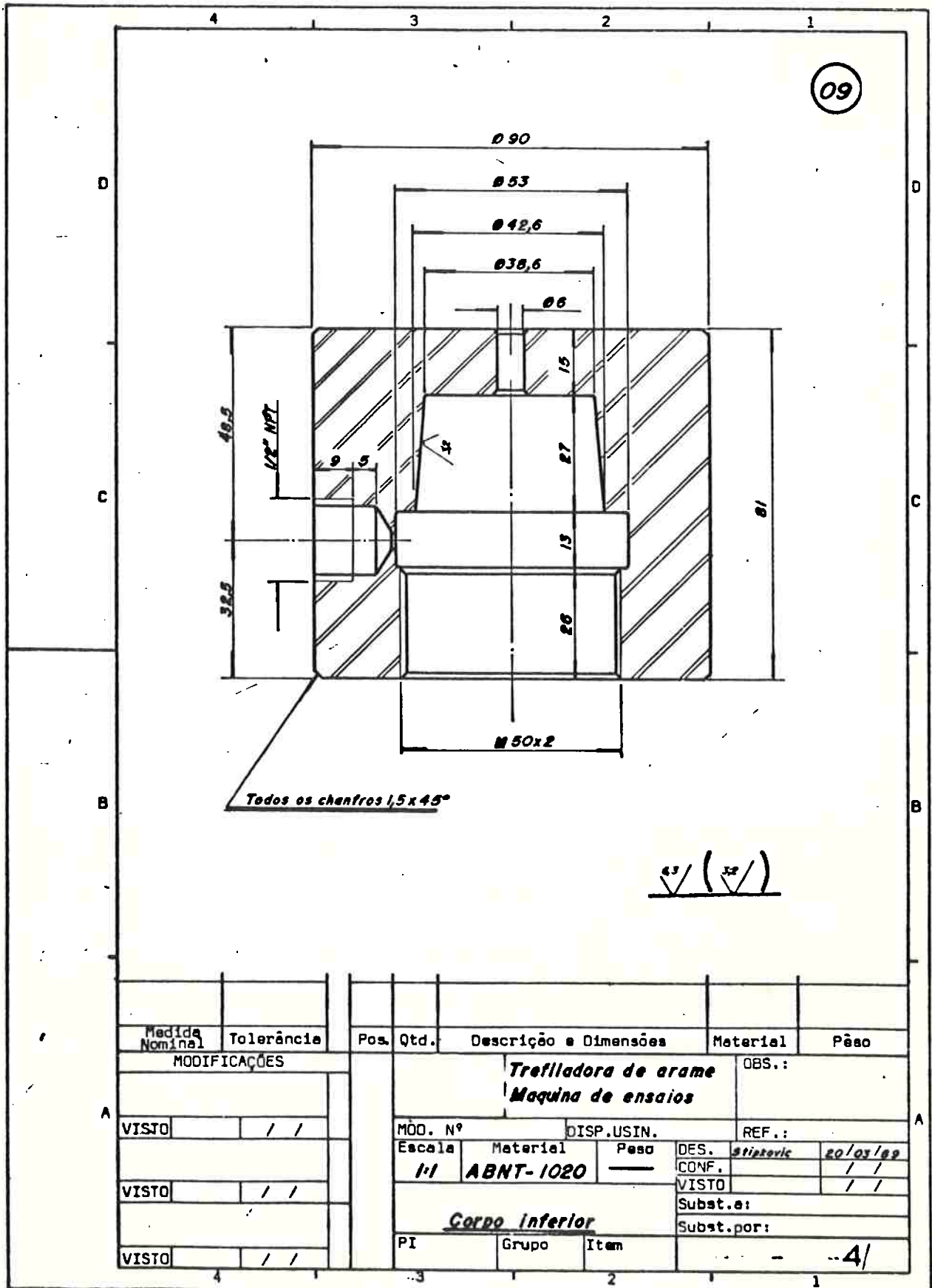


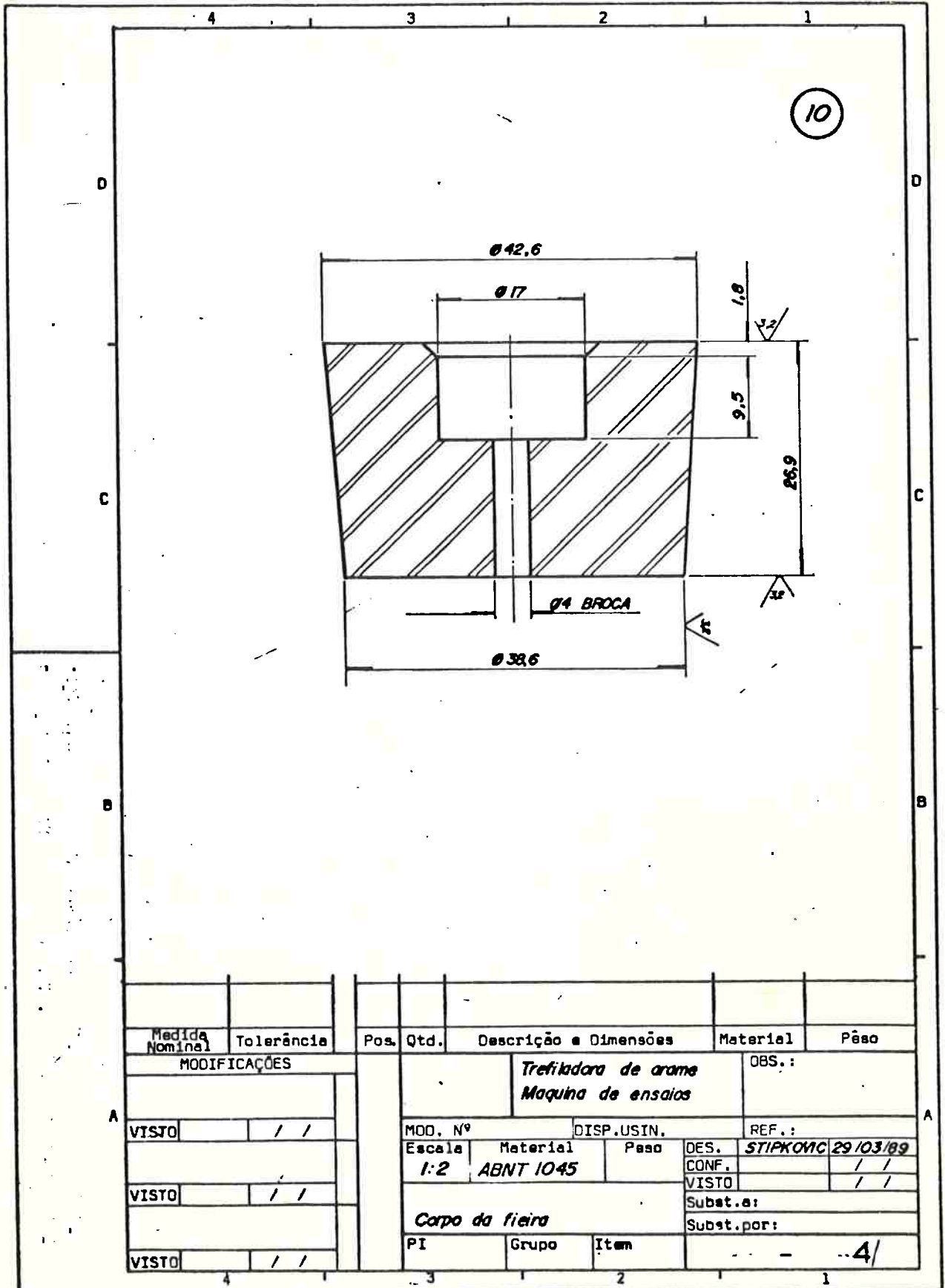
Nota: Executar a peça conforme desenho e o contrário ao desenho.

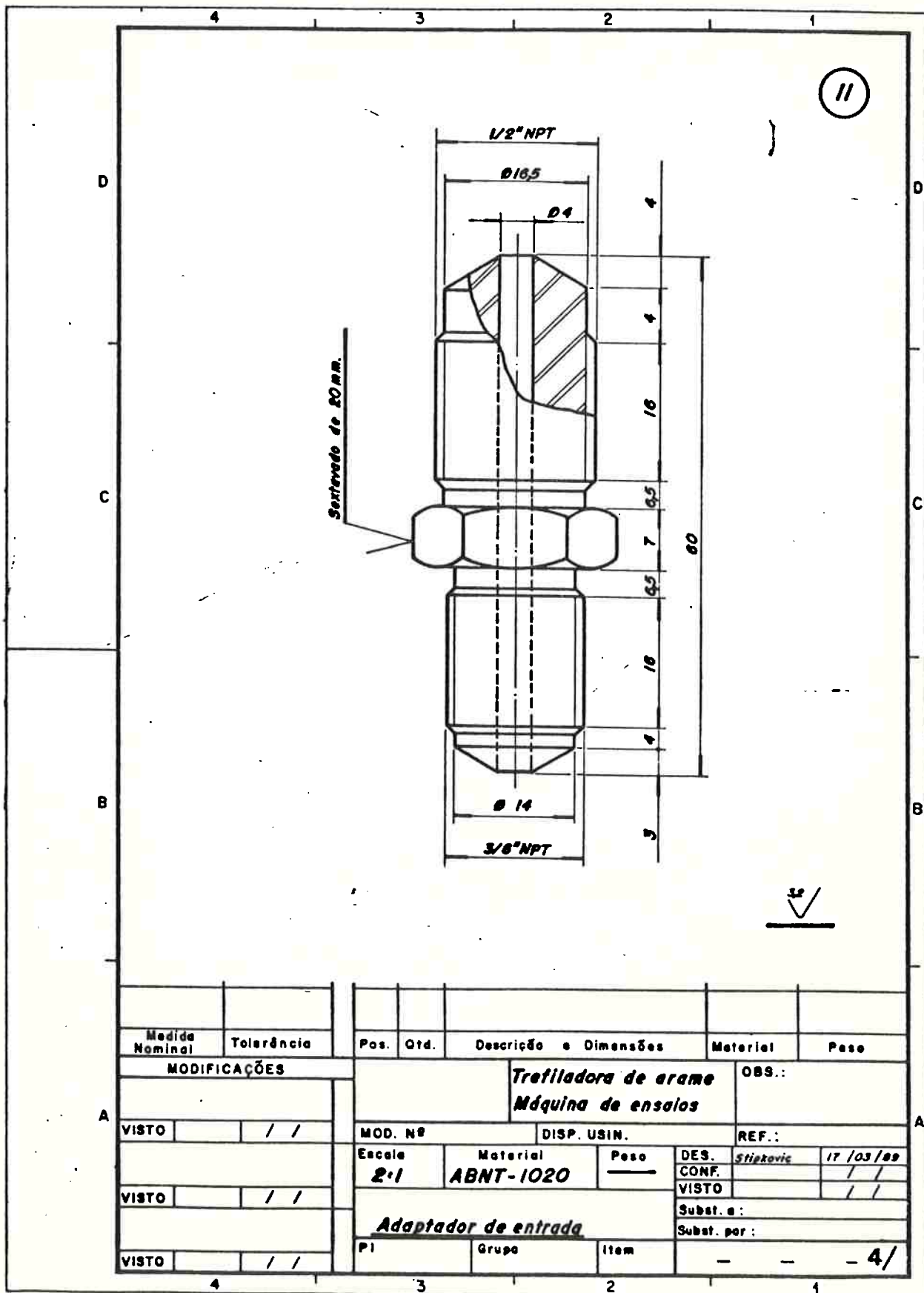
Medida Nominal	Tolerância	Pos.	Qtd.	Descrição e Dimensões	Material	Peso	
MODIFICAÇÕES		Trefiladora de arame				OBS.:	
		Máquina de ensaios					
VISTO	/ /	MOD. Nº		DISP. USIN.	REF.:		
VISTO	/ /	Escala	Material	Peso	DES. 3fixorte	17/03/89	
VISTO	/ /	1:2	ASTM-A-36	—	CONF.	/ /	
VISTO	/ /	Suporte principal				Subst. e:	
VISTO	/ /	P1	Grupo	Item	Subst. por:		
					— — — 4/		



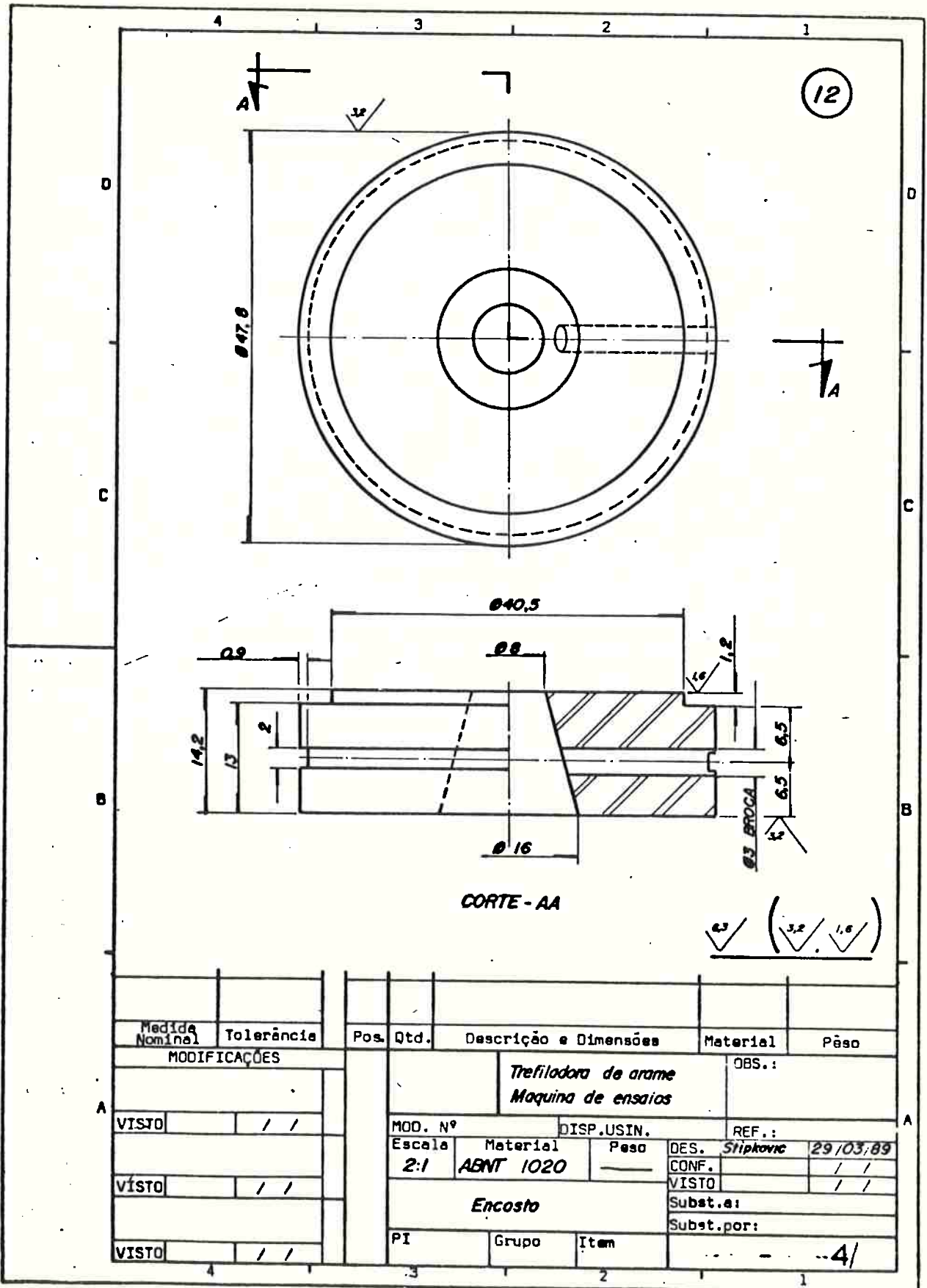




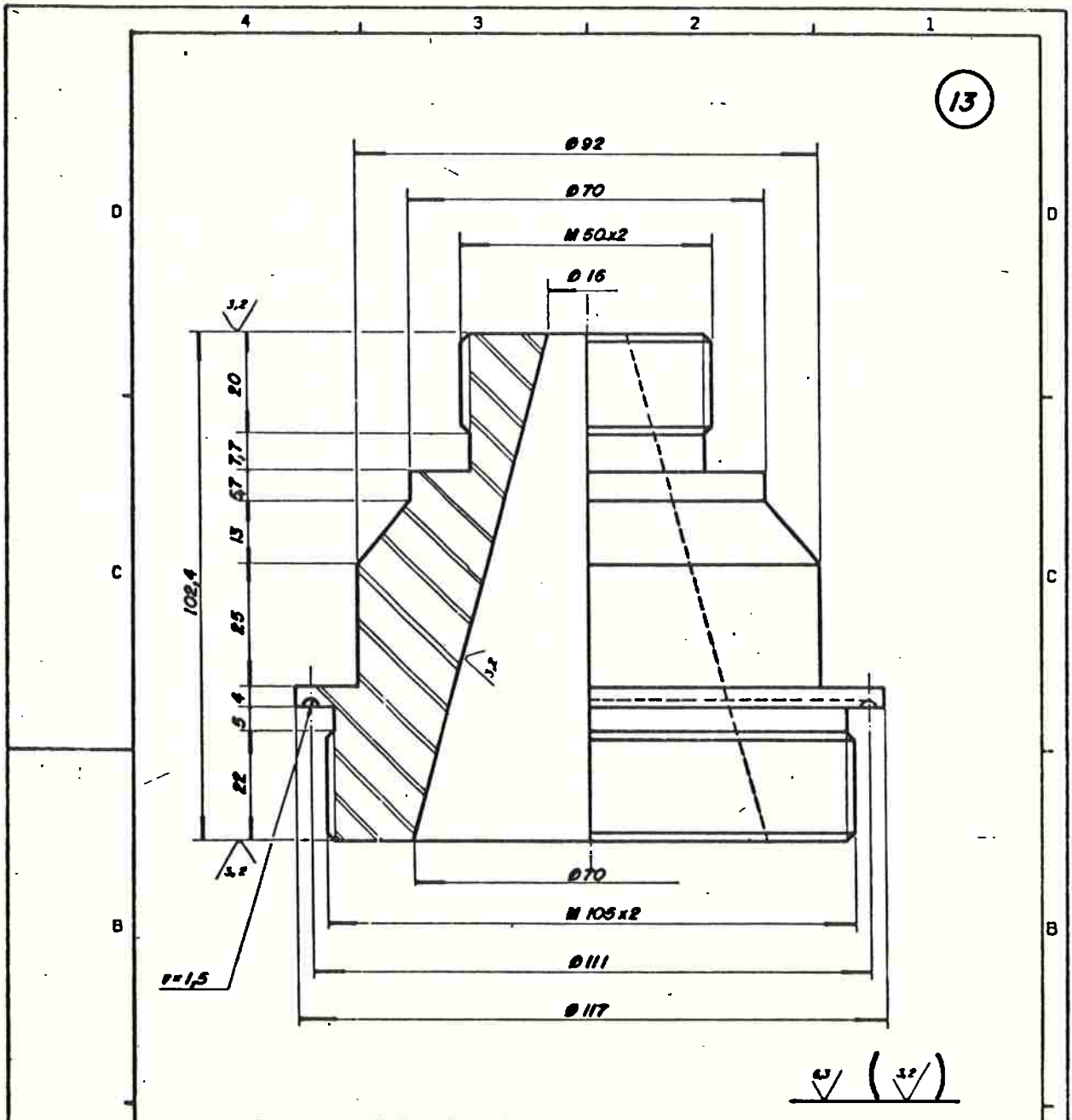




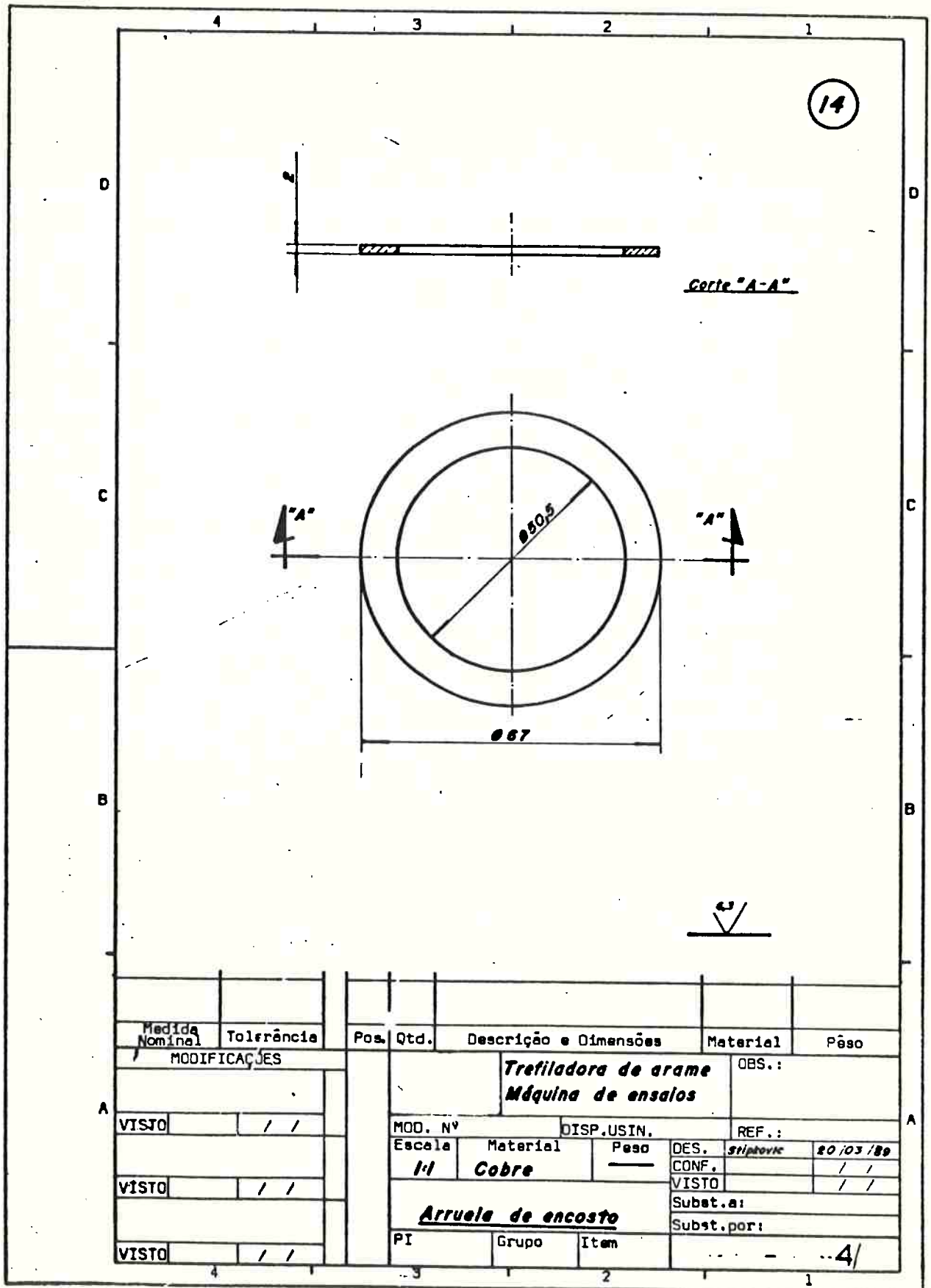
Medida Nominal	Tolerância	Pos.	Qtd.	Descrição e Dimensões	Material	Peso	
MODIFICAÇÕES		Trefiladora de arame				OBS.:	
		Máquina de ensaios					
VISTO	/ /	MOD. Nº		DISP. USIN.		REF.:	
		Escala	Material	Peso	DES.	17 /03 /89	
		2:1	ABNT-1020		CONF.	/ /	
VISTO	/ /	Adaptador de entrada				Subst. e:	
						Subst. por:	
VISTO	/ /	PI	Grupo	Item	- - - 4/		

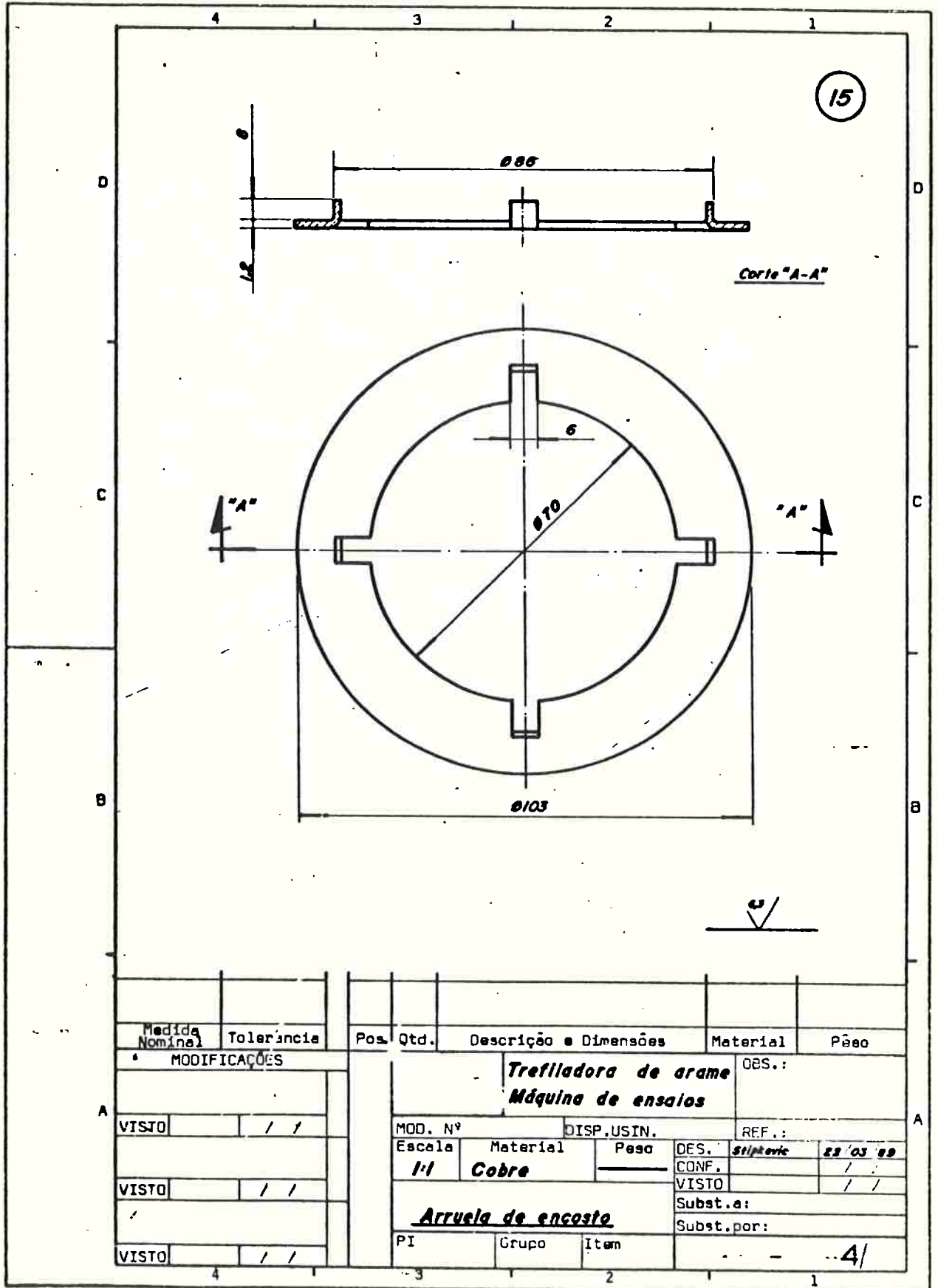


Medida Nominal	Tolerância	Pos.	Qtd.	Descrição e Dimensões	Material	Pêso	
MODIFICAÇÕES							
				Trefiladora de arame	OBS.:		
				Maquina de ensaios			
VISTO	/ /	MOD. Nº		DISP.USIN.	REF.:		
		Escala	Material	Peso	DES. Slipkovic	29/03/89	
		2:1	ABNT 1020		CONF.	/ /	
VISTO	/ /	Encosto				VISTO	/ /
						Subst.a:	
						Subst.por:	
VISTO	/ /	PI	Grupo	Item	-4/		

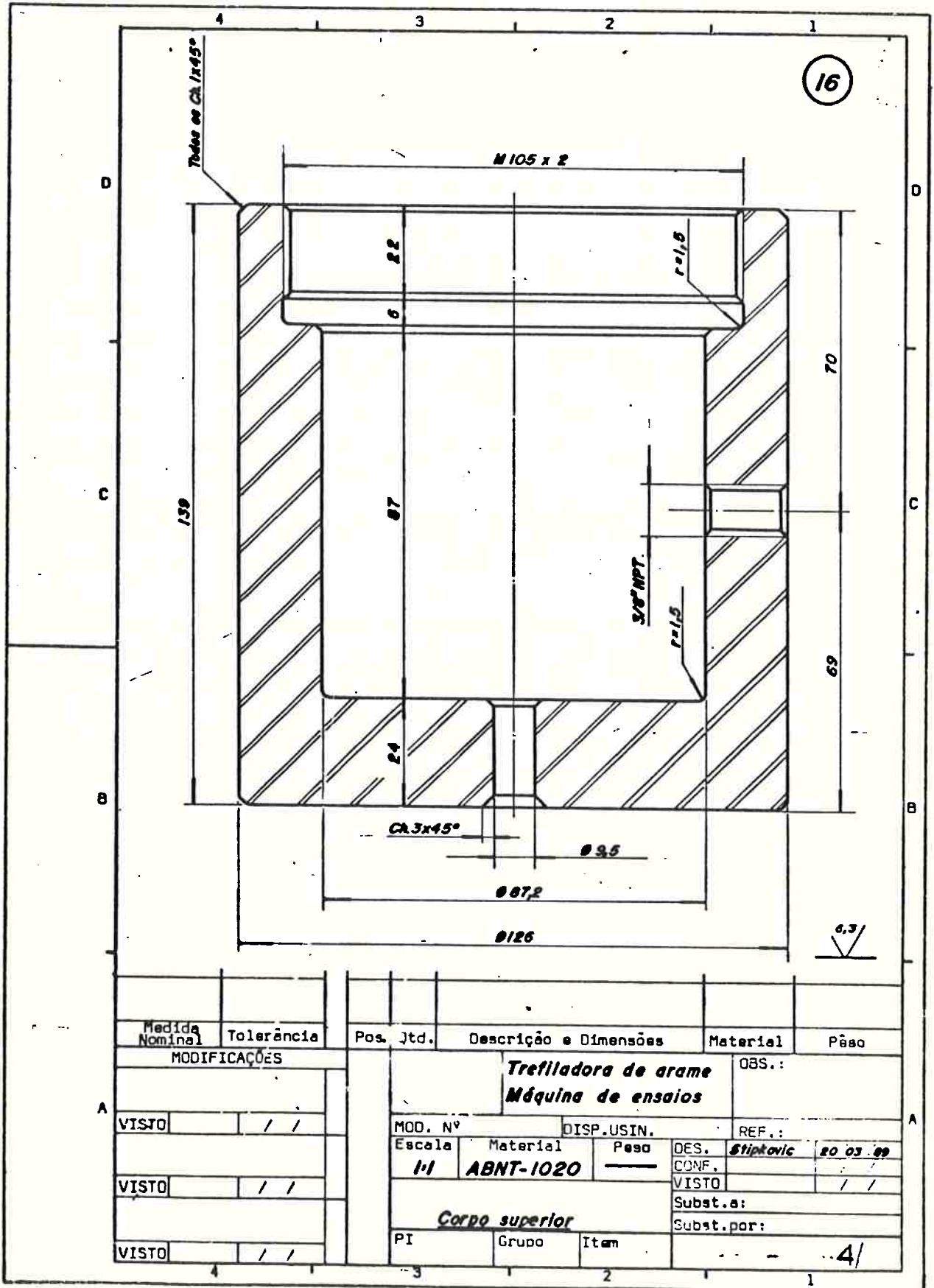


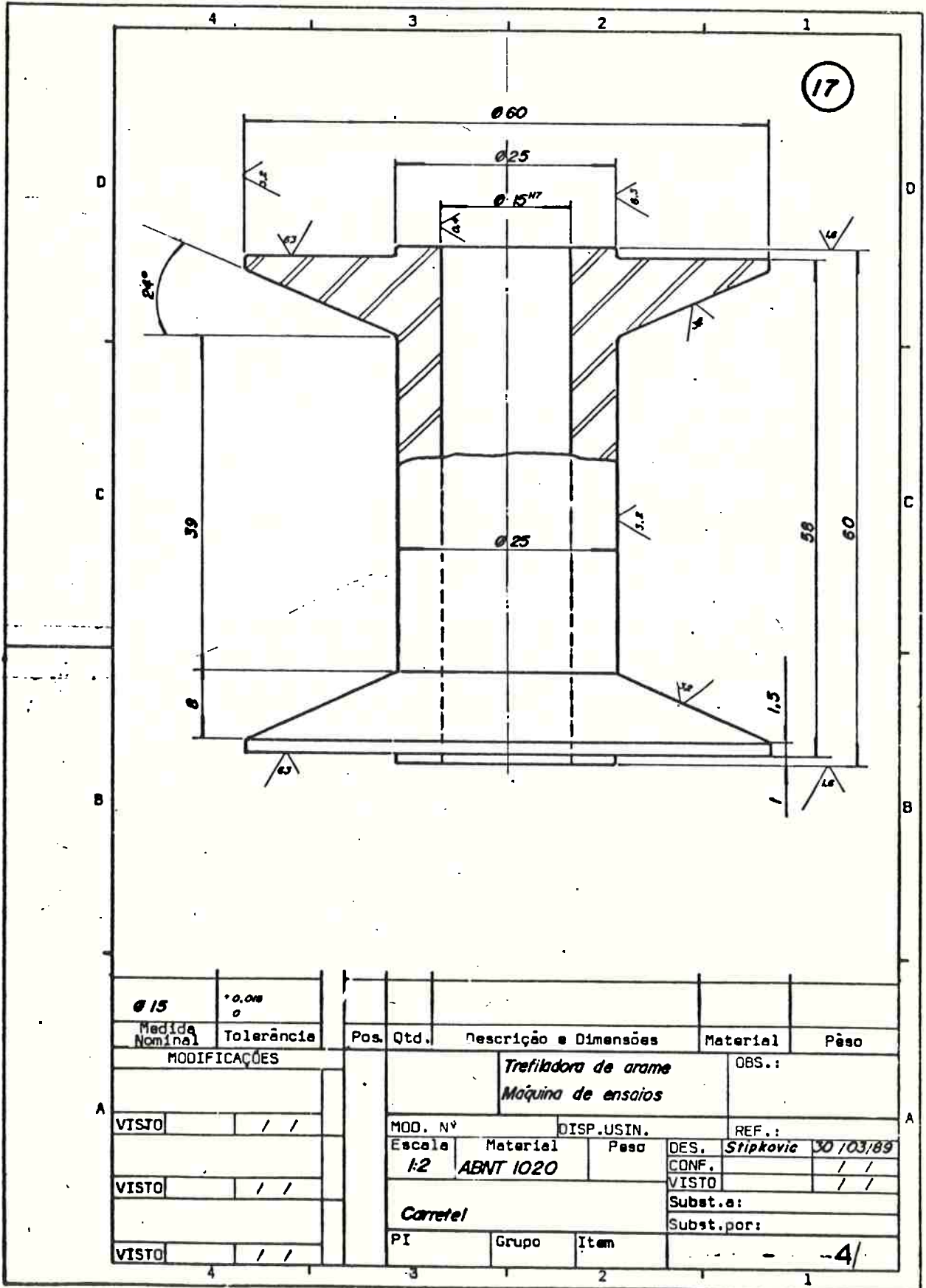
Medida Nominal	Tolerância	Pos. Qtd.	Descrição e Dimensões	Material	Peso
MODIFICAÇÕES			Trefiladora de arame		OBS.:
			Maquina de ensaios		
VISTO	/ /		MOD. Nº	DISP.USIN.	REF.:
			Escala	Material	Peso
VISTO	/ /		1:1	ABNT-1020	—
			Corpo central		DES. <i>Stiphevo</i> 20.03.89
VISTO	/ /		PI	Grupo	Item
					Subst.a:
					Subst.por:
					— 4/



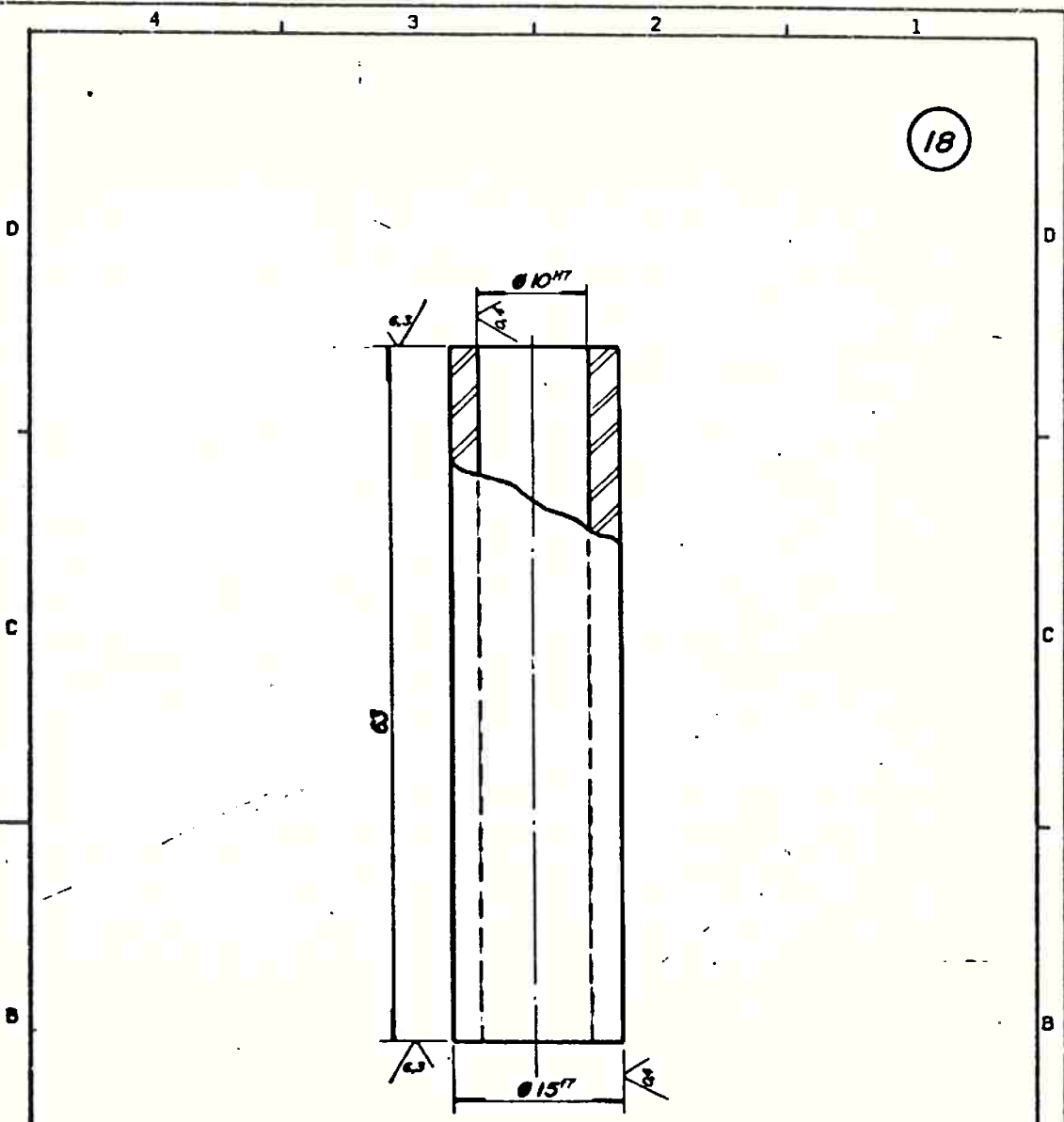


Medida Nominal	Tolerancia	Pos.	Qtd.	Descrição e Dimensões	Material	Pêco			
MODIFICAÇÕES		Trefiladora de arame Máquina de ensaios OBS.:				REF.:			
VISTO	/ /					MOD. Nº	DISP. USIN.	DES.	23/03/99
						Escala	Material	Peso	CONF.
VISTO	/ /					1/1	Cobre		/ /
		Arruela de encosto				Subst.a:			
VISTO	/ /	PI	Grupo	Item	Subst.por:				
						-4/			





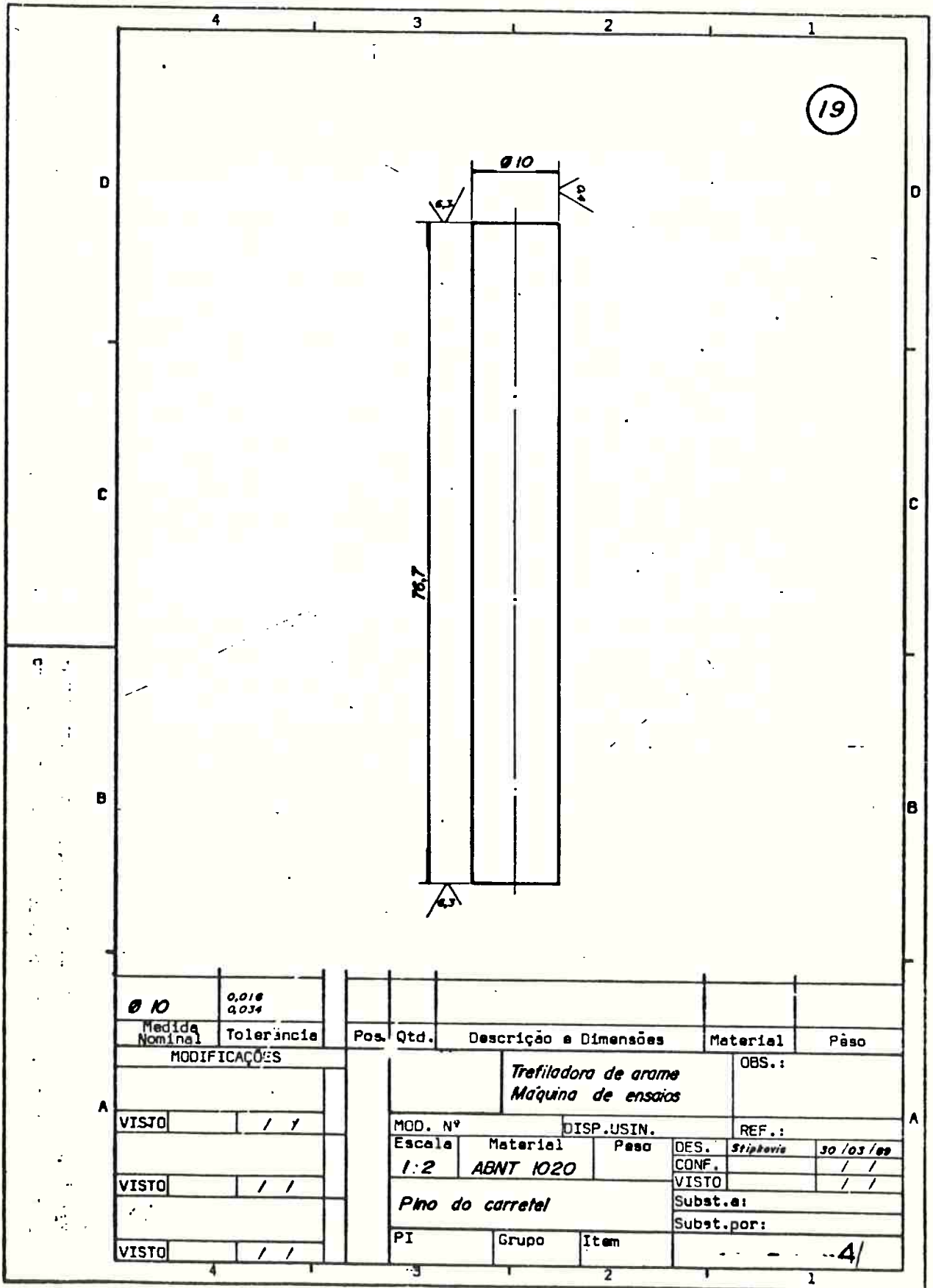
18



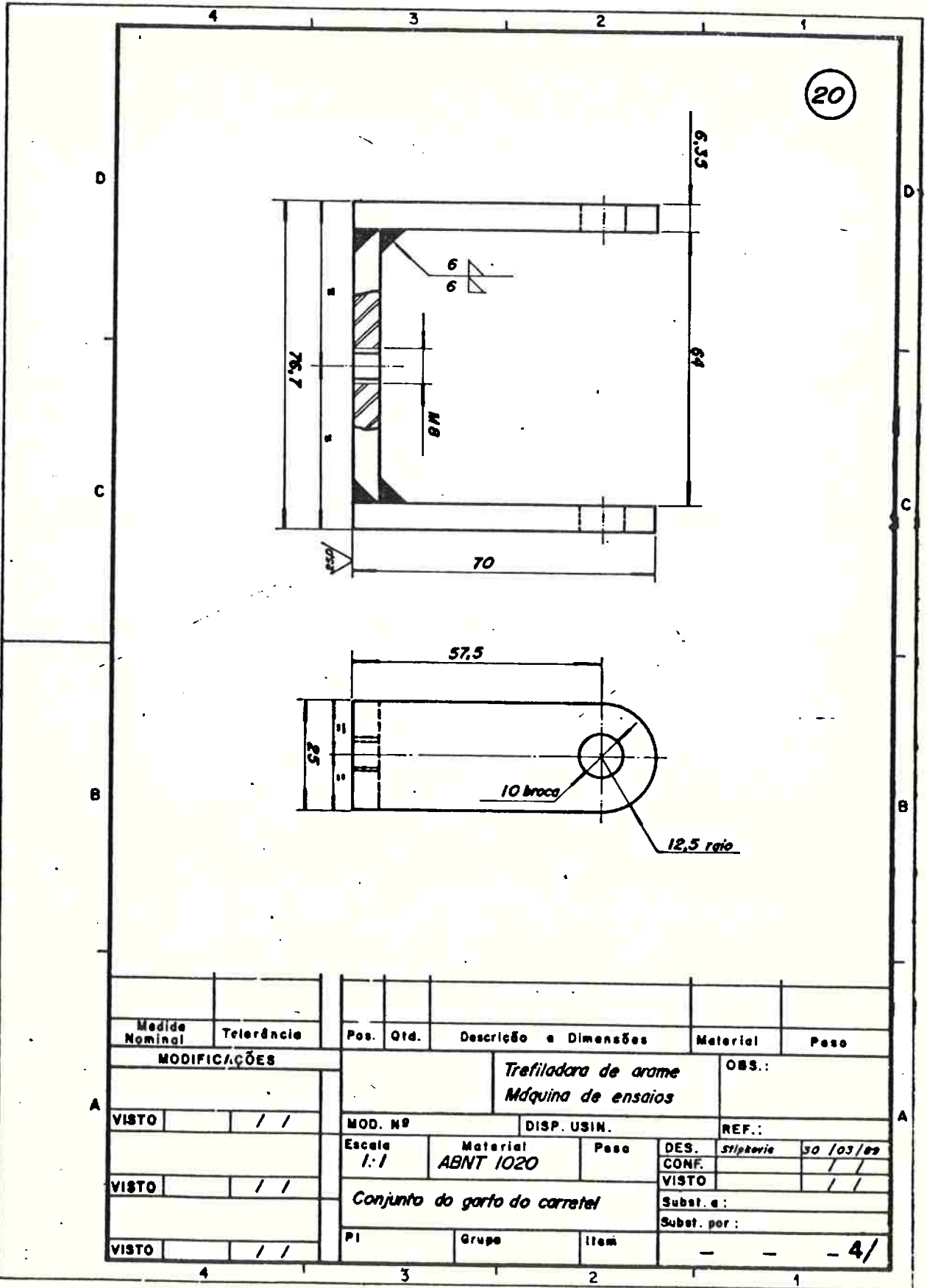
Ø 15	0,018 0,034
Ø 10	0,018 0
Medida Nominal	Tolerância

MODIFICAÇÕES	
VISTO	/ /
VISTO	/ /
VISTO	/ /

Pos.	Qtd.	Descrição e Dimensões	Material	Peso
		Trefiladora de arame Máquina de ensaios		
		MOD. Nº	DISP.USIN.	REF.:
		Escala	Material	Peso
		1:2	ABNT 1020	
			OES. <i>silphoric</i>	30 / 03 / 89
			CONF.	/ /
			VISTO	/ /
		Bucha do cacetel	Subst.e:	
			Subst.por:	
PI		Grupo	Item	
				4/

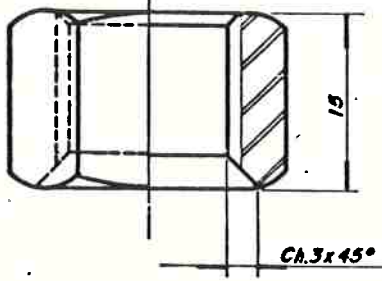
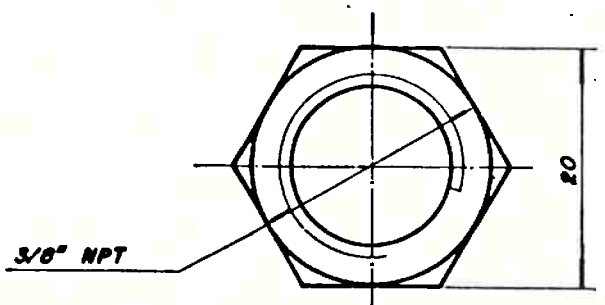


$\varnothing 10$	0,016 0,034						
Medida Nominal	Tolerância	Pos.	Qtd.	Descrição e Dimensões	Material	Peso	
MODIFICAÇÕES				Trefiladora de arame Maquina de ensaios		OBS.:	
VISTO	/ /	MOD. N°		DISP.USIN.	REF.:		
		Escala		Material	Peso	DES. Stipkovis	30/03/89
VISTO	/ /	1:2		ABNT 1020		CONF.	/ /
		Pino do carretel				VISTO	/ /
						Subst.a:	
VISTO	/ /	PI				Subst.por:	
		Grupo	Item	- - - - 4/			

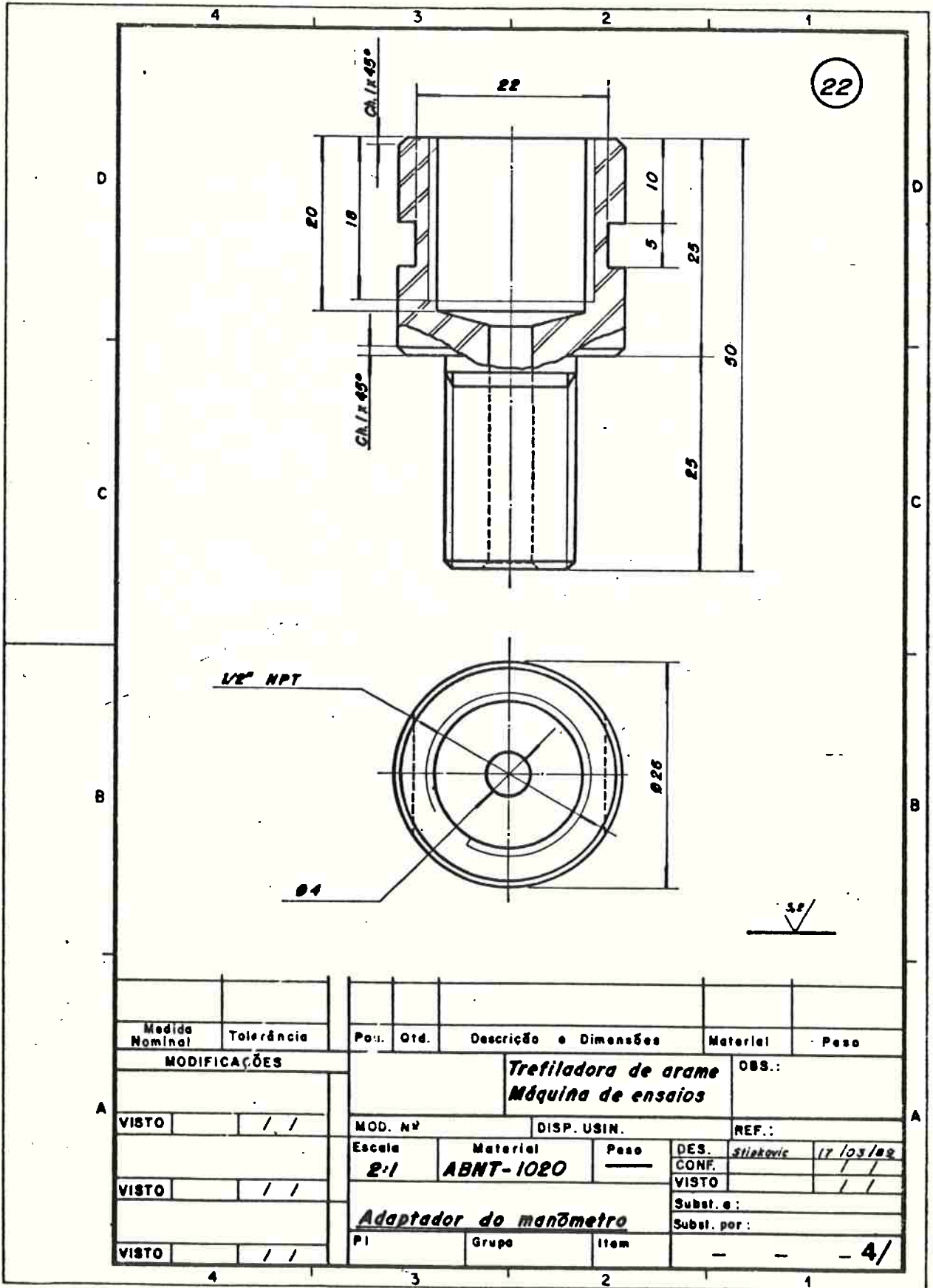


Medida Nominal	Tolerância	Pos.	Qtd.	Descrição e Dimensões	Material	Peso	
MODIFICAÇÕES							
				Trefiladora de arame	OBS.:		
				Máquina de ensaios			
VISTO	/ /	MOD. Nº		DISP. USIN.	REF.:		
		Escala	Material	Peso	DES.	50 / 03 / 89	
		1:1	ABNT 1020		CONF.	/ /	
VISTO	/ /	Conjunto do garfo do carretel				VISTO / /	
						Subst. e:	
						Subst. por:	
VISTO	/ /	PI	Grupo	Item	- - - 4/		

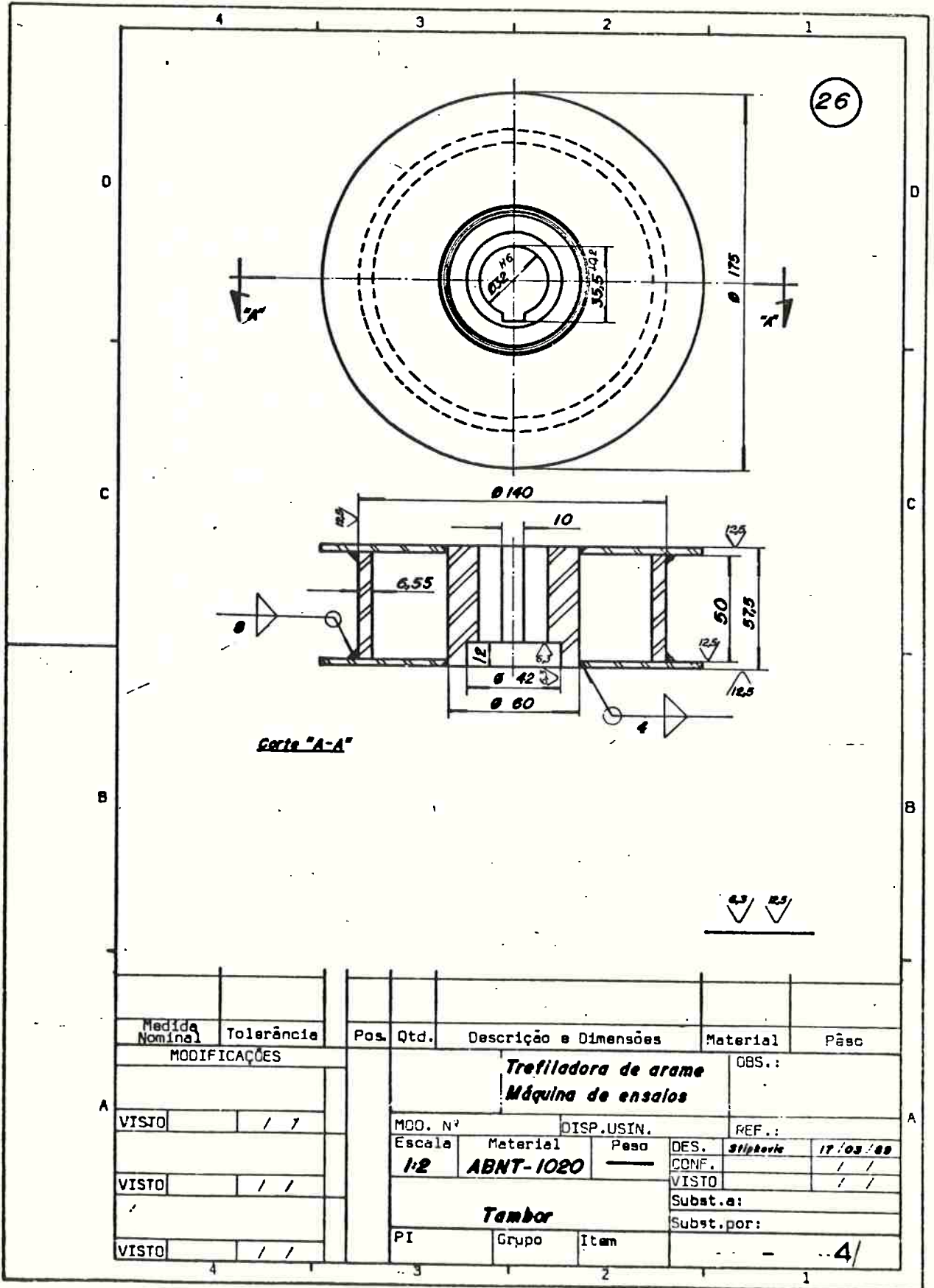
21



Medida Nominal	Tolerância	Pos.	Qtd.	Descrição e Dimensões	Material	Peso
MODIFICAÇÕES		Trefiladora de arame			OBS.:	
		Máquina de ensaios				
VISTO	/ /	MOD. Nº	DISP. USIN.	REF.:		
		Escala	Material	Peso	DES.	17/05/89
		2:1	ABNT-1020		CONF.	/ /
VISTO	/ /	Porca			Subst. e:	
					Subst. per:	
VISTO	/ /	PI	Grupo	Item	- - - 4/	



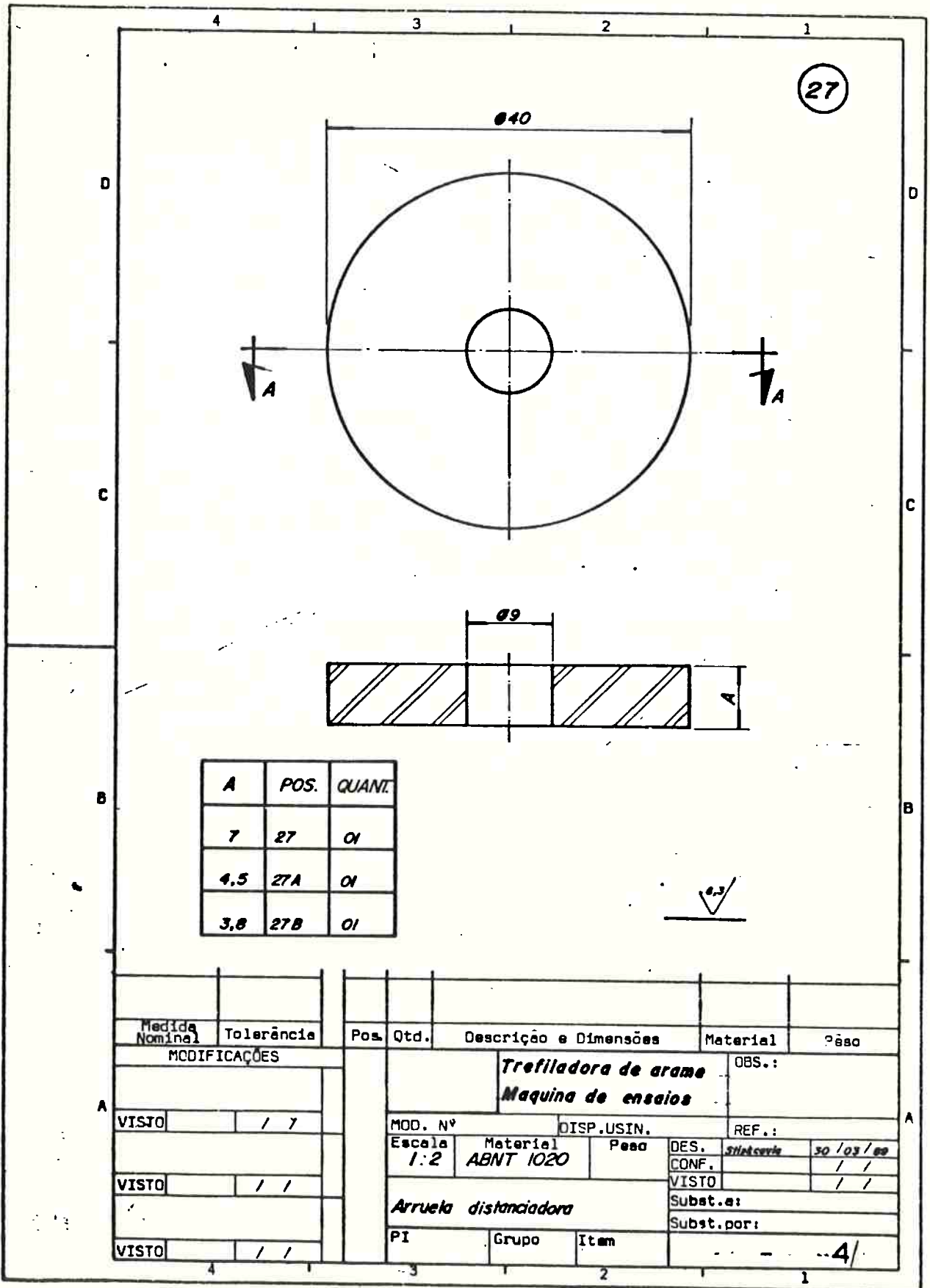
Medida Nominal	Tolerância	Pos.	Qtd.	Descrição e Dimensões	Materiais	Peso	
MODIFICAÇÕES		Trefiladora de arame				OBS.:	
		Máquina de ensaios					
VISTO	/ /	MOD. Nº		DISP. USIN.	REF.:		
		Escale	Materiais	Peso	DES. Stiakovic	17/03/82	
VISTO	/ /	2:1	ABNT-1020		CONF.	/ /	
		Adaptador do manômetro				Subst. e:	
VISTO	/ /	P1	Grupo	Item	Subst. por:		
					- - - 4/		

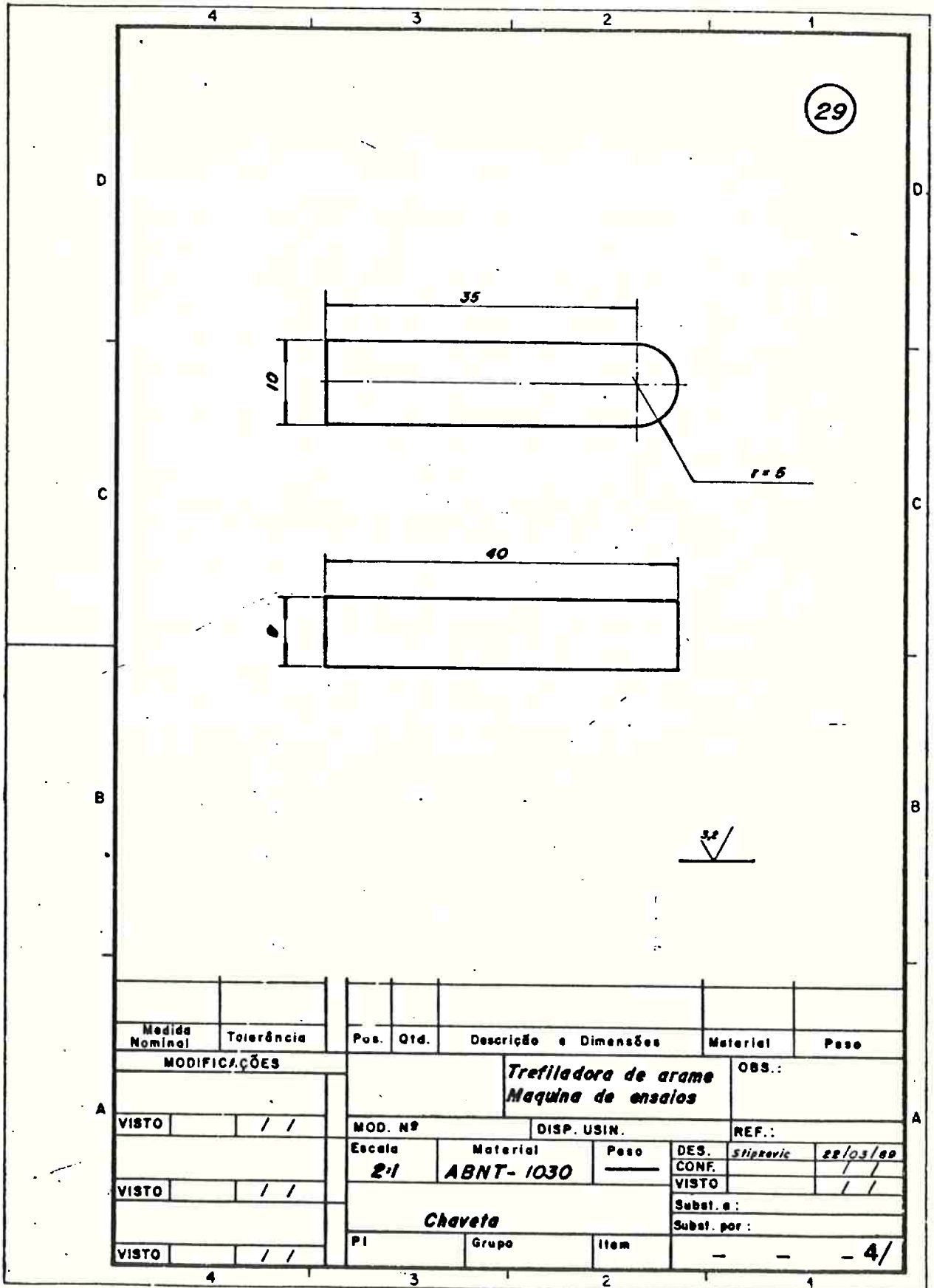


Corte "A-A"

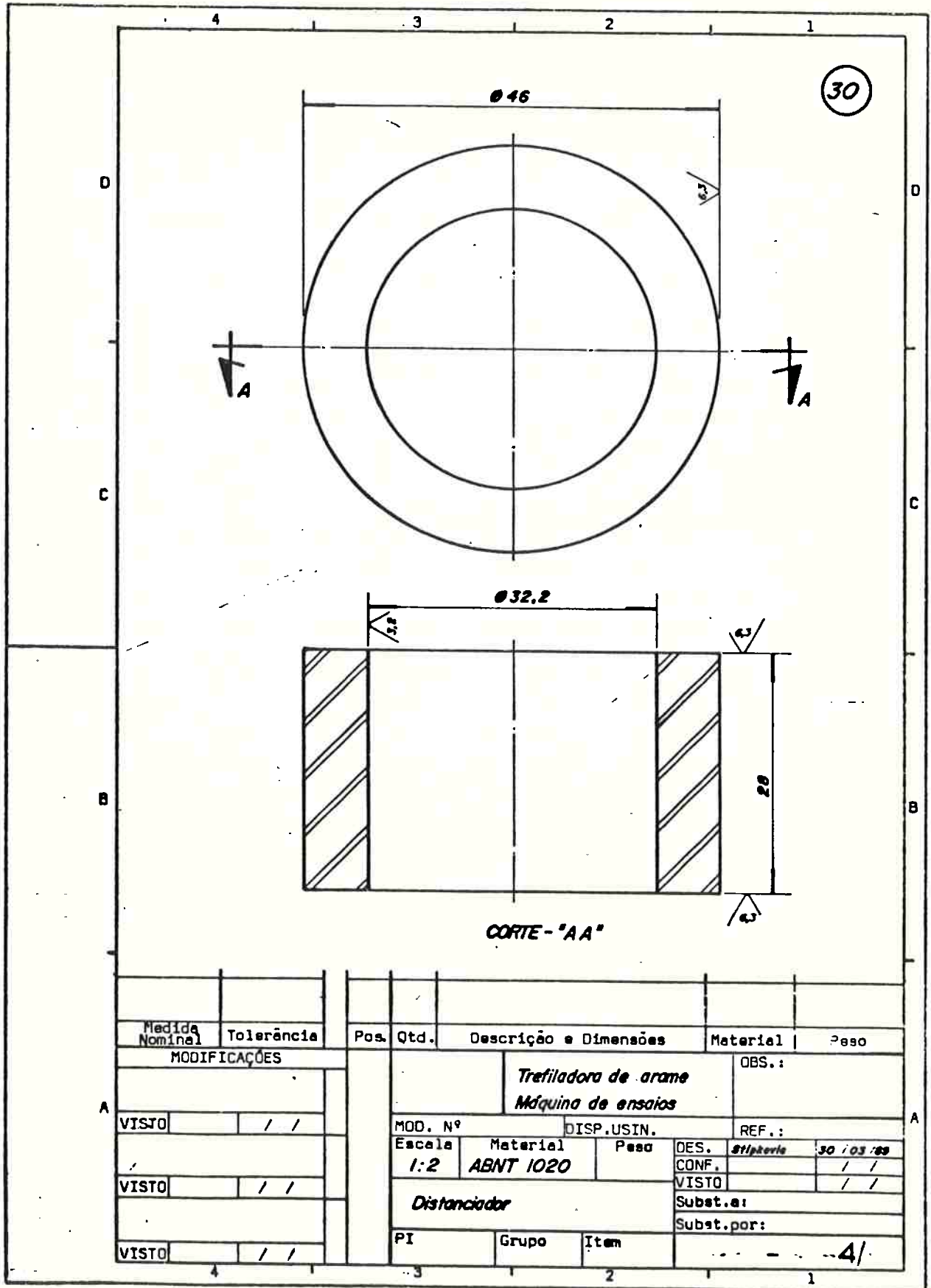
0.3 0.2

Medida Nominal	Tolerância	Pos.	Qtd.	Descrição e Dimensões	Material	Pêso
MODIFICAÇÕES						
VISTO	/ /	Trefiladora de arame Máquina de ensaios				OBS.:
VISTO	/ /					REF.:
MOD. N°		DISP.USIN.		DES. <i>Stipavie</i> 17/03/88		
Escala		Material		CONF. / /		
1:2		ABNT-1020		VISTO / /		
Tambor				Subst.a:		
PI				Subst.por:		
VISTO		Grupo		Item		
/ /				4/		

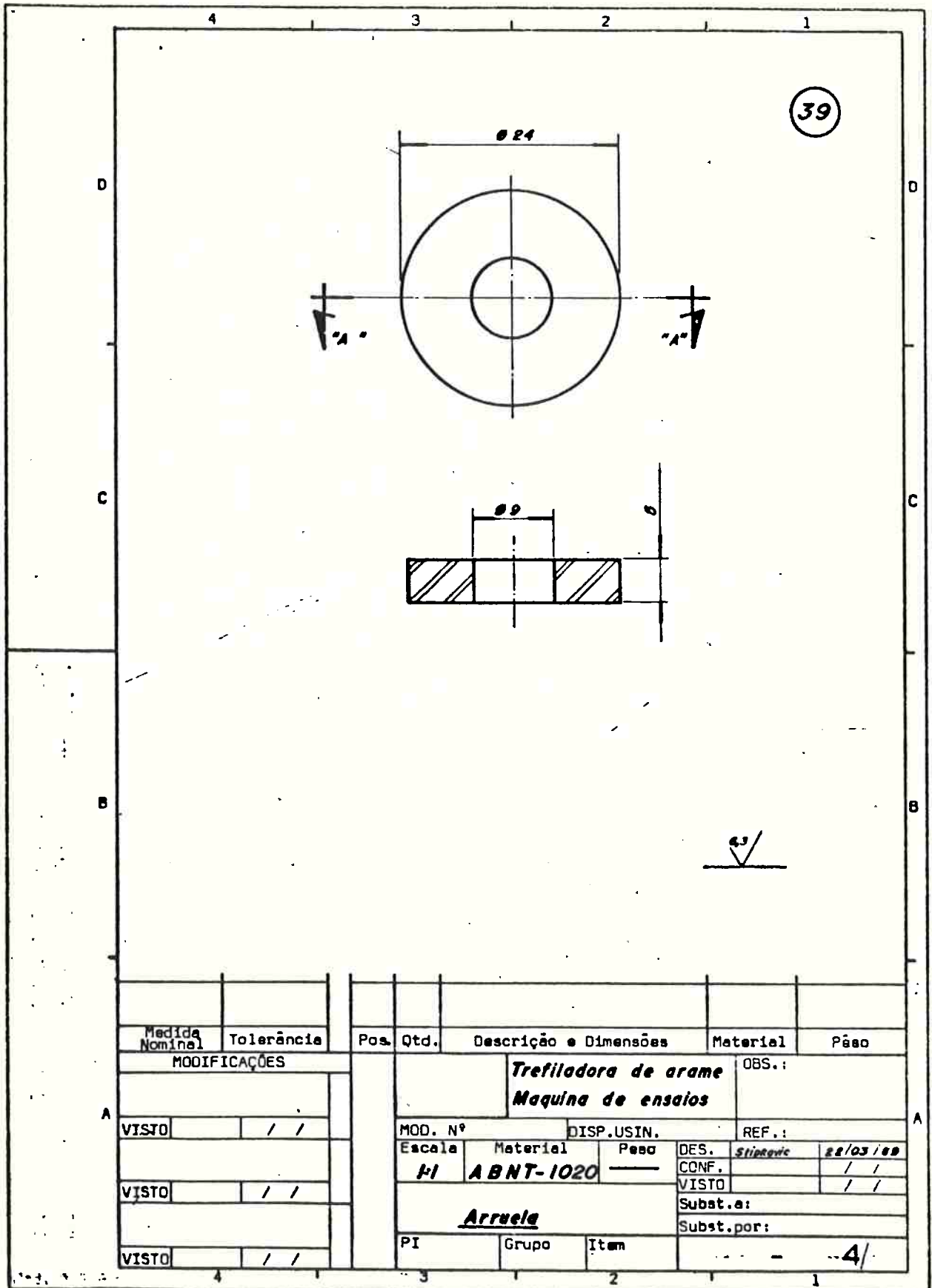




Medida Nominal	Tolerância	Pos.	Qtd.	Descrição e Dimensões	Materiais	Peso	
MODIFICAÇÕES		Trefiladora de arame				OBS.:	
		Máquina de ensaios					
VISTO	/ /	MOD. Nº	DISP. USIN.		REF.:		
		Escala	Materiais	Peso	DES. <i>Stipkeric</i>	<i>22/03/89</i>	
VISTO	/ /	2:1	ABNT-1030		CONF.	/ /	
		Chaveta				Subst. e:	
VISTO	/ /	PI	Grupo	Item	Subst. por:		
					-	- 4/	

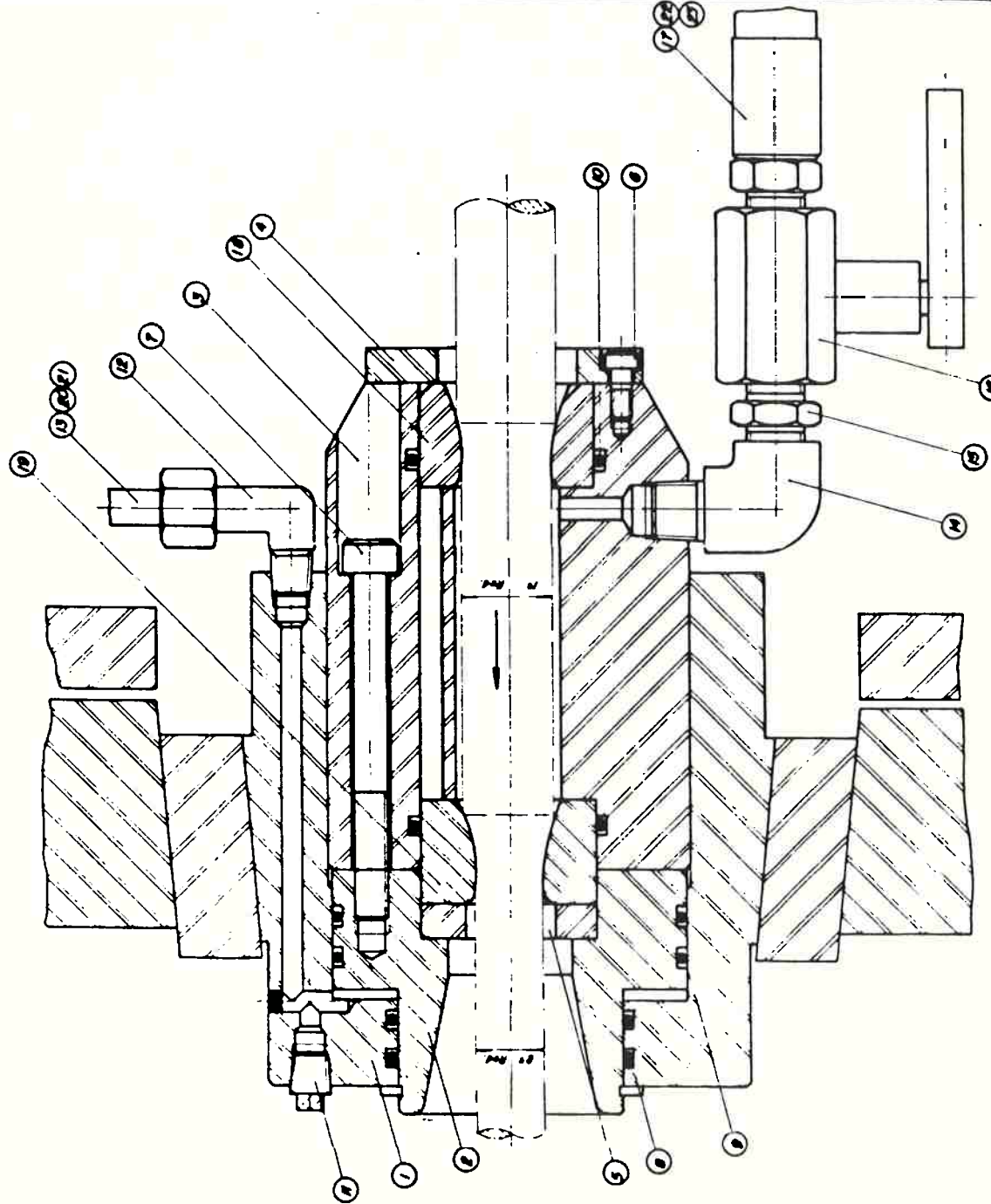


Medida Nominal	Tolerância	Pos.	Qtd.	Descrição e Dimensões	Material	Peso
MODIFICAÇÕES						
				Trefiladora de arame		OBS.:
				Máquina de ensaios		
VISTO		/ /		MOD. Nº	DISP.USIN.	REF.:
VISTO		/ /		Escala	Material	Peso
VISTO		/ /		1:2	ABNT 1020	OES. <i>Stipkeris</i> 30 / 03 / 89
VISTO		/ /		Distanciador		CONF. / /
VISTO		/ /				VISTO / /
VISTO		/ /				Subst.e: / /
VISTO		/ /				Subst.por: / /
VISTO		/ /		PI	Grupo	Item
VISTO		/ /				4/

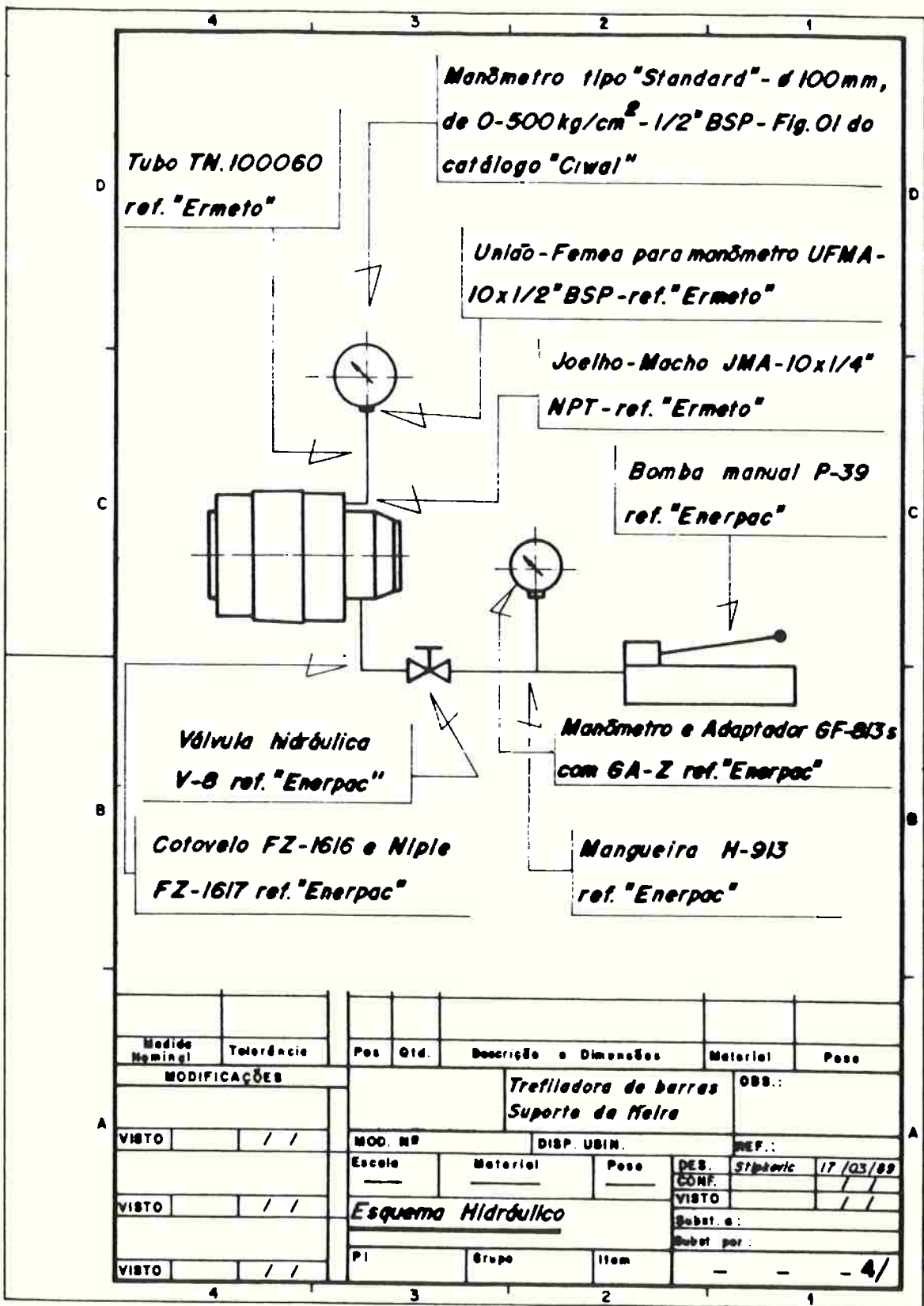


Medida Nominal	Tolerância	Pos.	Qtd.	Descrição e Dimensões	Material	Pêso
MODIFICAÇÕES						
VISTO	/ /			Trefiladora de arame		OBS.:
				Maquina de ensaios		
VISTO	/ /			MOD. N°	DISP.USIN.	REF.:
				Escala	Material	Pêso
VISTO	/ /			PI	ABNT-1020	
					DES. <i>Stipetic</i>	<i>22/03/89</i>
					CONF.	/ /
					VISTO	/ /
					Subst.a:	
					Subst.por:	
VISTO	/ /			Arruela		
		PI	Grupo	Item		-4/

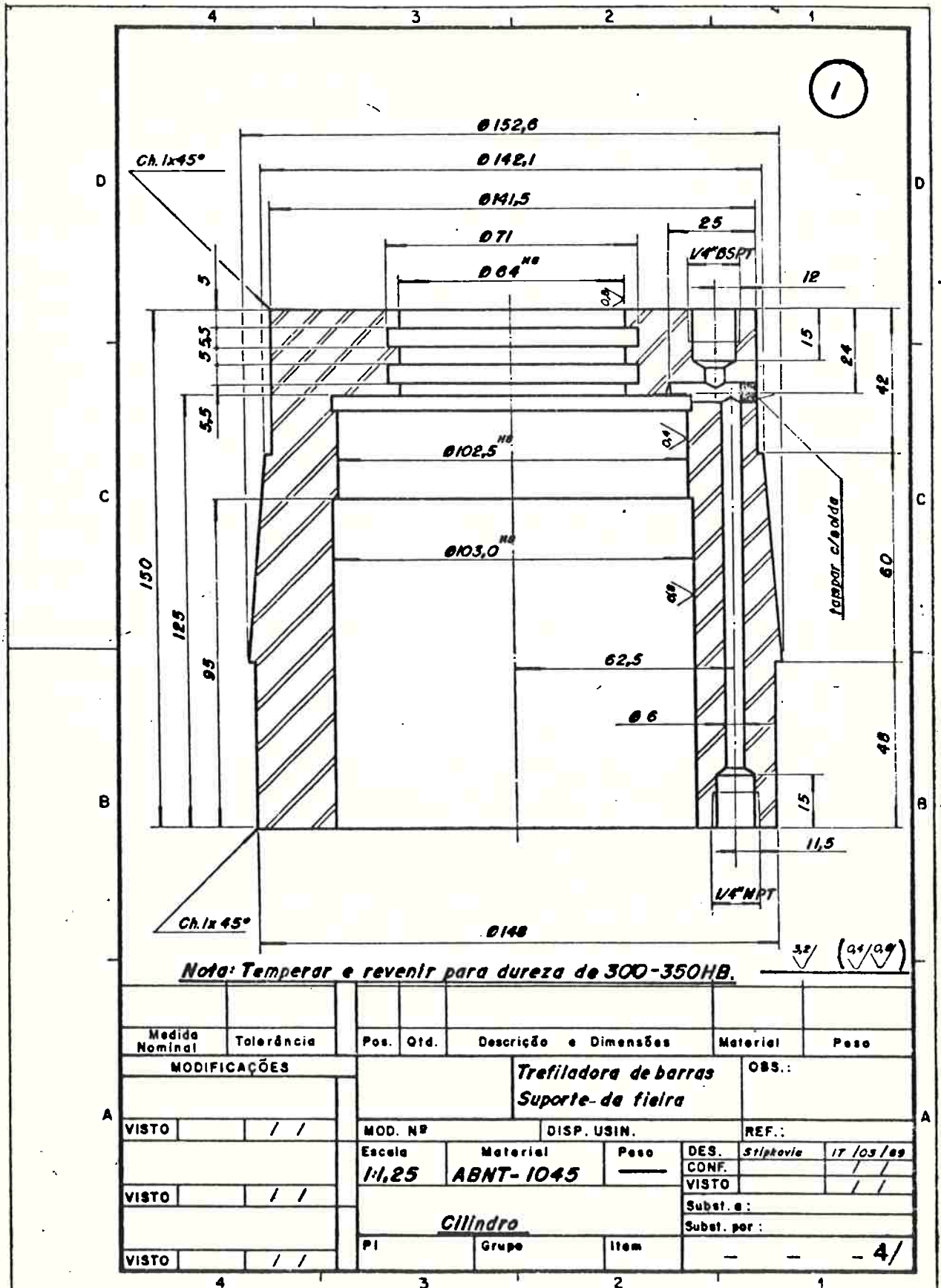
23	01	Manômetro GF-8035 "Emerpac"	
22	01	Adaptador GA-8 "Emerpac"	
21	01	Manômetro standard Ø 100mm 0-500kg/cm ² GF-8035 "EMPA"	
20	01	União flange UP 1/4" - 10x 1/2" - BSP - "Emata"	
19	01	Fleira 2º reduzido	
18	01	Fleira 1º reduzido	
17	01	Mangueira H-903 "Emerpac"	
16	01	Válvula hidráulica V-8 "Emerpac"	
15	01	Miple F2-1017 "Emerpac"	
14	01	Colarinho F2-1016 "Emerpac"	
13	01	Tubo TR100060 "Emata"	
12	01	Joelho macho JMA 10x 1/4" NPT "Emata"	
11	01	Bulbo, latr de 1/4" 6da Tegu	
10	02	Anel O'Ring #12332 "Vede- pneu" - Dim. 50x1,4	
9	02	Anel O'Ring #11794 "Vede- pneu" - Dim. 32x1,4	
8	02	Anel O'Ring #10508 "Vede- pneu" - Dim. 6,5x1,4	
7	04	Paraf. sext. mtr DIN 912 M10x 100 - 0,98 cilíndrica	class. B3
6	04	Paraf. sext. mtr DIN 912 M6 x15 - cob. cilíndrica	class. 12,9
5	01	Celso	ABNT-1045
4	01	Temper	ABNT-1046
3	01	Tecido	ABNT-1045
2	01	Plástico	ABNT-1045
1	01	Cilindro	ABNT-1045



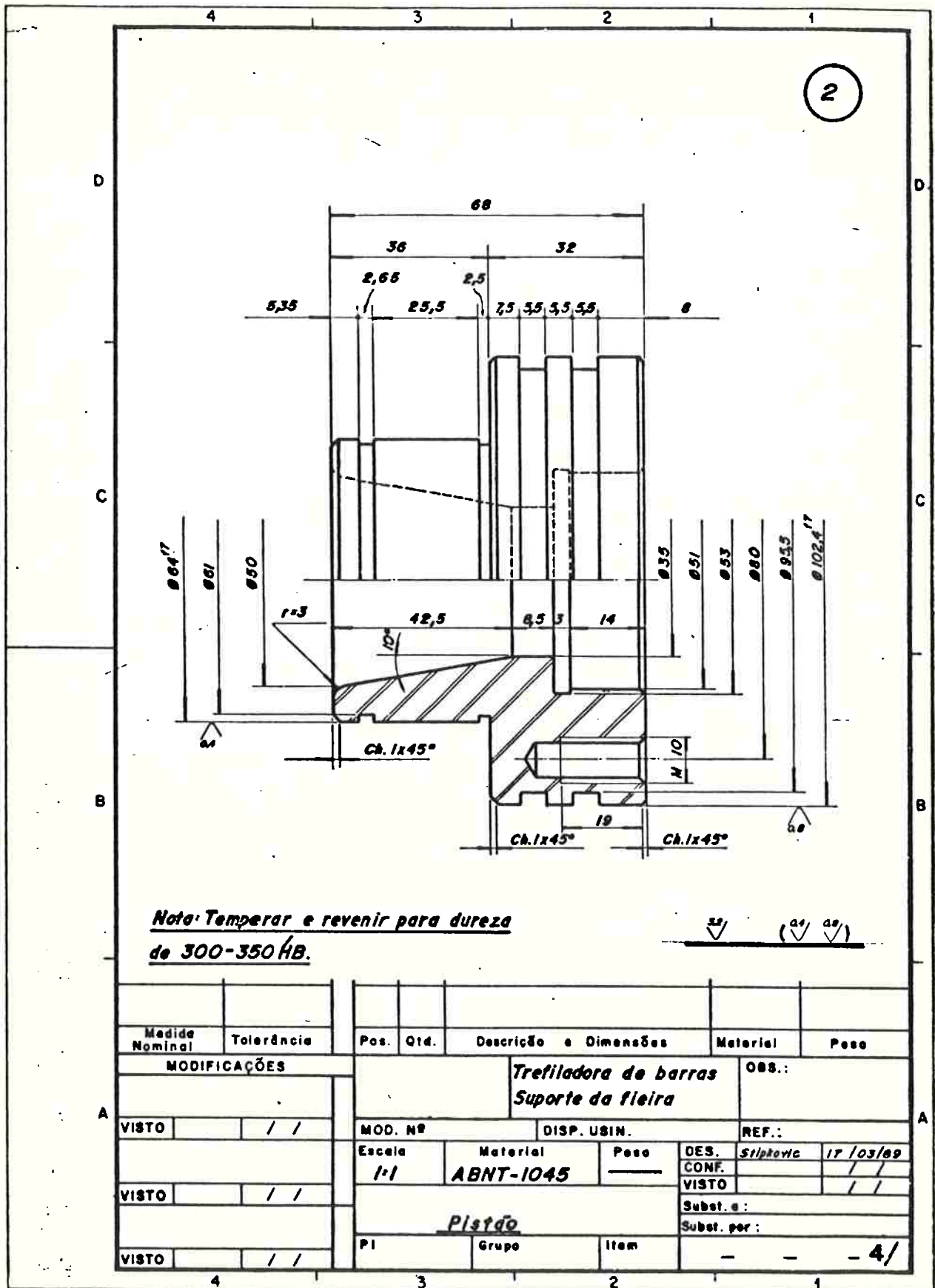
Projeto de cabeçote trefilador hidrodinâmico para barras.

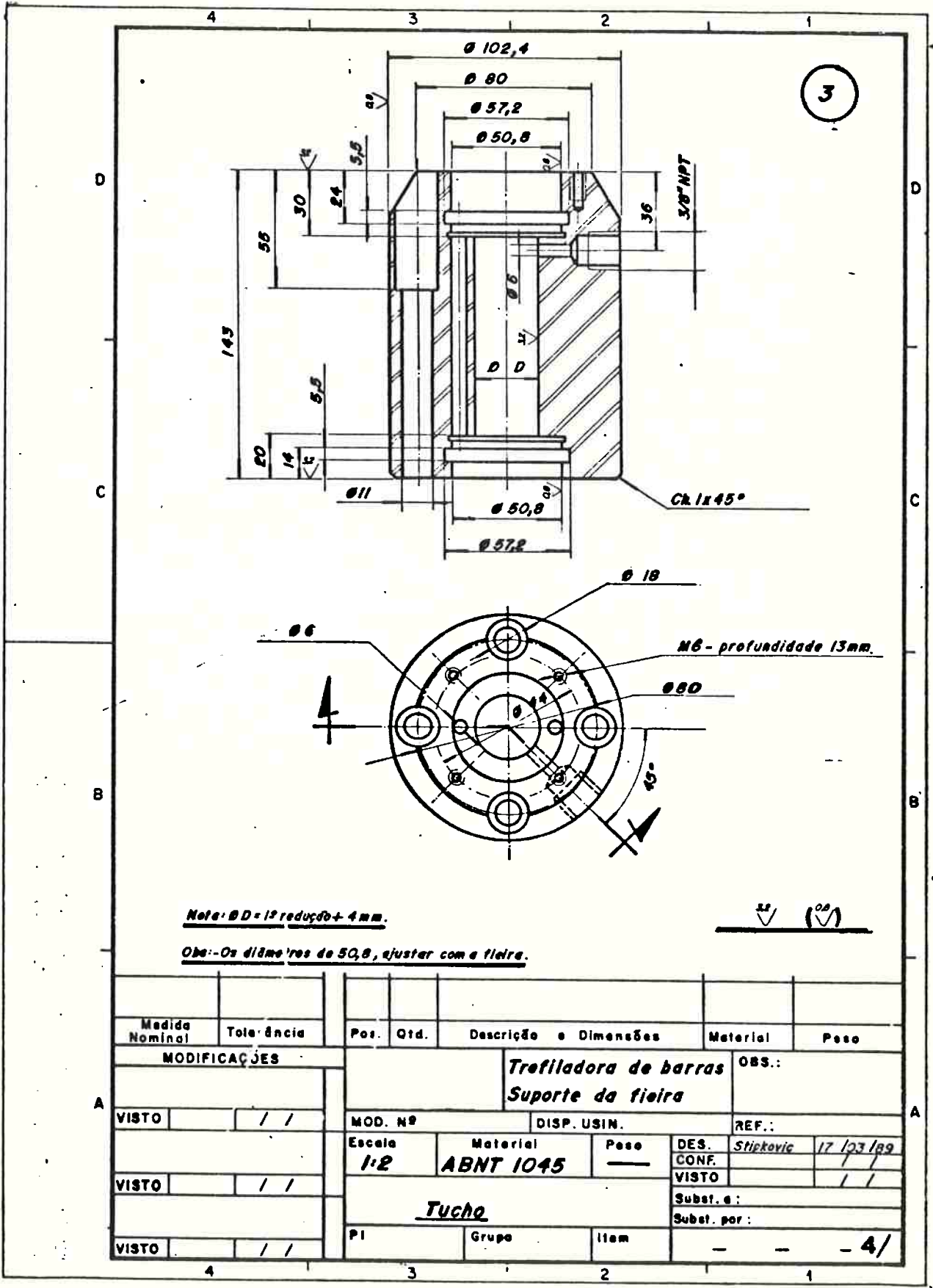


Esquema de ligações proposto para cabeçote trefilador hidrodinâmico de barras.



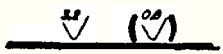
Medida Nominal	Tolerância	Pos.	Qtd.	Descrição e Dimensões	Material	Peso	
MODIFICAÇÕES		Trefiladora de barras				OBS.:	
MODIFICAÇÕES		Suporte-de fiavel				OBS.:	
VISTO	/ /	MOD. Nº	DISP. USIN.		REF.:		
VISTO	/ /	Escala	Material	Peso	DES.	17/03/89	
VISTO	/ /	1:1,25	ABNT-1045	—	CONF.	/ /	
VISTO	/ /	Cilindro			Subst. e:		
VISTO	/ /	PI	Grupo	Item	Subst. per:		
						4/	



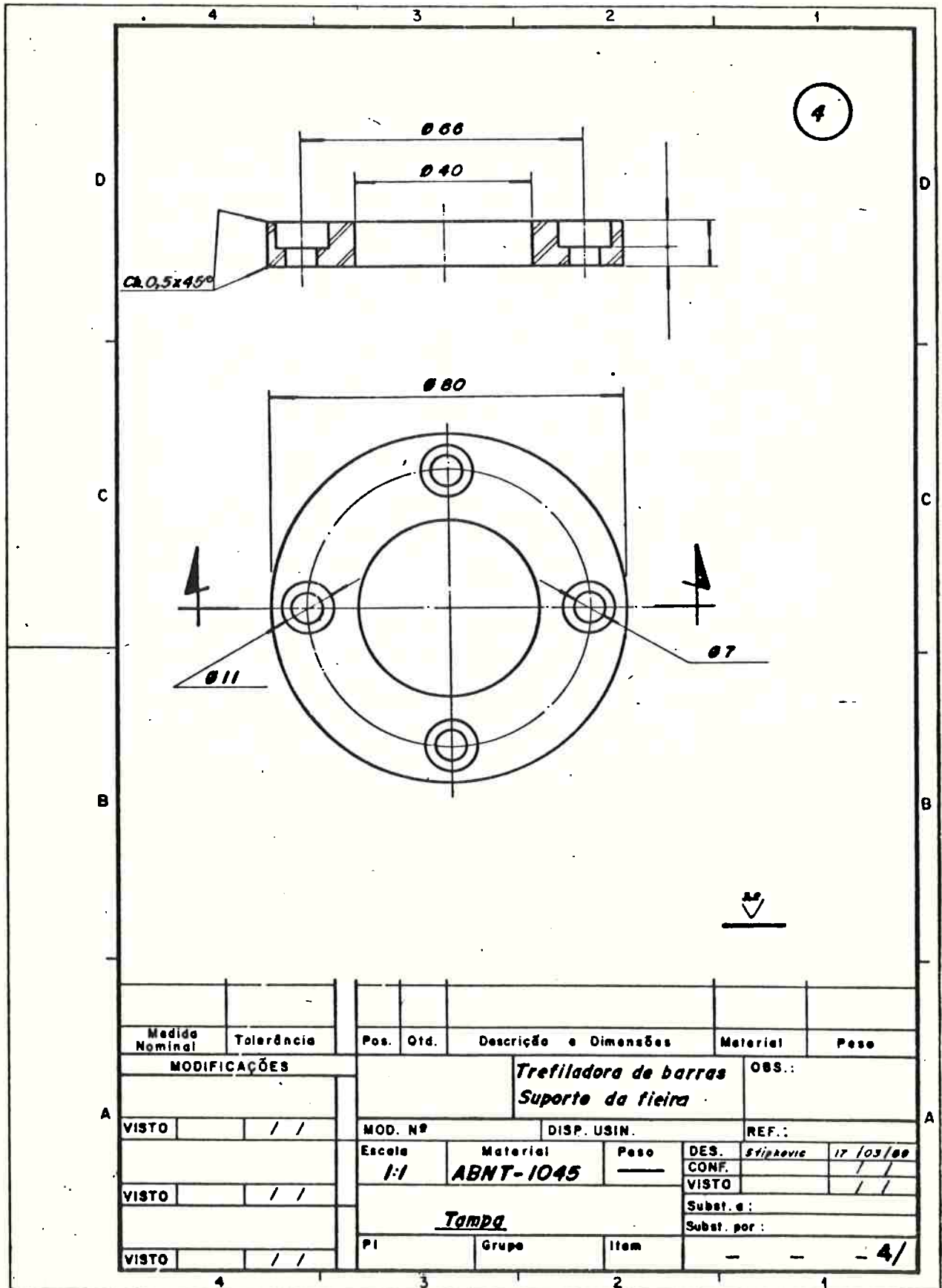


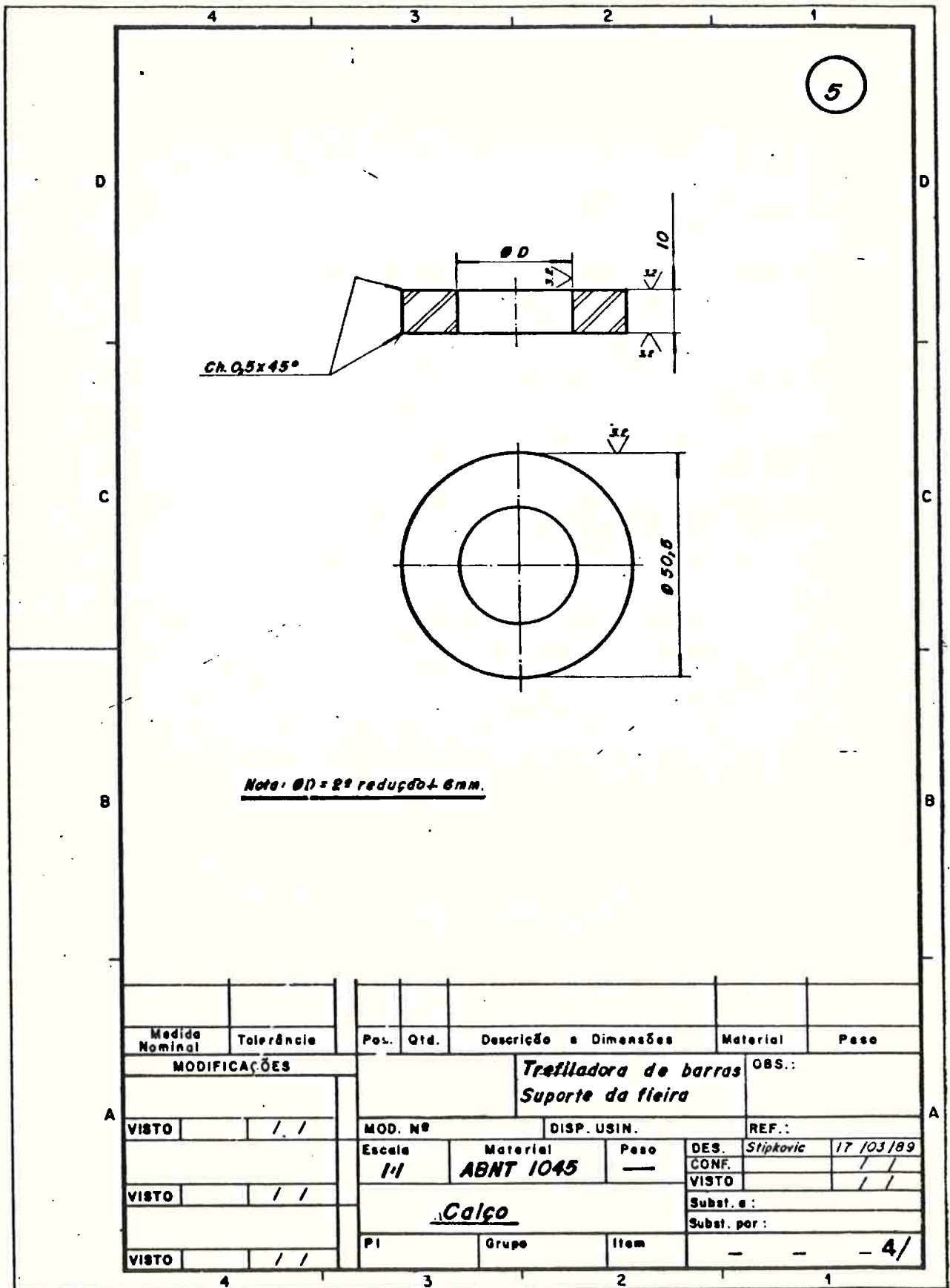
Nota: Ø D = 12 redução + 4 mm.

Obs: - Os diâmetros de 50,8, ajustar com a fiara.



Medida Nominal	Tolerância	Pos.	Qtd.	Descrição e Dimensões	Material	Peso	
MODIFICAÇÕES							
				Trefiladora de barras		OBS.:	
				Suporte da fiara			
VISTO	/ /	MOD. Nº		DISP. USIN.	REF.:		
		Escala	Material	Peso	DES. <i>Stiptovic</i>	17/03/89	
		1:2	ABNT 1045		CONF.	/ /	
VISTO	/ /	Tucho				Subst. e:	
		PI	Grupo	Item	Subst. por:		
VISTO	/ /				- - - 4/		





Apêndice 1

Simbologia

A	=	redução absoluta de área
A_1	=	área de seção de entrada da matriz
A_2	=	área de seção de saída da matriz
D	=	diâmetro médio no cone de deformação
D_1	=	diâmetro de entrada da barra
D_2	=	diâmetro de saída da barra
d_s	=	área elementar relativa a espessura $d\gamma$
F_t	=	força de trefilação
F_1	=	força na direção axial devido a variação de tensão longitudinal
F_2	=	força na direção axial devido a pressão da matriz sobre a circunferência de contacto.
F_3	=	força na direção axial devido a resistência de atrito
h	=	comprimento do arco de contacto no meio da zona de contacto
h	=	folga entre o arame e o tubo
$K_{f_{1,2}}$	=	tensões de escoamento antes e depois da fieira
K_{fm}	=	tensão média de escoamento
K_m	=	pressão ou resistência média de conformação
L	=	comprimento do contacto entre material e fieira
L	=	comprimento paralelo do eixo de simetria da matriz da região III
ℓ	=	comprimento da parte paralela do tubo de entrada de Christopherson
m	=	coeficiente de atrito entre o material e a ferramenta
N_t	=	potência necessária total para trefilação
P	=	força de tração
p	=	pressão do lubrificante

\bar{p}	=	pressão média na fieira
Q	=	força atuante na fieira
q	=	vazão do lubrificante
q	=	carga específica de lubrificante
r	=	distância entre o vértice da matriz e o elemento de estudo
r	=	redução relativa de secção
r_f	=	raio da superfície cilíndrica do material na saída
r, f, θ	=	sistema de coordenadas esféricas
R_θ	=	raio da superfície cilíndrica do material na entrada
t	=	espessura da película lubrificante
u	=	velocidade de entrada do arame
v	=	velocidade de trefilação
v_f	=	velocidade de saída da matriz
\dot{v}_r	=	campo de velocidade na direção radial.
w	=	potência trefiladora
$\dot{w}_{s_{1,2,..}}$	=	perdas de energia na trefilação
Y	=	tensão limite de escoamento por esforço uniaxial de tração
α	=	semi-ângulo da fieira
θ	=	ângulo formado pela posição do elemento de estudo e o eixo de simetria da matriz
$\dot{\epsilon}$	=	velocidade de deformação
ψ	=	ângulo de atrito
ϕ	=	fator de multiplicação de redundância
η	=	velocidade do lubrificante
μ	=	coeficiente de atrito
σ_0	=	tensão limite de escoamento do material
σ_m	=	limite médio de escoamento
σ_x	=	tensão na barra no cone de deformação

- σ_{x_1} = tensão introduzida na entrada da barra
- σ_{xb} = tensão do material na entrada da matriz
- σ_{xf} = tensão do material na saída da matriz
- $\sigma_{1,2,3}$ = superfícies esféricas da matriz
- $\sigma_{m\acute{a}x}$ = tensão máxima de cisalhamento
- σ_i = resistência ideal cisalhante

Apêndice 2

Lista de Figuras

	Página
Fig. 2.1 - Banco de estiramento para barras	8
Fig. 2.2 - Cabeçote trefilador simples para fio máquina .	9
Fig. 2.3 - Cabeçote múltiplo trefilador para fio máquina.	10
Fig. 2.4 - Máquina trefiladora combinada (tipo Schumag) .	11
Fig. 2.5 - Laminador de pontas	12
Fig. 2.6 - Apontadeira de barras por usinagem	14
Fig. 2.7 - Influência da temperatura e da concentração de HCL	16
Fig. 2.8 - Influência da temperatura e da cencentração de H ₂ SO ₄	17
Fig. 2.9 - Esquema de instalação de decapagem mecânica ..	18
Fig. 2.10 - Trefilação de tubo com mandril curto	19
Fig. 2.11 - Trefilação de tubo com mandril longo	19
Fig. 2.12 - Proporções dimensionais do núcleo de 1 fieira.	20
Fig. 2.13 - Fieira encarçada	21
Fig. 2.14 - Dinamômetro de Siebel	26
Fig. 2.15 - Fieira ajustável para quadrados	27
Fig. 2.16 - Fieira ajustável para chatos	27
Fig. 2.17 - Placa porta-fieira	28
Fig. 2.18 - Lubrificação de fieira para trefilação tubos .	28
Fig. 2.19 - Tensões atuando na trefilação de arame redondo	29

	Página
Fig. 2.20 - Distribuição de tensões (Rowe)	32
Fig. 2.21 - Esforços na trefilação	37
Fig. 2.22 - Distribuição das tensões	41
Fig. 2.23 - Esquemática do processo de trefilação	44
Fig. 2.24 - Diagrama de σ_{xf} / σ_0 em função da variação do semi-ângulo da ferramenta	51
Fig. 2.25 - Diagrama para determinação força de trefilação -	53
Fig. 2.26 - O efeito da fricção e ângulo da matriz sobre a distorção de uma linha vertical traçada sobre a secção transversal de uma barra redonda	54
Fig. 2.27 - Distribuição de temperatura	56
Fig. 2.28 - Redução máxima em função do meio-ângulo da ma- triz e do coeficiente de fricção μ (Avitzur) .	58
Fig. 3.1 - Algumas curvas de tensão-deformação	61
Fig. 3.2 - Exemplos de variação de esforço friccional com pressão normal	64
Fig. 3.3 - Esboço do processo de trefilação do fio, mos- trando as regiões onde a geometria pode indu- zir a efeitos hidrodinâmicos	74
Fig. 3.4 - Efeito da viscosidade do lubrificante na força requerida para trefilar arame de alumínio usan- do óleo mineral	78
Fig. 3.5 - Efeito do comprimento do arame trefilado na temperatura e resistência elétrica entre a ma- triz e o arame	80

Fig. 3.6 - Efeito da velocidade de trefilação na resistên- cia elétrica entre a matriz e o arame	- 80
Fig. 3.7 - Perfil de uma matriz para trefilação de arame gasta	- 86
Fig. 3.8 - Comportamento típico do desgaste das matrizes para trefilação do arame pela mudança no diâme- tro do arame trefilado com a quantia total tre- filada	- 88
Fig. 4.1 - Dispositivo para conseguir uma pressão elevada do lubrificante (conforme Milliken)	- 109
Fig. 4.2 - Suporte de fieiras para aplicar a lubrificação sob pressão (de acordo com Moscev)	- 110
Fig. 4.3 - Sugestões construtivas para fornecimento dire- to do lubrificante (de acordo com Turret) ...	- 111
Fig. 4.4 - Dispositivo adicional para lubrificação por óleo (conforme Christopherson)	- 111
Fig. 4.5 - Fieira com peça adicional para lubrificação com saponáceo (conforme a BISRA)	- 114
Fig. 4.6 - Fieira de pressão americana (conf. Reishaus) .	- 115
Fig. 4.7 - Perfil da câmara de pressão para promoção da lubrificação da película grossa na trefilação.	- 121
Fig. 4.8 - Efeito da pressão do lubrificante na força de trefilação para arame de cobre duro	- 123
Fig. 4.9 - Perfil da descascadeira usando lubrificante - sob pressão	- 124

Fig. 4.10 - Formas esquemáticas do fluxo do lubrificante .	- 126
Fig. 4.11 - Fluxo do lubrificante em função da velocidade do arame	- 127
Fig. 4.12 - Representação esquemática da peça adicional e da fieira	- 128
Fig. 5.1 - Projeto de cabeçote trefilador hidrodinâmico para barras	- 134
Fig. 5.1(a) - Esquema de ligações proposto para cabeçote trefilador hidrodinâmico de barras	- 135
Fig. 5.2 - Projeto de trefilação hidrodinâmico de arames.	- 136
Fig. 6.1 - Gráfico da potência teórica X velocidade	- 176
Fig. 6.2 - Gráfico da potência teórica X velocidade	- 177
Fig. 6.3 - Gráfico da potência real sem pressão lubrificante X velocidade e da potência real com pressão lubrificante X velocidade	- 179
Fig. 6.4 - Gráfico da potência real sem pressão lubrificante X velocidade e da potência real com pressão lubrificante X velocidade	- 180
Fig. 6.5 - Gráfico da potência real sem pressão lubrificante X velocidade e da potência real com pressão lubrificante X velocidade	- 181
Fig. 6.6 - Gráfico da potência real sem pressão lubrificante X velocidade e da potência real com pressão lubrificante X velocidade	- 182

- Fig. 6.7 - Gráfico da potência real sem pressão lubrificante X velocidade e da potência real com pressão lubrificante X velocidade - 183
- Fig. 6.8 - Gráfico da potência real sem pressão lubrificante X velocidade e da potência real com pressão lubrificante X velocidade - 184
- Fig. 6.9 - Gráfico da relação de tensão X ângulo - 192
- Fig. 6.10 - Gráfico da relação de tensão X ângulo - 193

Apêndice 3

Lista de Tabelas

	Página
Tab. 2.1 - Dimensões básicas das fieiras e carcaças (ISO R-1684)	- 22
Tab. 2.2 - Valores do ângulo de entrada (ISO-R-1684)	- 23
Tab. 2.3 - Classes de dureza (ISO-R-1684)	- 23
Tab. 2.4 - ABNT-EB-551 - Barras trefiladas redondas	- 24
Tab. 2.5 - Grau de acabamento mínimo em função do campo de tolerância e acabamento usual a máquina ...	- 25
Tab. 2.6 - Valores relativos a função $f(\alpha)$	- 48
Tab. 5.1 - Características de óleos lubrificantes	- 137
Tab. 5.2 - Especificação do Al e Cu utilizados nos ensaios	- 138
Tab. 5.3 - Propriedades mecânicas do Cu e Al ensaiados ..	- 139
Tab. 5.4 - Processo de trefilação - dados experimentais .	- 143
Tab. 5.5 - Processo de trefilação - dados experimentais .	- 144
Tab. 5.6 - Processo de trefilação - dados experimentais .	- 145
Tab. 5.7 - Processo de trefilação - dados experimentais .	- 146
Tab. 5.8 - Processo de trefilação - dados experimentais .	- 147
Tab. 5.9 - Processo de trefilação - dados experimentais .	- 148
Tab. 5.10 - Processo de trefilação - dados experimentais .	- 149
Tab. 5.11 - Processo de trefilação - dados experimentais .	- 150
Tab. 5.12 - Processo de trefilação - dados experimentais .	- 151
Tab. 5.13 - Processo de trefilação - dados experimentais .	- 152

Tab. 5.14 - Processo de trefilação - dados experimentais . -	153
Tab. 5.15 - Processo de trefilação - dados experimentais . -	154
Tab. 5.16 - Processo de trefilação - dados experimentais . -	155
Tab. 5.17 - Processo de trefilação - dados experimentais . -	156
Tab. 5.18 - Processo de trefilação - dados experimentais . -	157
Tab. 5.19 - Processo de trefilação - dados experimentais . -	158
Tab. 5.20 - Processo de trefilação - dados experimentais . -	159
Tab. 5.21 - Processo de trefilação - dados experimentais . -	160
Tab. 5.22 - Processo de trefilação - dados experimentais . -	161
Tab. 5.23 - Processo de trefilação - dados experimentais . -	162
Tab. 5.24 - Processo de trefilação - dados experimentais . -	163
Tab. 5.25 - Processo de trefilação - dados experimentais . -	164
Tab. 5.26 - Processo de trefilação - dados experimentais . -	165